THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ SAVOIE MONT BLANC

Spécialité : **Sciences pour l'ingénieur**

Arrêté ministériel : 25 Mai 2016

Présentée par

Daouda NIKIEMA

Thèse dirigée par **Pascale BALLAND** et
codirigée par **Alain SERGENT**

préparée au sein du **Laboratoire SYMME**
dans **l'École Doctorale S I E**

Pièces imprimées 3D renforcées fibres continues : approche métrologique, caractérisation mécanique et simulation numérique

Thèse soutenue publiquement le **24 Juin 2024**,

devant le jury composé de:

M. Pierre VACHER

Professeur, Université Savoie Mont Blanc, Examinateur, Président

M. Yves GROHENS

Professeur, Université Bretagne Sud, Rapporteur

M. François HENNEBELLE

Professeur, Université de Bourgogne, Rapporteur

Mme Valérie NASSIET

Professeure, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, Examinatrice

M. Pierrick MALECOT

Maître de Conférences, Académie Militaire de Saint-Cyr, Examinateur

Mme Pascale BALLAND

Professeure, Université Savoie Mont Blanc, Directrice

M. Alain SERGENT

Maître de Conférences, Université Savoie Mont Blanc, Codirecteur

Remerciements

Je souhaite exprimer ma profonde gratitude envers ma direction de thèse, les membres du laboratoire SYMME, mes collègues doctorants, ainsi que les examinateurs et rapporteurs de mon travail. Je suis reconnaissant envers toutes les personnes, qu'elles soient proches ou éloignées, qui ont apporté leur contribution à la réalisation de ce travail.

Titre de la thèse :

Pièces imprimées 3D renforcées fibres continues : approche métrologique, caractérisation mécanique et simulation numérique

Résumé

Les progrès réalisés ces dernières années sur les technologies de fabrication additive sont assez remarquables. Parmi ces nouvelles technologies, figure l'impression 3D de pièces renforcées avec des fibres continues qui fait l'objet de ces travaux. L'objectif de cette thèse est la maîtrise du procédé avec une caractérisation des pièces tant sur le plan géométrique et dimensionnel que sur la prédiction des propriétés mécaniques. Une étude de métrologie a été menée afin d'évaluer le potentiel industriel de l'imprimante à travers des investigations sur les indices de capabilité et les classes de qualité atteignables. Les résultats ont permis de positionner l'imprimante par rapport aux procédés traditionnels et aussi de proposer des règles de conception propres à ce procédé. Pour caractériser mécaniquement les pièces, des campagnes expérimentales d'essais de traction ont été menées en faisant varier les principaux paramètres d'impression afin d'identifier leurs influences sur le comportement mécanique des pièces. Ces caractérisations ont conduit à la mise en place de modèles analytiques et numériques pour prédire le comportement mécanique des pièces renforcées et non renforcées avec des fibres continues. Les modèles analytiques éprouvés ont été basés sur quatre approches (la loi des mélanges, la théorie classique des laminés, la rigidité moyenne en volume et la méthode 10%). Du point de vue numérique, deux techniques de modélisation par éléments finis ont été appliquées aux pièces imprimées (la méthode de simulation des composites avec des éléments Shell 2D et la technique des éléments imbriqués). Les résultats des approches analytiques et numériques comparés aux résultats expérimentaux ont montré des erreurs de prédiction acceptables ; ces résultats permettent d'estimer correctement le comportement d'une pièce composite 3D avant impression.

Mots clés : Impression 3D ; Composites à fibres continues ; Métrologie ; Indices de capabilité ; Caractérisations mécaniques ; Paramètres d'impression ; Prédiction analytique ; Simulation numérique.

Thesis title:

Continuous fiber reinforced 3D printed parts: metrological approach, mechanical characterization and numerical simulation

Abstract

The recent progress in additive manufacturing technologies has been remarkable, particularly in the area of 3D printing of parts reinforced with continuous fibers, which is the focus of this work. The objective of this thesis is to comprehend the process by characterizing parts in terms of their geometry and dimensions, as well as predicting their mechanical properties. A metrology study was conducted to evaluate the industrial potential of the printer by investigating capability indices and achievable quality classes. The findings were used to position the printer in relation to traditional processes and to propose design rules. Experimental tensile test series were conducted to mechanically characterize the parts. The main printing parameters were varied to identify their influence on the mechanical behavior of the parts. These characterizations have enabled the implementation of analytical and numerical models to predict the mechanical behavior of parts reinforced and unreinforced with continuous fibers. The analytical models were based on four approaches: mixture law, classical laminate theory, volume-averaged stiffness, and the 10% method. Two finite element modeling techniques, the composite simulation method with 2D Shell elements and the embedded element technique, were used to analyze the printed parts numerically. The analytical and numerical approaches were compared with the experimental results, and acceptable prediction errors were observed. These results enable accurate estimation of the behavior of a 3D composite part before printing.

Keywords: 3D printing; Continuous fiber composites; Metrology; Capability indices; Mechanical characterization; Printing parameters; Analytical prediction; Numerical simulation.

Productions scientifiques

Ces travaux de thèse ont fait l'objet de rédaction d'articles, publiés dans des revues. Des communications orales dans des conférences ont également été faites durant la thèse.

Articles publiés :

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Experimental and numerical investigations of 3D-printed glass fiber reinforced onyx composites with infill patterns, J. Reinf. Plast. Compos. (2024). https://doi.org/10.1177/07316844241247901.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Study of 3D-printed onyx parts reinforced with continuous glass fibers: Focus on mechanical characterization, analytical prediction and numerical simulation, J. Compos. Mater. 58 (2024) 1717–1736. https://doi.org/10.1177/00219983241247913.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Influence of anisotropy and walls thickness on the mechanical behavior of 3D printed onyx parts, CIRP J. Manuf. Sci. Technol. 50 (2024) 185–197. https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2024.03.002.

D. Nikiema, A. Sergent, P. Balland, Study of the industrial potential of Markforged X7 3D printer, Mechanics & Industry 25, 4 (2024). https://doi.org/10.1051/meca/2024003.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Experimental and numerical investigations of 3D-printed Onyx parts reinforced with continuous glass fibers, Arch. Civ. Mech. Eng. 24 (2024) 50. https://doi.org/10.1007/s43452-024-00861-5.

D. Nikiema, N.A. Sène, P. Balland, A. Sergent, Study of walls' influence on the mechanical properties of 3D printed onyx parts: Experimental, analytical and numerical investigations, Heliyon. 9 (2023) e19187. https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2023.e19187.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Study of the Mechanical Properties of 3D-printed Onyx Parts: Investigation on Printing Parameters and Effect of Humidity, Chinese J. Mech. Eng. Addit. Manuf. Front. 2 (2023) 100075. https://doi.org/10.1016/j.cjmeam.2023.100075.

Communications orales en conférence :

Daouda Nikiema, Alain Sergent, Pascale Balland. Assembly and Analysis of Clearances in 3D Printed Parts. 9th International Conference on Metrology, CAFMET, Apr 2024, Marrackech, Morocco. ⟨hal-04511206⟩

Daouda Nikiema, Pascale Balland, Alain Sergent. Experimental and Numerical Investigations of 3D Printed Onyx Parts. 3rd International Conference on APPLIED SCIENCE AND ENGINEERING, Sep 2023, Paris, France. ⟨hal-04311852⟩

Daouda Nikiema, Alain Sergent, Pascale Balland. Study of the Production Capability of the Markforged X7 Industrial Series 3D Printer on Onyx Parts. Congrès Français de Mécanique, Aug 2022, Nantes (Cité des Congrès), France. ⟨hal-04311840⟩

Table des matières

1 Généralités, contexte, problématique 2
1.1 Généralités 2
1.1.1 Introduction à la fabrication additive 2
1.1.2 Historique de la fabrication additive 2
1.1.3 Les enjeux liés à la fabrication additive 3
1.1.4 Les principales catégories de fabrication additive 4
1.1.5 Applications et objets imprimés 3D 9
1.2 Contexte de l'étude 11
1.2.1 Utilisation des composites de nos jours 12
1.2.2 Composites issus du FDM 15
1.2.3 Machines FDM composites à fibres longues 16
1.2.4 Introduction des paramètres d'impression 17
1.3 Problématique et objectifs de la thèse 18
1.3.1 Problématique de la thèse 18
1.3.2 Objectifs de la thèse 19
1.4 Synthèse et organisation du manuscrit 19
2 Étude métrologique du potentiel industriel de l'imprimante Markforged X7 22
2.1 Revue de littérature 22
2.1.1 Métrologie des pièces 22
2.1.2 Influence des paramètres d'impression sur les pièces imprimées 24
2.1.3 Indices de capabilité et intervalles de tolérance 25
2.1.4 Bilan de l'état de l'art 29
2.2 Étude métrologique et de capabilités de l'imprimante Markforged X7 29
2.2.1 Présentation du matériau et de la pièce étudiée 29
2.2.2 Instruments de mesure et analyse des données 31
2.2.3 Détermination des indices de capabilité de l'imprimante 32
2.2.4 Autres indices utiles 35
2.2.5 Étude des états de surface des pièces imprimées 36
2.2.6 Positionnement l'imprimante X7 par rapport aux autres procédés 39
2.3 Influence du vieillissement et de l'ajout des fibres sur la géométrie 40
2.3.1 Présentation de l'étude 40
2.3.2 Résultats et interprétation 41
2.3.3 Récapitulatif des mesures 42
2.4 Aide à la conception pour la fabrication additive FDM 42
2.4.1 Amélioration des caractéristiques géométriques et dimensionnelles 42
2.4.2 Vers une proposition de règles de conception pour le FDM Markforged X7 43
2.5 Bilan 44

3 Caractérisation mécanique et simulation numérique des pièces imprimées uniquement en Onyx 50
3.1 Revue de littérature 50
3.1.1 Les matériaux usuels en FDM et leurs propriétés mécaniques 50
3.1.2 Paramètres généraux d'impression en FDM 51
3.1.3 Modèles de comportement mécanique adoptés en FDM 52
3.1.4 Modélisation et simulation numérique en FDM 53
3.1.5 Bilan 54
3.2 Présentation du matériau et des paramètres d'impression 55
3.2.1 Présentation du filament : Onyx 55
3.2.2 Les paramètres d'impression 55
3.3 Caractérisations expérimentales 56
3.3.1 Présentation du dispositif et des essais 56
3.3.2 Les propriétés mécaniques de l'Onyx 57
3.3.3 Orientation et positionnement des éprouvettes sur le plateau d'impression 58
3.3.4 Analyse des modes de rupture des éprouvettes 63
3.3.5 Influence du nombre de murs sur les propriétés mécaniques 64
3.3.6 Analyse de la porosité des pièces à l'aide de la tomographie aux rayons X 70
3.4 Prédiction des propriétés mécaniques et modèles de comportement mécanique 71
3.4.1 Prédiction des propriétés mécaniques avec prise en compte des murs 71
3.4.2 Modèles de comportement mécanique 74
3.5 Simulations numériques 75
3.5.1 Simulation avec un modèle isotrope et prise en compte des murs 75
3.5.2 Approches de simulation numérique d'une pièce à géométrie « complexe » 82
3.6 Bilan 85
4 Caractérisation mécanique et simulation numérique des pièces imprimées 3D renforcées en fibres continues 90
4.1 Revue de littérature 90
4.1.1 Renforts et caractérisation mécanique des pièces 90
4.1.2 Prédiction des propriétés mécaniques 90
4.1.3 Simulation numérique 91
4.1.4 Utilisation des motifs de remplissage 91
4.1.5 Bilan de l'état de l'art 92
4.2 Caractérisation des fibres de verre imprimées 3D 93
4.2.1 Module élastique des fibres de verre imprimées 93
4.2.2 Constituants du filament de fibres de verre imprimées 94
4.3 Étude des propriétés mécaniques et des paramètres d'impression des fibres 98
4.3.1 Influence de l'arrangement des couches de fibres de verre 99
4.3.2 Modes d'impression des fibres 100
4.3.3 Analyses tomographiques des éprouvettes après rupture 104

4.3.4 Vers une optimisation du module élastique de pièces imprimées 3D 105
4.4 Prédictions analytiques des propriétés mécaniques 106
4.4.1 Prédiction du module élastique pour le mode d'impression concentrique 106
4.4.2 Prédiction du module élastique pour le mode d'impression isotropique 108
4.5 Simulations numériques 111
4.5.1 Approches adoptées en simulation numérique 111
4.5.2 Résultats des simulations 113
4.5.3 Quelle approche retenir ? 116
4.6 Étude de pièces imprimées avec des motifs de remplissage 117
4.6.1 Présentation des motifs étudiés 117
4.6.2 Homogénéisation mécanique 118
4.6.3 Simulation numérique des éprouvettes 124
4.7 Bilan 130
5 Investigations futures et conclusions 133
5.1 Simulation d'une pièce à trajectoire de fibres complexe 133
5.2 Influence du vieillissement sur les propriétés mécaniques des pièces imprimées en Onyx 134
5.2.1 Protocole du vieillissement 134
5.2.2 Propriétés mécaniques 135
5.2.3 Traitement thermique et réversibilité du phénomène vieillissement 137
5.2.4 Causes probables de la sensibilité de l'Onyx à l'humidité 138
5.2.5 Prédiction des propriétés mécaniques 140
5.3 Vers une fonctionnalisation des propriétés électriques des fibres de carbone 140
5.3.1 Mesure de la conductivité électrique 140
5.3.2 Conductivité électrique des couches de fibres de carbone 141
5.4 Conclusion générale et perspectives 142

Liste des figures

Figure 1.1 : Illustration des déchets produits entre procédé conventionnelle / fabrication additive [3]. 4
Figure 1.2 : Schéma de principe d'un procédé SLA. 5
Figure 1.3 : Schéma de principe du Fused Deposition Modelling 6
Figure 1.4 : Schéma de principe du procédé Selective Laser Sintering [6]. 7
Figure 1.5 : Autres procédés de fabrication additive. 9
Figure 1.6 : Domaines d'application possibles de la fabrication additive. 11
Figure 1.7 : Utilisation des composites chez Airbus. 12
Figure 1.8 : Représentation d'un matériau composite selon le type de renfort utilisé [17]. ... 13
Figure 1.9 : Mise en œuvre de composites en utilisant un stratifié [19]. 13
Figure 1.10 : Applications possibles des composites. 15
Figure 1.11 : Schéma simplifié du FDM composite à fibres continues [41]. 16
Figure 1.12 : Imprimante Markforged X7. 17
Figure 2.1 : Pièce étudiée par Rathor et al. [48]. 22
Figure 2.2 : Pièce étudiée par Maurya et al. [49]. 23
Figure 2.3 : Démarches adoptées par Mora et al. [64]. 24
Figure 2.4 : Exemples d'illustration des indices Cp et Cpk. 27
Figure 2.5 : Extrait des classes d'IT en fonction des dimensions [86]. 28
Figure 2.6 : a) Pièce étudiée (dimensions cm) et b) résultats obtenus par Günay et al. [84]. .. 29
Figure 2.7 : Vues de la pièce étudiée et repérage des surfaces. 30
Figure 2.8 : Paramétrage de la pièce dans Eiger. 31
Figure 2.9 : a) Prise de mesures à l'aide de la MMT b) acquisition des données et c) pied à coulisse. 31
Figure 2.10 : Histogramme et indices de capabilité (cas de l'IT12 pour la cote **C25**). 33
Figure 2.11 : Histogramme et indices de capabilité (cas de l'IT12 pour le diamètre **D10**). 34
Figure 2.12 : Illustration de la justesse et de la fidélité 35
Figure 2.13 : Pièce étudiée (faces analysées : A et B). 36
Figure 2.14 : Mesure de la rugosité des pièces avec le rugosimètre S4100 Mitutoyo. 37
Figure 2.15 : Profil de rugosité de la face A (pièce imprimée à 0,2 mm d'épaisseur de couche). 37
Figure 2.16 : Spectre de fréquence obtenue après application de la TFD sur le profil de rugosité de la face A (pièce imprimée à 0,2 mm d'épaisseur de couche). 38
Figure 2.17 : Pièce renforcée en fibres de verre. 41
Figure 3.1 : Diagramme d'Ishikawa appliqué en FDM [23,101]. 51
Figure 3.2 : a) Impression de pièces pour identification du comportement mécanique et b) différence de positionnement des éprouvettes sur un plateau d'impression. 52
Figure 3.3 : Échelle d'étude adoptée par Torre et al.[103] pour définir le comportement du matériau. 52

Figure 3.4 : Courbes contraintes, déformations selon les angles d'orientation de Zou et al. [95]. 53
Figure 3.5 : Démarche adoptée par Domingo-Espin et al. [102]. 53
Figure 3.6 : Démarche adoptée par Hambali et al. [105]. 54
Figure 3.7 : a) Bobine d'Onyx b) image obtenue au microscope électronique à balayage (MEB). 55
Figure 3.8 : Géométrie de l'éprouvette de traction (dimensions en millimètre). 56
Figure 3.9 : Configuration d'impression de référence. 57
Figure 3.10 : a) Eprouvettes imprimées et b) essai de traction. 58
Figure 3.11 : Repères et angles de trame des couches sur le plateau de l'imprimante X7. 59
Figure 3.12 : Orientation des éprouvettes sur le plateau d'impression. 59
Figure 3.13 : Courbes de traction des éprouvettes selon l'angle d'orientation. 60
Figure 3.14 : Différents positionnements des éprouvettes. 61
Figure 3.15 : Courbes de traction des éprouvettes en fonction du positionnement. 62
Figure 3.16 : Modes de rupture des éprouvettes selon l'orientation. 63
Figure 3.17 : Éprouvette constituée à 100% de murs. 64
Figure 3.18 : a) Technique de découpe des éprouvettes Onyx et b) disposition des murs..... 65
Figure 3.19 : Courbes contrainte-déformation des murs et motif (positionnement XY et XZ). 66
Figure 3.20 : Évolution du module d'Young en fonction du nombre de murs (positionnement XY). 67
Figure 3.21 : Courbes contraintes-déformations des éprouvettes en fonction du nombre de murs (XY). 68
Figure 3.22 : Courbes de traction en fonction du nombre de murs (éprouvettes ZX). 69
Figure 3.23 : Images tomographiques a) éprouvette XY, b) éprouvette XZ et c) murs. 70
Figure 3.24 : Configuration volumique des murs et du motif de remplissage (solide). 71
Figure 3.25 : Estimateur de propriétés mécaniques (GUI). 74
Figure 3.26 : Simulation de l'essai de traction d'une éprouvette à 4 murs. 76
Figure 3.27 : Courbes numériques et expérimentales du motif et des murs (positionnement XY et XZ). 77
Figure 3.28 : Résultats de la simulation des éprouvettes (éprouvette XY 4 murs et XZ 2 murs) a) comparaison entre courbes expérimentales et numériques et b) champ des contraintes dans les éprouvettes. 78
Figure 3.29 : Dimensions et paramètres d'impression. L'épaisseur de la bielle est de 5 mm. 80
Figure 3.30 : Résultats de la simulation de la bielle a) contraintes de Von Mises, b) déformations et c) zone de rupture observée lors de l'essai de traction de la bielle imprimée. 80
Figure 3.31 : Comportement expérimental et numérique de la bielle en traction. 81
Figure 3.32 : Exemple de pièce étudiée a) modèle CAO avec l'identification des positionnements et du chargement mécanique appliqué et b) vue interne de la section de la pièce. 82

Figure 3.33 : Simulation avec des modèles de comportement isotropes appliqués à chaque partie. 83
Figure 3.34 : Simulation avec un modèle de comportement orthotrope. 83
Figure 3.35 : Cartographie des contraintes des deux cas de simulation a) modèle isotrope et b) modèle orthotrope. 84
Figure 3.36 : Résumé des deux méthodes de simulation proposées. 85
Figure 4.1 : Eprouvettes imprimées uniquement en filament de fibres de verre. 93
Figure 4.2 : a) Courbe contrainte-déformation des filaments de fibres de verre et b) comparaison des modules élastiques. 94
Figure 4.3 : Fibres de verre après dissolution du nylon dans l'acide sulfurique. 95
Figure 4.4 : Ratios des constituants du filament de fibres de verre en fonction de l'angle d'impression. 95
Figure 4.5 : Comparaison du ratio de vide entre les deux méthodes. 96
Figure 4.6 : a) Scan du filament de fibres de verre au MEB, b) représentation simplifiée de la section du filament de fibres de verre et c) section équivalente idéalisée du filament de fibres de verre. 97
Figure 4.7 : a) Dimensions de l'éprouvette Onyx/fibres de verre étudiée (dimensions en millimètre), forme et dimensions tirées de la norme ASTM D3039, b) essai de traction et c) essai de flexion 3 points. 98
Figure 4.8 : Arrangement des couches de fibres de verre dans l'éprouvette étudiée a) arrangement 1GFLx12, b) arrangement 6GFLx2 et c) arrangement 12GFLx1. 99
Figure 4.9 : Modes d'impression des fibres sur l'imprimante Markforged X7 a) mode concentrique et b) mode isotropique. 100
Figure 4.10 : Illustration du mode concentrique des fibres (5CF-6LS-2FS) a) image de la section obtenue en tomographie et b) modèle simplifié de la section. 101
Figure 4.11 : Courbe de traction des deux types d'éprouvettes avec fibres concentriques. 101
Figure 4.12 : Illustration du démarrage d'impression des fibres, cas de l'éprouvette 5CF-6LS-2FS. 102
Figure 4.13 : Courbes de traction des éprouvettes en fonction du démarrage d'impression des fibres. 102
Figure 4.14 : Éprouvette avec des fibres de verre imprimées en mode isotropique. 103
Figure 4.15 : Courbes de traction de l'éprouvette étudiée avec mode d'impression isotropique des fibres. 104
Figure 4.16 : Scan tomographique de la section longitudinale d'une éprouvette après rupture. 104
Figure 4.17 : Optimisation du module élastique d'une éprouvette en fonction du temps d'impression, du coût et du nombre de murs. 106
Figure 4.18 : Comparaison du module élastique prédit par les quatre méthodes analytiques. 110
Figure 4.19 : Modèle numérique de l'éprouvette 3CF-6LS-2FS (Shell 2D). 112

Figure 4.20 : Modèle numérique de l'éprouvette 3CF-6LS-2FS. 112
Figure 4.21 : Démarche synthétique de modélisation à l'aide des éléments imbriqués. 113
Figure 4.22 : Courbe expérimentale vs courbes numériques de l'éprouvette [0/+45/-45/90]2S. 114
Figure 4.23 : Cartographie des contraintes dans les éléments de l'éprouvette [0/+45/-45/90]2S a) contraintes dans les fibres et b) contraintes dans l'Onyx (motif et murs). 115
Figure 4.24 : Zone de rupture observée en simulation et en essai. 115
Figure 4.25 : Exemple de pièce avec une trajectoire de fibres complexe (gâchette de carabine conçue à l'IUT d'Annecy). 116
Figure 4.26 : Motifs étudiés a) motif triangulaire 37% de densité (T37), b) motif triangulaire 55% de densité (T55), c) motif hexagonal 27% de densité (H27) et d) motif hexagonal 62% de densité (H62). 117
Figure 4.27 : Section d'une éprouvette imprimée composite avec motif (exemple étudié)... 118
Figure 4.28 : Principe de l'homogénéisation a) pièce initiale (non homogène) et b) pièce homogénéisée. 118
Figure 4.29 : Identification des VER a) VER triangulaire et b) VER hexagonal. 119
Figure 4.30 : Dimensions du VER étudié. 120
Figure 4.31 : Paramètres mécaniques homogénéisés selon la densité de remplissage (motif triangulaire). 122
Figure 4.32 : Masse volumique homogénéisée du matériau en fonction de la densité de remplissage du motif a) motif triangulaire et b) motif hexagonal. 123
Figure 4.33 : Déplacement du VER triangulaire selon les cas de charge d'homogénéisation : traction pure x, y, z et cisaillement pur xy, yz, xz. 123
Figure 4.34 : Déplacement du VER hexagonal selon les cas de charge d'homogénéisation : traction pure x, y, z et cisaillement pur xy, yz, xz. 124
Figure 4.35 : Modèles numériques des éprouvettes a) traction et b) flexion 3 points. 125
Figure 4.36 : Courbes expérimentales vs courbes numériques de l'éprouvette T55 a) traction et b) flexion. 126
Figure 4.37 : Résultats numériques des éprouvettes a) traction et b) flexion 3 points..... 127
Figure 4.38 : Champs de contraintes dans chaque élément constitutif de l'éprouvette T55 en traction a) toit & plancher, b) murs, c) motif homogénéisé et d) fibres de verre. 128
Figure 4.39 : Champs de contraintes dans chaque élément constitutif de l'éprouvette T55 en flexion 3 points a) toit & plancher, b) murs, c) motif homogénéisé et d) fibres de verre. 128
Figure 5.1 : Pièce soumise à l'étude : gâchette de carabine conçue à l'IUT d'Annecy. 133
Figure 5.2 : Couche présentant une trajectoire de fibres complexe. 134
Figure 5.3 : Démarche globale de rétroconception des trajectoires des fibres. 134
Figure 5.4 : Protocole de vieillissement a) éprouvettes en cours de vieillissement et b) pesée des éprouvettes avec la balance numérique Eplorer OHAUS (résolution 0,0001 gramme). 135
Figure 5.5 : Courbes de traction des éprouvettes en fonction du vieillissement. 135

Figure 5.6 : Évolution du module d'Young et du taux d'humidité en fonction de la durée de vieillissement. 136
Figure 5.7 : Influence de l'étuvage préalable sur le vieillissement des éprouvettes (module d'Young). 138
Figure 5.8 : Image au microscope électronique à balayage de la section des éprouvettes après l'essai de traction. a) éprouvette non vieillie et b) éprouvette vieillie. 139
Figure 5.9 : Module d'Young expérimental vs module d'Young prédit. 140
Figure 5.10 : a) Géométrie de l'éprouvette et b) éprouvette renforcée en fibres de carbone. 141
Figure 5.11 : Mode d'empilement des couches a) 1 bloc de 6 couches (6Lx1), b) 6 couches alternées par de l'Onyx (1Lx6) et c) 2 blocs de 3 couches (3Lx2). 141
Figure 5.12 : Conductivité électrique des éprouvettes a) influence du nombre de couches de fibres de carbone et b) influence du mode d'empilement. 142

Liste des tableaux

Tableau 2.1. Valeurs moyennes obtenues [48]. 23
Tableau 2.2. Quelques travaux sur la métrologie en FDM en fonction des paramètres d'impression. 25
Tableau 2.3. Tolérances des cotes extraites de l'ISO 286-1. 33
Tableau 2.4. Résumé des indices de capabilité basés sur les dimensions linéaires. 33
Tableau 2.5. Défauts calculés et leurs classes. 35
Tableau 2.6. Rugosité de la surface A en fonction de l'épaisseur de couche et comparaison entre la largeur de cordon obtenue à l'aide de la TFD et celle paramétrée par l'imprimante. 38
Tableau 2.7. Rugosité de la surface B en fonction de l'épaisseur de couche et comparaison entre l'épaisseur de couche obtenue à l'aide de la TFD et celle paramétrée à l'impression. 39
Tableau 2.8. Vue d'ensemble des IT selon le procédé Lieneke et al. [65]. 40
Tableau 2.9. Influence du vieillissement entre pièces vieillies et non vieillies. 41
Tableau 2.10. Influence du vieillissement sur les pièces renforcées. 41
Tableau 2.11. Impact de la correction des dimensions sur la justesse. 43
Tableau 3.1. Propriétés mécaniques du filament d'Onyx (essai effectué avec 3 échantillons). 55
Tableau 3.2. Propriétés mécaniques de l'Onyx. 57
Tableau 3.3. Propriétés mécaniques en fonction de l'angle d'orientation sur le plateau. 60
Tableau 3.4. Propriétés mécaniques en fonction du positionnement. 61
Tableau 3.5. Propriétés mécaniques moyennes des murs et du motif (positionnement XY et XZ). 65
Tableau 3.6. Propriétés mécaniques moyennes en fonction du nombre de murs (XY). 67
Tableau 3.7. Propriétés mécaniques des éprouvettes en fonction du nombre de murs (XZ). .. 68
Tableau 3.8. Propriétés mécaniques en fonction du nombre de murs (positionnement ZX). .. 69
Tableau 3.9. Comparaison entre les propriétés mécaniques élastiques expérimentales et celles prédites par la loi des mélanges (positionnement XY). 72
Tableau 3.10. Comparaison entre les propriétés mécaniques élastiques expérimentales et celles prédites par la loi des mélanges (positionnement XZ). 73
Tableau 3.11. Paramètres élastiques des murs et du motif utilisés en simulation (XY-XZ).... 76
Tableau 3.12. Comparaison des propriétés mécaniques élastiques. 79
Tableau 3.13. Paramètres d'impression de la bielle. 80
Tableau 3.14. Comparaison des propriétés élastiques de la bielle. 81
Tableau 4.1. Module élastique moyen en fonction du démarrage d'impression des fibres. .. 102
Tableau 4.2. Paramètres mécaniques du filament de fibres de verre et de l'Onyx (motif et murs). 106
Tableau 4.3. Différents éléments utilisés dans les équations pour le calcul du module élastique. 107
Tableau 4.4. Comparaison entre module expérimental et module prédit par la RoM. 107
Tableau 4.5. Paramètres dimensionnels et élastiques des fibres de verre. 113

Tableau 4.6. Modules élastiques (E) prédits en simulation numérique vs module expérimental (GPa). 113
Tableau 4.7. Dimensions des VER..... 119
Tableau 4.8. Propriétés mécaniques homogénéisées du VER hexagonal étudié. 120
Tableau 4.9. Propriétés mécaniques homogénéisées en fonction de la densité (d) de remplissage du motif triangulaire (37%, 45% et 55%). 121
Tableau 4.10. Propriétés mécaniques homogénéisées en fonction de la densité (d) de remplissage du motif hexagonal (27%, 40%, 50% et 62%). 121
Tableau 4.11. Comparaison du module expérimental vs numérique en flexion et en traction. 126
Tableau 4.12. Paramètres homogénéisés du nouveau matériau avec d la densité de remplissage. 129
Tableau 4.13. Comparaison du module expérimental et numérique de l'éprouvette T50. 129
Tableau 5.1. Propriétés mécaniques et influence de l'humidité. 136
Tableau 5.2. Influence du retrait du taux d'humidité sur le module d'Young des éprouvettes vieillies. 137

Chapitre 1 :

Généralités, contexte, problématique

Ce premier chapitre présente les différentes technologies de fabrication additive et les enjeux liés à leurs utilisations. Le contexte et la problématique de la thèse sont développés et les objectifs définis.

1 Généralités, contexte, problématique

1.1 Généralités

1.1.1 Introduction à la fabrication additive

La fabrication additive (FA) désigne une grande famille de procédés de fabrication qui a pour principe commun la réalisation d'un objet physique couche par couche. Selon la norme ASTM 52900, la fabrication additive regroupe les technologies permettant de fabriquer des pièces couche par couche à partir d'une matière donnée et d'un modèle numérique de pièce. Le concept de la fabrication additive est vieux d'au moins 40 ans, les premières idées ont émergé à la fin des années 70, début des années 80[1]. Aujourd'hui, la FA a beaucoup évolué et s'est largement démocratisée, ce qui a permis d'en développer plusieurs technologies.

Les technologies de FA disponibles sont catégorisées selon la famille de matériaux utilisés (polymère, métal ou céramique), selon l'état du matériau (liquide ou solide), selon la source d'énergie (résistance chauffante, laser, faisceau d'électrons…), selon le conditionnement de la matière première (filament, poudre, résine…) [1]. Le point commun de toutes ces technologies est qu'elles permettent la réalisation des pièces physiques aux formes géométriques complexes difficilement réalisables par les procédés classiques tels que l'usinage, le forgeage, l'injection, le moulage… Ce procédé au départ était uniquement utilisé dans l'industrie pour la validation des concepts ou des designs, la fabrication de prototypes et la fabrication de gadgets. Dans le domaine de l'éducation, elle est utilisée dans les projets scolaires et aux expositions du savoir-faire lors des journées portes ouvertes. De nos jours, la fabrication additive s'invite dans la réalisation de pièces industrielles fonctionnelles en petite ou moyenne série ou en série unitaire personnalisée.

Les progrès réalisés dans ce procédé de fabrication ont permis depuis peu la fabrication de pièces multimatériaux, notamment des composites. Les recherches autour de ce concept au moins au niveau universitaire se sont développés également, mais restent lentes comparativement à l'avancée des technologies de FA.

1.1.2 Historique de la fabrication additive

Les technologies de FA ont énormément évolué ces dix dernières années avec à la clé la naissance de nombreux projets innovants de procédé de fabrication et de prototypage. Elles ont été adoptées au fil des années dans plusieurs secteurs d'activité dans la chaîne de production des produits finis ou semi-finis. La FA est déjà riche d'une longue histoire. Dans les années 1800, les travaux autour de ce concept voient le jour notamment en 1859 quand François Willem a développé une méthode dénommée « sculpture photographique » avec laquelle il a utilisé 24 caméras placées à différents angles pour capturer des modèles 3D de sujets humains.

[1] https://prototechasia.com/en/stereolithography/history-of-stereolithography

Plus tard en 1892, Joseph E. Blanther a inventé et breveté son appareil utilisant la superposition pour créer des cartes topographiques en 3D.

Vers la fin des années 70, le chercheur japonais Dr Hideo Kodama fut le premier à inventer une technologie d'impression 3D. Sa technique consistait en une fabrication couche par couche utilisant la lumière ultraviolette pour durcir les polymères photosensibles. Le 16 juillet 1984, les Français Alain Le Mehaute, Olivier de Witte et Jean-Claude André déposèrent un brevet sur le procédé dit de stéréolithographie, mais leur demande fut abandonnée par manque de débouchés. Trois semaines plus tard, l'américain Chuck Hull déposa à son tour un brevet sur le même procédé : c'est la naissance officielle du premier procédé appelé « stéréolithographie (SLA) ». Selon la définition de son inventeur, c'est un procédé permettant la création d'objets 3D en imprimant successivement de fines couches de photopolymères durcis par la lumière ultraviolette. Son brevet retient l'attention des industriels et il co-fonde la toute première société d'impression 3D appelée « 3D System Inc. ». Le premier objet imprimé par Hull fut une coupe oculaire. Il a été également à l'origine du développement du fichier STL (Standard Triangle Language or Standard Tessellation Language : format courant des modèles CAO) qui est toujours utilisé aujourd'hui par les imprimantes 3D.

D'autres technologies ont vu le jour à la fin des années 80, notamment le frittage sélectif au laser (SLS) développé par Carl Deckard de l'université du Texas et la fabrication par des dépôts fondus (FDM : Fused Deposition Modeling) ou Fabrication par Filament Fondu (FFF) développée par Scott Crump. Dans les années 90, de nouvelles technologies ont vu le jour avec le développement du frittage laser direct des métaux et le jet de liant. C'est dans cette période que le procédé de FA s'est ouvert aux applications médicales.

Dans les années 2000, les machines de fabrication additive ont commencé à être accessibles au public grâce à la diminution des coûts d'achat. C'est à partir de 2010[2] avec l'expiration du brevet du FDM que le concept d'impression 3D a commencé véritablement à se démocratiser et à se répandre à tous les niveaux. Combiné avec le boum de l'internet et l'émergence des bibliothèques numériques en ligne (open source), un grand nombre d'utilisateurs peut avoir accès à cette technologie. Aujourd'hui, la fabrication additive fait partie de nombreux programmes scolaires, universitaires et surtout fait l'objet de recherches académiques et industrielles permanentes du fait des enjeux de notre société actuelle.

1.1.3 Les enjeux liés à la fabrication additive

Le concept de FA est novateur et en rupture totale avec les procédés classiques de fabrication par enlèvement de matière (fraisage, tournage, perçage…), par déformation plastique (estampage, profilage, laminage…) ou par fusion (moulage, l'injection plastique…) [2]. Ce procédé nouveau est peu limité en ce qui concerne les formes réalisables, il permet donc la réalisation des formes internes ou externes dites complexes et difficilement réalisables par les

[2] https://www.sculpteo.com/fr/centre-apprentissage/les-bases-impression-3d/histoire-impression-3d/

procédés classiques. Au regard des enjeux de développement, des enjeux environnementaux et de raréfaction des ressources, la fabrication additive s'impose comme une alternative pour répondre à des besoins très spécifiques notamment : la réduction de masse des objets, la personnalisation des pièces et l'introduction de nouvelles fonctions aux objets imprimés.

De ce fait, la fabrication additive doit être en mesure de répondre aux attentes de ses utilisateurs et des clients en termes de qualité, coût et délai comparativement aux procédés traditionnels. Elle doit permettre de réaliser des pièces en respectant les spécifications géométriques et dimensionnelles définies par les clients. Elle doit également répondre aux exigences mécaniques des pièces imprimées par exemple sur la tenue mécanique, sur la durée de vie, etc. La FA, pour être viable, doit également répondre aux besoins de réduction des coûts de fabrication. Enfin, cette technologie est attendue sur le respect des délais de fabrication, ce qui n'est pas encore une garantie sur certaines applications aujourd'hui lorsqu'elle est comparée aux technologies existantes. Comparativement aux procédés conventionnels par enlèvement de matière, la fabrication additive produit normalement moins de déchets comme l'illustre la Figure 1.1.

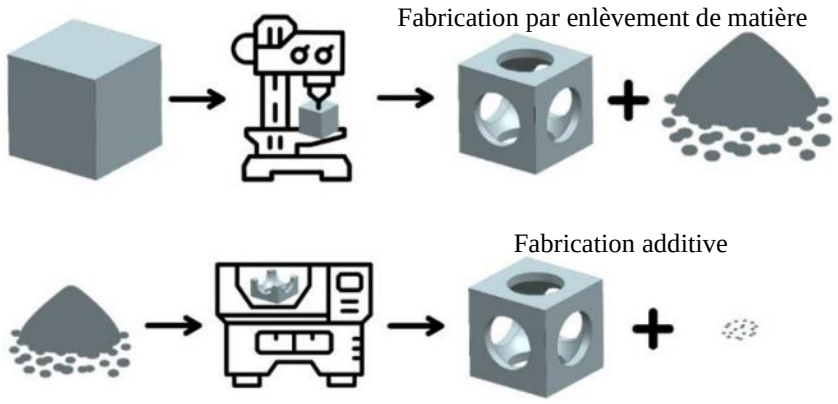


Figure 1.1 : Illustration des déchets produits entre procédé conventionnelle / fabrication additive [3].

1.1.4 Les principales catégories de fabrication additive

La fabrication additive qui est vue comme une technologie nouvelle et prometteuse a beaucoup évolué depuis la première machine (SLA) inventée en 1984. L'évolution de cette technologie a conduit à l'invention de nouvelles méthodes basées sur les mêmes principes.

1.1.4.1 La photopolymérisation en cuve

C'est un procédé de FA dont un photopolymère liquide contenu dans une cuve est durci de manière sélective par polymérisation sous l'effet d'une source de lumière. Les plus populaires de nos jours sont la stéréolithographie (SLA) et le procédé Digital Light Processing (DLP).

Le procédé SLA (Figure 1.2) est le premier procédé inventé et intégré dans un processus de fabrication de pièces fonctionnelles et industrielles. Les éléments principaux de cette technologie sont : une cuve ou un bac contenant la résine liquide, un plateau mobile supportant

la pièce à fabriquer et une source de lumière (laser) qui sert à polymériser la résine. Le principe de fonctionnement d'une machine SLA est résumé comme suit :

- Lors de la fabrication, la cuve est remplie de résine.
- La source de lumière (laser) envoie un faisceau de lumière sur le plateau.
- Sous l'action de ce faisceau de lumière, la résine polymérise à la zone de contact entre le plateau et le faisceau en créant une couche solide.
- Le plateau mobile monté horizontalement effectue un mouvement vertical vers le bas lorsqu'une couche solide est créée afin qu'une nouvelle couche soit créée sur la précédente.
- Le plateau continue sa descente verticale jusqu'à ce que la pièce soit terminée et remonte ensuite à la surface pour faciliter l'extraction de la pièce une fois le processus terminé.
- La dernière opération est un nettoyage de la pièce pour enlever la résine liquide non polymérisée qui s'y trouve.

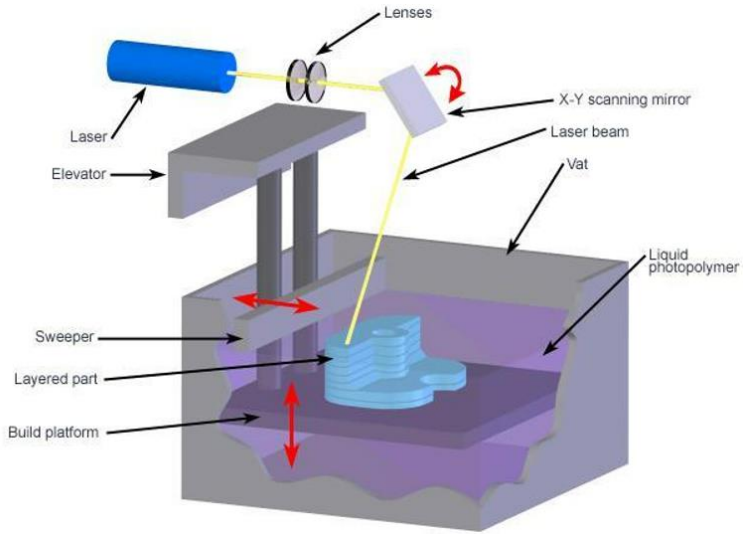


Figure 1.2 : Schéma de principe d'un procédé SLA[3].

Le procédé SLA offre quelques avantages à savoir une qualité des détails et une finition des surfaces excellente. Il permet d'imprimer des objets avec de très fines couches d'impression, ce qui permet une bonne liaison intercouches et intracouches [4].

La stéréolithographie peut s'avérer désavantageuse tout d'abord en raison du prix de la machine qui est souvent élevé comparativement à d'autres machines de FA. Pour des applications industrielles, il faut prévoir un four afin de réaliser un post-traitement de solidification supplémentaire, ce qui représente un investissement coûteux. La machine doit être

[3] https://www.a3dm-magazine.fr/news/fabrication-additive-polymeres/limpression-3d-stereolithographie-sla

régulièrement maintenue afin d'éviter des problèmes d'encrassement des filtres ou des problèmes de stabilité et de nivellement.

Le procédé DLP utilise le même principe que le procédé SLA sauf que la polymérisation ne se fait plus point par point à l'aide d'un faisceau. Elle se fait sur tous les points du plateau d'impression simultanément grâce à un projecteur à écran numérique ou un vidéo projecteur [2]. Chaque incrément permet d'obtenir une couche complète de la pièce à imprimer.

1.1.4.2 L'extrusion de matière

Le procédé d'extrusion de matière (Figure 1.3) est essentiellement basé sur le procédé FDM (Fused Deposition Modelling) ou FFF (Fused Filament Fabrication) qui consiste à déposer une matière fondue couche par couche pour former un objet : c'est l'extrusion de matière [5]. Le principe de fonctionnement d'une machine FDM ou FFF est le suivant : une extrudeuse constituée d'un moteur pas à pas envoie le filament vers une tête d'impression équipée d'une ou deux buses (buse ayant une température généralement supérieure à 200°C) qui fond le filament qui sera ensuite déposé sur un plateau mobile (déplacement dans le plan et déplacement vertical). Chaque fois qu'une couche est déposée, le plateau descend d'un cran pour permettre la dépose d'une deuxième couche jusqu'à ce que la pièce soit terminée. Pour les imprimantes destinées aux professionnels, la tête d'impression se déplace dans le plan (2 directions) et le plateau complète la troisième direction (généralement verticale). Le matériau utilisé pour ce procédé est généralement un polymère thermoplastique sous forme de filament enroulé dans une bobine comme l'ABS (Acrylonitrile Butadiene Styrene), le PLA (PolyLactic Acid), le Nylon…[4]

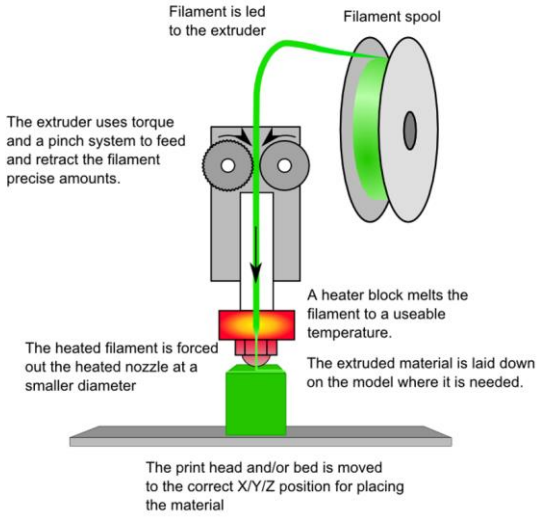


Figure 1.3 : Schéma de principe du Fused Deposition Modelling [5].

[4] https://formlabs.com/fr/blog/impression-3D-fdm-sla-sls/
[5] https://reprap.org/mediawiki/images/2/22/FFF.png

1.1.4.3 La fusion sur lit de poudre

Ce procédé (Figure 1.4) utilise généralement un ou plusieurs faisceaux lasers afin de faire fondre de façon sélective les particules de poudre afin de créer une forme 3D d'objet couche après couche. Les principaux procédés sont le frittage sélectif au laser SLS (Selective laser sintering) pour les poudres en plastique [5–9] et SLM (Selective Laser Melting) pour les poudres en métal [10]. Au contact du faisceau laser, la poudre fond puis se solidifie après le passage du laser : une couche est ainsi créée. Le plateau effectue un mouvement vertical vers le bas et un racleur vient déposer la poudre sur la surface de la couche précédente et le laser vient à nouveau faire fondre et ainsi de suite jusqu'à l'obtention de la pièce finale.

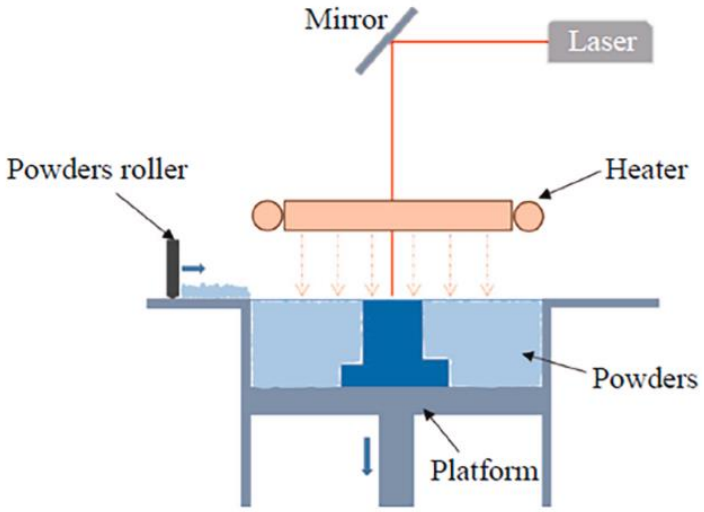


Figure 1.4 : Schéma de principe du procédé Selective Laser Sintering [6].

1.1.4.4 Autres catégories de FA

Il existe d'autres catégories de procédé de fabrication additive (Figure 1.5) :

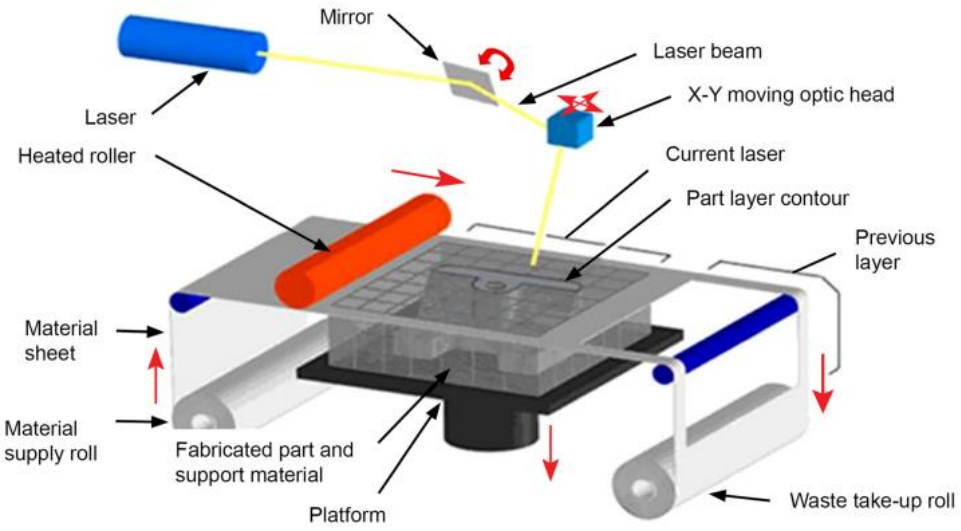
- (a) : La stratification de couches ou Sheet Lamination (SL) ou Laminate Objet Manufacturing (LOM) dépose successivement des feuilles de matériau pour former un objet. C'est un procédé qui utilise des feuilles adhésives en plastiques ou stratifiées qui sont collées les unes sur les autres grâce au rouleau puis découpées par une lame. Le processus est dupliqué jusqu'à l'obtention de la pièce finale [11].

- (b) : La projection de liant ou Binder Jetting (BJ) se sert d'un rouleau pour étaler la poudre plastique sur le lit d'impression. Ensuite, une buse vient déposer l'agent de liaison liquide (liant) sur la couche de poudre et enfin le rouleau vient étaler à nouveau la poudre sur le liant pour former les couches [11].

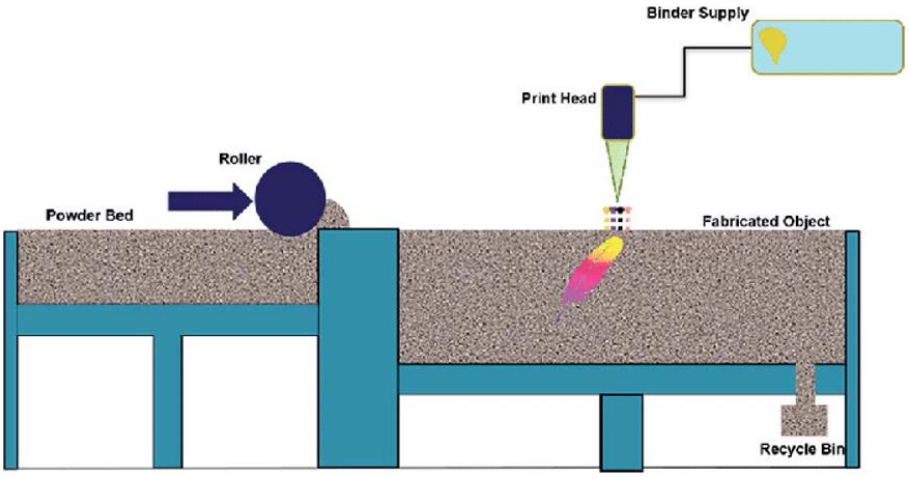
- (c) : Le dépôt de matière sous énergie concentrée ou Direct Energy Deposition (DED) consiste à créer des pièces en fusionnant directement la matière et en la déposant couche par couche jusqu'à l'obtention de la forme finale. L'Electron Beam Additive

Manufacturing (EBAM) et le Laser Deposition Welding (LDW) sont deux sous technologies DED.[6]

- (d) : La projection de matière ou Material Jetting (MJ) dépose de manière sélective des gouttelettes du matériau (photopolymère) utilisé à travers une tête d'impression. Le matériau sera durci par les ultraviolets [12].

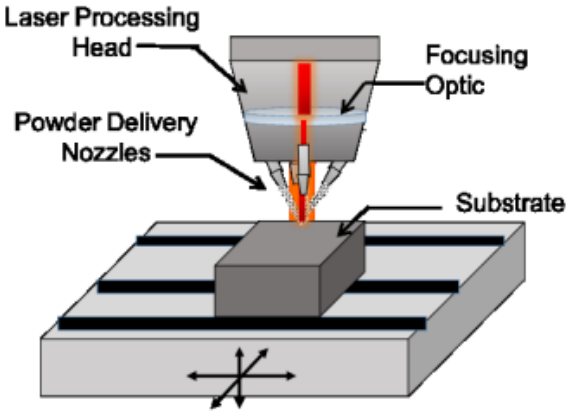


(a) Sheet Lamination ou Laminate Objet Manufacturing [13]

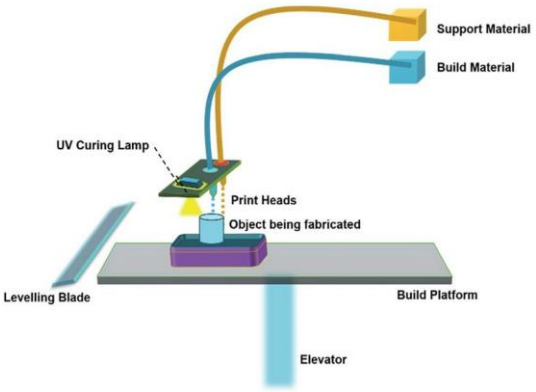


(b) Schéma du Binder jetting [12]

[6] https://www.3ds.com/fr/make/guide/process/directed-energy-deposition



(c) Direct Energy Deposition [14]



(d) Material Jetting [12]

Figure 1.5 : Autres procédés de fabrication additive.

1.1.5 Applications et objets imprimés 3D

Grâce à la chute du coût d'acquisition des machines de fabrication additive, le procédé s'est intégré dans beaucoup d'entreprises, d'universités, d'unités de recherche ou de développement et même pour des usages domestiques. Dès lors, les industriels, les chercheurs et même les amateurs ne cessent de repousser les limites de cette technologie par des applications dans divers domaines tels que la médecine, l'aérospatial[13], l'automobile, dans le génie civil et l'industrie en général[7]. Quelques applications possibles sont montrées dans la Figure 1.6.

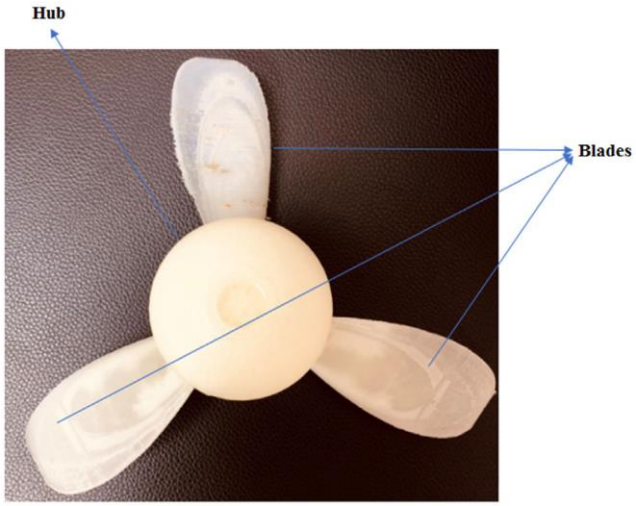


(a) Orthèse médicale de tête d'un enfant[8]



(b) Harley Frazer avec sa prothèse de main (2014)[9]

[7] https://www.forbes.fr/technologie/impression-3d-7-applications-incroyables-en-2018/
[8] https://www.3dnatives.com/ortheses-imprimees-en-3d-11062019/#!
[9] https://www.primante3d.com/objet-impression-3d/



(c) Hélice de véhicule sous-marin [15]



(d) Selle de vélo imprimée en 3D[10] (structure treillis)



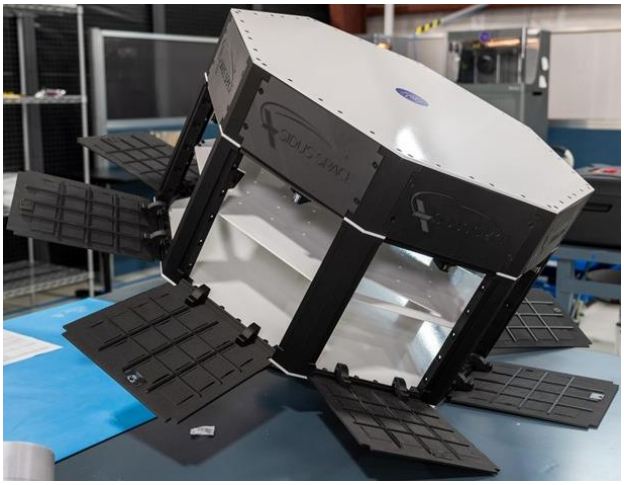
(e) Châssis de voiture imprimé partiellement en 3D (PSA) [11]



(f) Bielle de voiture spyrospanopoulos[12]



(g) Maison imprimée en 3D par winsun (Chine)[9]

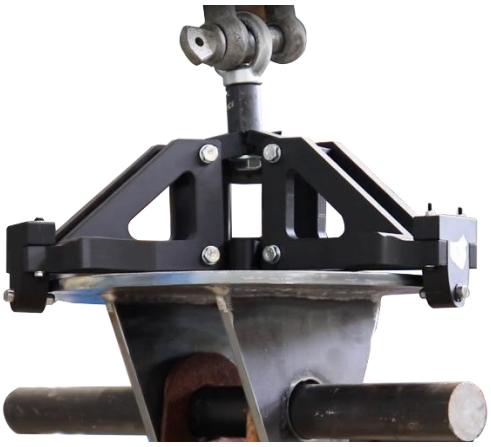


(h) Pièces de stellite imprimées 3D par SIDUS SPACE[13]

[10] https://www.3dnatives.com/velo-imprime-en-3d-22092020/
[11] https://www.lesimprimantes3d.fr/peugeot-psa-divergent-3d-20170317/
[12] https://3dadept.com/un-passionne-de-voitures-de-course-utilise-limpression-3d-pour-la-fabrication-dune-voiture-hyper-rapide/
[13] https://www.compositesworld.com/news/markforged-highlights-sidus-space-3d-printed-composite-satellite



(i) Fabrication d'outillage (mors)[14]



(j) Outillages de levage[15]

Figure 1.6 : Domaines d'application possibles de la fabrication additive.

Les pièces plastiques imprimées en 3D ont des propriétés mécaniques pauvres du fait de la pauvreté de leurs matières premières (thermoplastiques en général) en propriétés mécaniques. Pour pallier ces manques, les pièces imprimées sont généralement renforcées avec des fibres afin d'accroître leurs caractéristiques mécaniques. D'où la notion d'impression 3D de composites.

1.2 Contexte de l'étude

L'épuisement et la raréfaction des matières premières traditionnellement utilisées dans la conception et la fabrication des biens nous interpellent tous. Dans une telle situation, l'utilisation de nouveaux matériaux permettant de réduire les consommations de tout genre s'impose. C'est là que le choix des composites pour substituer certains matériaux s'avère utile et capital pour notre société d'aujourd'hui. Les composites sont fortement présents dans la conception des pièces et structures d'aujourd'hui du fait de certains avantages qu'ils offrent à savoir notamment un rapport masse/rigidité/résistance souvent bien meilleur que certains métaux, une conception optimisée c'est-à-dire un dimensionnement en fonction principalement des sollicitations et enfin des propriétés physiques telles qu'une faible sensibilité à la fatigue et à la corrosion [16]. L'ensemble de ces raisons justifient l'utilisation intensive des composites de nos jours.

Un matériau composite se définit comme la combinaison de deux ou plusieurs matériaux non miscibles pour former un matériau hétérogène dont les performances sont supérieures à celle des matériaux formant le composite pris individuellement. Dans le cas d'un composite à deux matériaux, le matériau de base appelé « matrice » sert de liant et possède également un rôle

[14] https://www.makershop.fr/content/115-pieces-remplacement
[15] https://3dz.fr/cas-reussis/3d-imprimantes-de-markforged-pour-la-production-doutils-de-levage-industriels/

protecteur des structures contre des attaques chimiques extérieures. L'autre matériau, appelé « renfort » a pour rôle principal d'assurer la tenue mécanique de la structure.

1.2.1 Utilisation des composites de nos jours

1.2.1.1 Importance des composites

Dans des secteurs clés de notre quotidien comme le secteur du transport, l'allègement des structures du matériel roulant est un moyen efficace de réduction de la consommation énergétique. Par exemple en réduisant de 100 kg la masse d'un véhicule, sa consommation en carburant diminue de 0,4 litre aux 100 kilomètres parcourus [17], ce qui est non négligeable en matière d'efficacité énergétique à l'échelle mondiale. Dans le secteur aéronautique, les composites sont très utilisés. À titre d'exemple, l'Airbus 350 ou le Boeing 787 sont à plus de 50% en masse de matériaux composites. L'Airbus 350 est conçu à près de 53% en masse de composites (Figure 1.7), ce qui permet de réduire de 25% la consommation du kérosène et du même coup permet la réduction de l'empreinte énergétique. Chez Hexcel, leader mondial de la « fibre de carbone », les matériaux composites sont très stratégiques et en vogue. Un des dirigeants déclarait : « ***nous avons la solidité de l'acier, mais en six fois moins lourd. Les composites demandent beaucoup moins d'entretien que les matériaux classiques tels que l'aluminium*** ».[16]

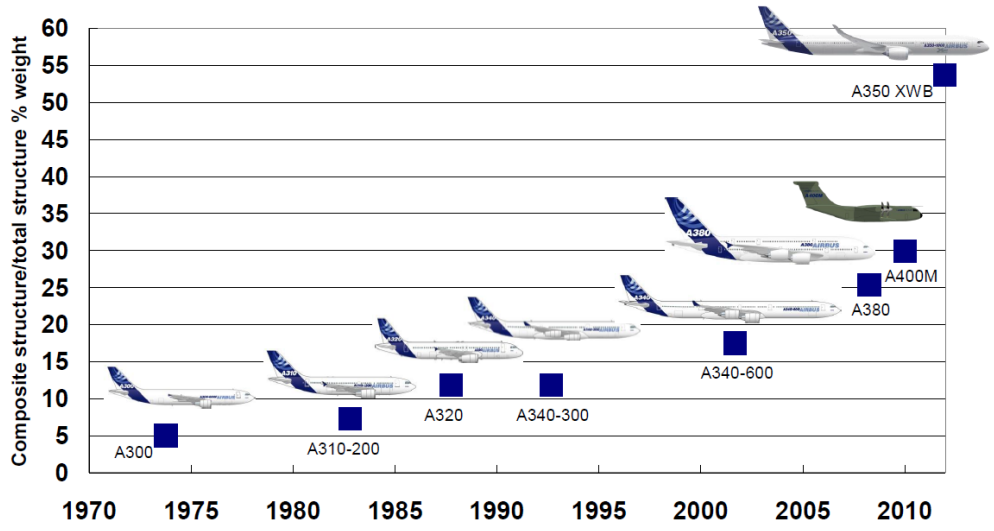


Figure 1.7 : Utilisation des composites chez Airbus[17].

1.2.1.2 Mise en œuvre des pièces composites

La mise en œuvre d'une pièce composite requiert au moins une matrice et un renfort. En raison de leurs natures, trois types de matrices sont généralement utilisés à savoir les matrices organiques, les matrices métalliques et les matrices céramiques. Quant aux renforts, ils sont de

[16] https://www.ouest-france.fr/sciences/les-materiaux-composites-revolutionnent-l-aviation-5953256
[17] https://eduscol.education.fr/sti/sites/eduscol.education.fr.sti/files/ressources/pedagogiques/6570/6570-materiaux-composites-et-structures-composites-ensps.pdf

deux catégories principalement à savoir les renforts de type particules et les renforts fibreux (fibres courtes et fibres longues) [17] (Figure 1.8).

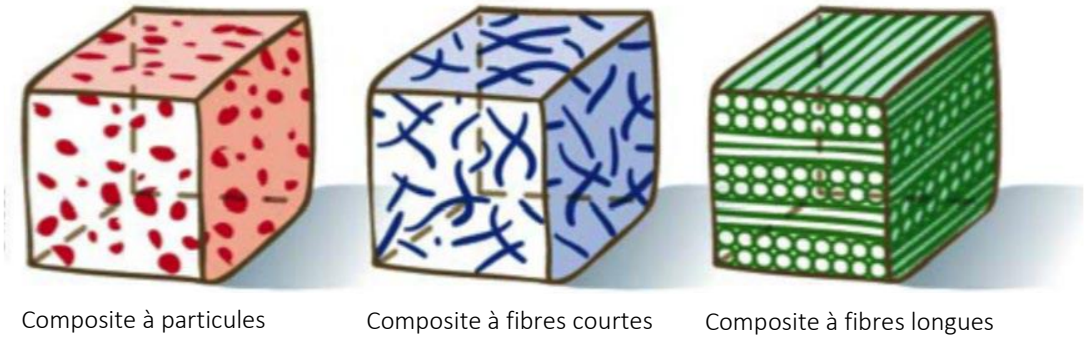


Figure 1.8 : Représentation d'un matériau composite selon le type de renfort utilisé [17].

De façon générale, la mise en œuvre des composites se fait par moulage en deux grandes étapes : l'étape de mise en moule des fibres et matrice et l'étape de la solidification de la matrice.

Les pièces en composites à particules ou à fibres courtes peuvent être mises en œuvre par injection [18]. Les pièces composites à fibres longues peuvent être mises en forme en utilisant des plis unidirectionnels disposés selon plusieurs directions pour former des stratifiés afin d'en faire les pièces souhaitées (Figure 1.9).

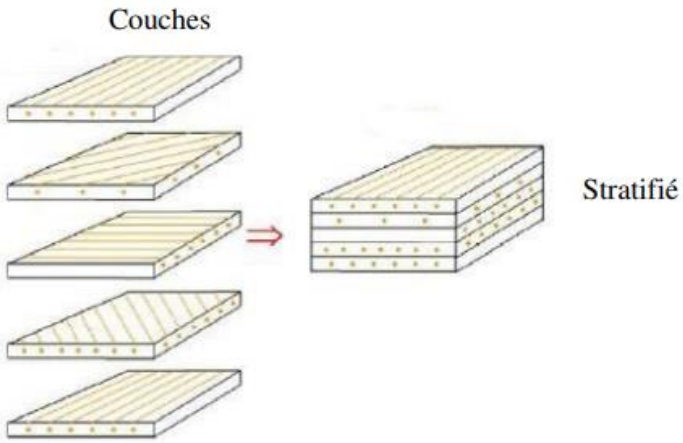
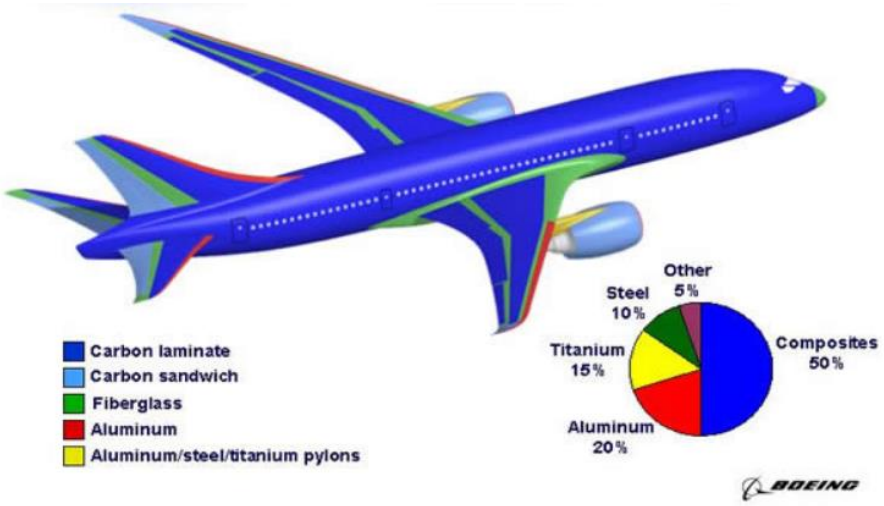


Figure 1.9 : Mise en œuvre de composites en utilisant un stratifié [19].

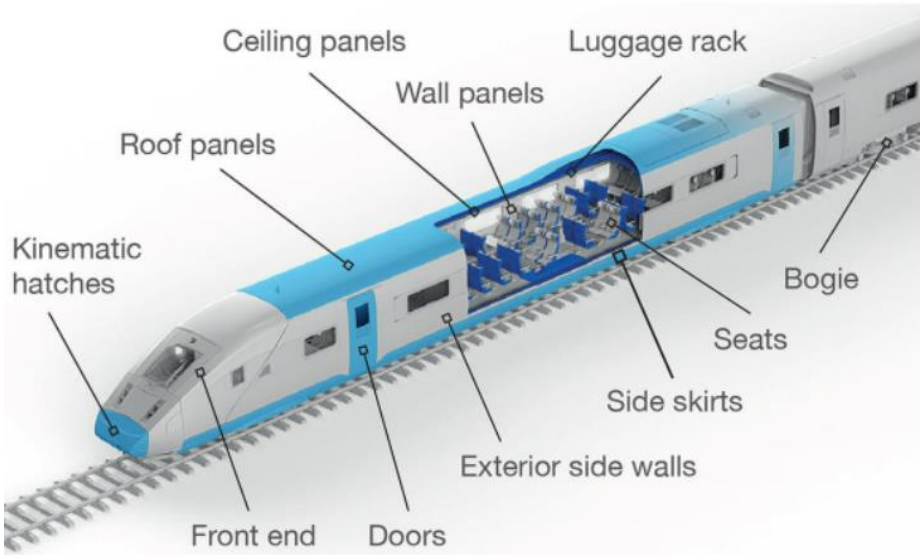
Avec l'évolution des moyens technologiques de mise en œuvre des pièces composites, elles peuvent être fabriquées aujourd'hui à partir de la fabrication additive, notamment l'impression 3D FDM ou FFF. Deux grandes familles d'impression 3D de composites renforcés avec des fibres sont distinguées à savoir l'impression 3D des composites à fibres courtes et longues [20–23]. **Les travaux de cette thèse se focaliseront sur le procédé d'obtention des pièces sans renfort (thermoplastiques seuls) et avec renfort (composites fibres longues) obtenues par impression 3D FDM**.

1.2.1.3 Cas d'utilisation des composites

Les cas d'utilisation des composites sont illustrés de façon non exhaustive dans l'industrie aéronautique, ferroviaire et automobile dans la Figure 1.10.



(a) Composition en composite d'une structure d'un Boeing 777.[18]



(b) Application des pièces composites dans le ferroviaire. [19]

[18] https://internationalaviationbulletin.wordpress.com/2017/08/08/the-harmful-effect-of-composite-materials-in-the-aviation-industry/
[19] https://www.gurit.com/en/our-business/industries--markets/rail



(c) Mécanisme en Nylon renforcé en fibres de carbone obtenu par FDM (Stratasis).[20]

Figure 1.10 : Applications possibles des composites.

1.2.2 Composites issus du FDM

Les procédés FDM sont connus pour leurs potentiels quant à la fabrication des pièces géométriquement complexes et difficiles, voire impossibles, à fabriquer par les procédés dits classiques tels que l'enlèvement de matière ou par déformation plastique. Les procédés FDM permettent aujourd'hui d'imprimer des pièces avec renforts. Ces renforts sont de deux catégories à savoir les fibres courtes et les fibres longues ou continues.

1.2.2.1 L'impression 3D des composites à fibres courtes

L'impression 3D des composites à fibres courtes est une technique d'extrusion de matière permettant d'imprimer une pièce (thermoplastique en général) en 3 dimensions tout en la renforçant avec des fibres discontinues (fibres courtes). Des études sur ce type d'impression ont été conduites sur plusieurs paramètres d'impression [24–26]. D'autres ont mis en lumière l'importance de la taille des fibres : Ning et al. [27] et Hmeidat et al. [26] ont travaillé sur l'influence de la longueur des fibres sur les propriétés mécaniques des pièces et ils ont conclu que la résistance mécanique et le module d'Young augmentent avec la taille des fibres, mais la résistance aux chocs et la ductilité diminuent lorsque la taille des fibres augmente.

1.2.2.2 L'impression 3D des composites à fibres continues ou longues

Les composites à fibres longues obtenus par le procédé FDM constituent la deuxième grande catégorie d'impression 3D des composites renforcés en fibres (Figure 1.11). Beaucoup d'études ont été menées ou sont en cours sur ce procédé tant sur la caractérisation mécanique, les

[20] https://www.etmm-online.com/stratasys-to-showcase-technology-for-composite-production-a-800788/

paramètres qui influencent les propriétés mécaniques [28–34] que sur la modélisation numérique généralement par éléments finis [35–39]. À ce titre, Paul et al. [40] dans une revue de littérature sur le FDM a trouvé qu'il y a très peu ou pas d'études qui traitent de la prédiction numérique de surface et géométrique basées sur les éléments finis, mais il existe quelques études qui tentent de prédire les propriétés mécaniques des composites fibres longues issus du FDM même si la précision des modèles n'est pas encore très aboutie.

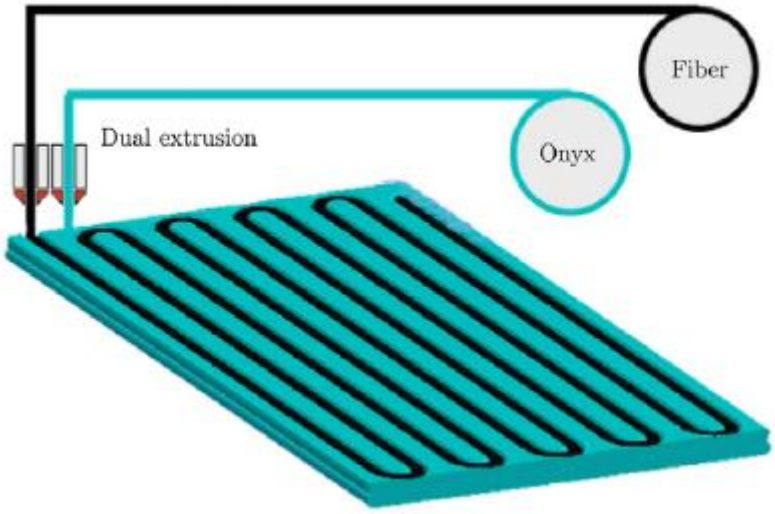


Figure 1.11 : Schéma simplifié du FDM composite à fibres continues [41].

L'avantage du FDM composite à fibres longues est qu'il permet d'orienter les fibres dans toutes les directions du plan d'impression comme le permet le procédé de mise en œuvre traditionnelle par stratification des composites. En plus de pouvoir imprimer des pièces géométriquement complexes, le FDM composite à fibres longues permet de concevoir de façon optimisée en disposant les fibres selon la direction des efforts appliqués à la pièce à fabriquer.

1.2.3 Machines FDM composites à fibres longues

Les machines FDM dans le langage de la fabrication additive sont appelées imprimantes 3D. Une imprimante 3D est une machine qui permet la fabrication d'objets par dépôt d'un matériau au moyen d'une tête ou plusieurs têtes d'impression [42].

L'évolution de la technologie FDM a conduit à la mise sur le marché de plusieurs types d'imprimantes 3D, notamment des imprimantes de bureaux pour la R&D (recherche & développement), et récemment le développement des imprimantes de type industriel. Blok et al. [43] et Justo et al. [44] ont utilisé dans leurs travaux une imprimante 3D (type bureau) de marque MarkOne du fabricant Markforged afin d'évaluer les propriétés mécaniques des composites renforcés en fibres longues. Les imprimantes industrielles sont largement utilisées pour la fabrication de pièces industrielles et fonctionnelles. Le modèle X7 du fabricant Markforged (Figure 1.12) est le plus abouti et le plus utilisé tant dans la recherche que dans l'industrie [45]. Ramalingam et al. [46] ont étudié l'influence des paramètres du procédé sur la

résistance aux chocs d'un composite en Onyx (matériau de base le plus utilisé par cette imprimante) renforcé en fibres de verre.

Dans cette thèse, l'imprimante utilisée est la Markforged X7 dont une brève description est donnée sur la Figure 1.12. Elle ne nécessite pas une grande maintenance et est simple d'utilisation, de ce fait toute personne disposant des bases de l'impression 3D peut s'en servir et ce qui justifie son succès et son attractivité auprès des industriels et des chercheurs. La X7 est équipée de deux buses à savoir une buse de dépôt du plastique et une pour le dépôt des fibres. Le plastique à cause de sa sensibilité à l'humidité est conditionné dans une enceinte anti-humidité quant au rouleau de fibre, il est monté directement sur la machine et visible de l'extérieur. Les filaments (plastique et fibre) sont convoyés vers la tête d'impression par des extrudeurs montés sur moteur pas à pas. Deux buses sont montées sur la tête d'impression permettant de chauffer jusqu'à 274°C et 255°C respectivement pour le plastique et pour les fibres. Lorsqu'une pièce ne nécessite pas l'ajout de fibres, l'imprimante Markforged X7 permet de produire des pièces uniquement en plastique sans renfort, c'est l'un des avantages de cette imprimante.

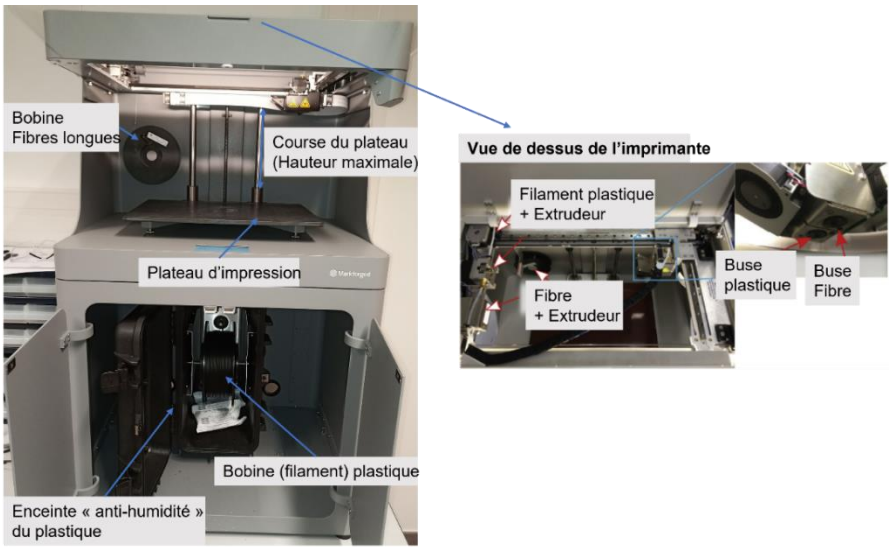


Figure 1.12 : Imprimante Markforged X7.

1.2.4 Introduction des paramètres d'impression

L'imprimante 3D X7 est l'une des plus abouties du marché de l'impression 3D, elle a pour vocation d'être une imprimante de catégorie industrielle permettant de produire des pièces fonctionnelles en petite ou moyenne série. Pour cela, elle est dotée de plusieurs variables ou paramètres d'impression. L'imprimante dispose de plusieurs types de matériaux plastiques à savoir l'Onyx qui est le matériau de base, l'Onyx FR qui possède des propriétés retardant le feu, l'Onyx FR-A conçu pour le secteur de l'aéronautique, le nylon, l'Onyx ESD (résistant aux décharges électrostatiques) et le PLA. Les renforts fibreux sont en nombre importants également. Parmi les plus utilisés, on peut citer les fibres de verre, les fibres de carbone et les fibres de Kevlar. Outre les matériaux, il y a également des variables telles que l'orientation des

pièces sur le plateau d'impression, l'orientation des fibres dans les pièces et le positionnement global des pièces sur le plateau. Il faut également noter que cette imprimante offre la possibilité d'utiliser des motifs d'impression qui vont du motif plein au motif triangulaire en passant par le motif rectangulaire, hexagonal et gyroïde. Le taux de remplissage ou densité est un des paramètres essentiels de cette imprimante. D'autres paramètres comme l'épaisseur de couches, le nombre de toits et planchers et le nombre de parois (ou murs) sont accessibles dans cette imprimante. Ces paramètres seront clairement illustrés et étudiés dans les prochains chapitres.

1.3 Problématique et objectifs de la thèse

L'impression 3D des composites à fibres continues est vue comme une alternative crédible aux procédés classiques de mise en forme des pièces fonctionnelles (composites ou des pièces sans renfort). Cependant, plusieurs interrogations subsistent et méritent des réponses afin de rassurer les professionnels qui aimeraient adopter ce procédé comme moyen de production. Les réponses aux multiples interrogations sur ce procédé devraient également permettre aux fabricants d'imprimantes d'opérer des améliorations dans le cadre leur politique d'amélioration continue.

1.3.1 Problématique de la thèse

Les procédés classiques de mise en œuvre des produits existent depuis longtemps. Cette longévité a permis au fil du temps de mieux les comprendre, de les maîtriser, de les optimiser et même de développer des outils numériques adaptés à chaque procédé. Toutes ces connaissances que possèdent les industriels autour de ces procédés leur permettent de concevoir des systèmes robustes, fiables et sûrs. Depuis l'apparition des procédés de fabrication additive, les chercheurs et les industriels tentent également de développer les mêmes connaissances sur ces derniers sans quoi ils ne pourront pas concevoir des systèmes sûrs et les utilisateurs finaux ne pourront être rassurés. Pour renchérir, lors d'une visite des locaux du laboratoire SYMME organisée par la direction au profit de partenaires industriels d'Annecy et environnants, un échange avec un industriel qui utilise l'imprimante X7 dans son processus de fabrication a été fait et il disait ceci : « ***nous utilisons l'imprimante Markforged X7 dans nos processus de fabrication pour imprimer principalement de l'outillage. Le principal avantage que nous trouvons à cette imprimante est la possibilité d'imprimer des pièces renforcées avec des fibres continues de carbone, cela nous permet d'avoir des pièces d'une bonne tenue mécanique. Mais la difficulté principale que nous rencontrons est la non-maîtrise de l'influence des multiples paramètres d'impression dont dispose l'imprimante. Cela ne nous permet pas d'imprimer de manière optimale nos pièces ; à titre d'exemple, nous ne savons pas quelle orientation adopter pour imprimer les pièces afin de garantir de bonnes propriétés mécaniques. Pour cela, nous testons nos pièces pour chaque orientation donnée afin de vérifier leurs tenues mécaniques. Nous opérons ainsi jusqu'à la satisfaction de nos besoins techniques. C'est également le cas pour certains paramètres d'impression que nous voulions évaluer en termes d'influence sur la tenue mécanique des pièces. Pour ces raisons évoquées,***

nous n'allons pas plus loin dans l'intégration de ce procédé dans notre processus de fabrication ».

De nos jours, certains procédés sont en phase d'être maîtrisés et d'autres sont toujours au stade exploratoire pour la maîtrise ; c'est le cas de l'impression 3D à fibres longues. Le constat aujourd'hui est qu'il existe un hiatus ou un décalage entre les technologies d'impression 3D composites et les connaissances scientifiques de celles-ci. Ce décalage est dû à une avancée croissante des technologies d'impression 3D et une progression lente des connaissances technico-scientifiques de celles-ci. **La question est comment disposer d'outils analytiques et numériques de modélisation, de conception de prédiction et d'optimisation de ce procédé afin de prendre en compte les paramètres clés** ? Les réponses à cette question permettront de rattraper un peu le retard entre les connaissances scientifiques et la technologie de ce procédé. Les réponses permettront également aux utilisateurs de cette technologie d'impression 3D d'opérer un changement de paradigme sur leurs habitudes de conception.

1.3.2 Objectifs de la thèse

L'objectif global de cette thèse est de développer des démarches permettant la prédiction des propriétés mécaniques des pièces imprimées 3D en prenant en compte les paramètres du procédé. Cela permettra à terme la réduction des coûts, l'optimisation des produits et une bonne maîtrise du procédé.

Pour que cet objectif global soit réalisé, des objectifs spécifiques devront être atteints :

- L'analyse du potentiel industriel de l'imprimante par une étude de capabilités
- La maîtrise dimensionnelle et géométrique des pièces fabriquées avec le procédé.
- La caractérisation mécanique des pièces imprimées.
- La modélisation et simulation numérique du comportement mécanique des pièces imprimées.
- L'optimisation des pièces et/ou du procédé.

1.4 Synthèse et organisation du manuscrit

Dans ce premier chapitre, l'évolution des procédés de fabrication additive et les différents enjeux qui subsistent ont été rappelés. Malgré les années d'histoires, les connaissances scientifiques n'ont pas pu suivre l'avancée technique de ces procédés. Cette technologie possède de forts potentiels quant à une complémentarité avec les procédés de fabrication traditionnels existants. La fabrication des pièces aux formes complexes, la fabrication de pièces uniques et personnalisées, la fabrication à des coûts maîtrisés et optimisés, la multitude de secteurs d'activité et de domaines d'application sont autant de potentiels que regorge la fabrication additive dont l'impression 3D des composites à fibres longues.

Cependant, les connaissances scientifiques sur ces procédés ne sont pas encore à la hauteur des technologies. Le manque d'intégration d'outils numériques de conception, de modélisation et de prédiction de comportements mécaniques est un frein pour les utilisateurs de ces technologies. Un frein qui ne rassure guère les professionnels ou les utilisateurs finaux des produits issus de ces procédés.

Les présents travaux se focaliseront sur la recherche des solutions pour permettre aux utilisateurs de concevoir des produits bien maîtrisés, optimisés et sûrs à travers des outils numériques. Pour mener ces travaux, ce document a été développé en plusieurs chapitres.

Le **chapitre 2** porte sur la métrologie des pièces fabriquées avec l'imprimante 3D Markforged X7. Il montre la caractérisation géométrique et dimensionnelle des pièces fabriquées et évalue le potentiel industriel de la machine en utilisant les indices de capabilités conventionnels. Il apporte également quelques réponses sur les démarches à adopter pour obtenir des pièces dimensionnellement et géométriquement conformes aux cotations ou aux cahiers de charges.

Le **chapitre 3** est consacré aux pièces thermoplastiques sans renfort (c'est-à-dire les pièces imprimées uniquement en Onyx) sur le plan de la caractérisation, la modélisation et la simulation numérique du comportement mécanique. Cette caractérisation est rendue possible grâce à une bonne connaissance du procédé de fabrication, notamment l'influence des paramètres d'impression.

Dans le **chapitre 4**, l'aspect renforcement des pièces est étudié. Il s'intéresse aux pièces imprimées avec renforts (fibres longues de verre en particulier) du point de vue, caractérisation mécanique, modélisation et simulation numérique.

Le **chapitre 5**, dernier de ce manuscrit, est consacré aux investigations à approfondir et les nouvelles pistes à explorer. Il présente également les conclusions générales du travail.

Les annexes relatives à chaque chapitre sont données en fin de chapitre pour permettre une meilleure compréhension de certains concepts évoqués.

Chapitre 2 :

Étude métrologique du potentiel de l'imprimante Markforged X7

L'industrialisation du procédé d'impression 3D qu'il soit en composites fibres longues ou courtes, nécessite au préalable une caractérisation fine en métrologie afin de qualifier le procédé et/ou les imprimantes utilisés. Une pièce même si elle est mécaniquement bonne ne saurait être utile que si elle respecte les spécifications fonctionnelles (dimensionnelles et/ou géométriques). Dans ce chapitre, il est question dans un premier temps d'investigations métrologiques sur les pièces imprimées en Onyx uniquement dans le but de caractériser les capabilités de fabrication de l'imprimante et les états de surface des pièces imprimées. Ensuite, une étude similaire sur les pièces composites (Onyx renforcé en fibres longues de verre) a été faite afin d'estimer l'influence des fibres sur les propriétés géométriques et dimensionnelles. En complément, l'influence du vieillissement (effet de l'humidité) sur les pièces a été étudiée. Enfin, quelques propositions d'aide à la conception ont été faites dans le but d'aider les utilisateurs de l'imprimante Markforged X7 dans leurs activités d'impression de pièces.

Article publié en lien avec ce chapitre :

D. Nikiema, A. Sergent, P. Balland, Study of the industrial potential of Markforged X7 3D printer, Mechanics & Industry 25, 4 (2024). https://doi.org/10.1051/meca/2024003.

Conférences :

Daouda Nikiema, Alain Sergent, Pascale Balland. Assembly and Analysis of Clearances in 3D Printed Parts. 9th International Conference on Metrology, CAFMET, Apr 2024, Marrackech, Morocco. ⟨hal-04511206⟩

Daouda Nikiema, Alain Sergent, Pascale Balland. Study of the Production Capability of the Markforged X7 Industrial Series 3D Printer on Onyx Parts. Congrès Français de Mécanique, Aug 2022, Nantes (Cité des Congrès), France. ⟨hal-04311840⟩

2 Étude métrologique du potentiel industriel de l'imprimante Markforged X7

2.1 Revue de littérature

De nombreuses études ont été menées sur la métrologie des pièces fabriquées par le procédé d'impression 3D. Parmi ces études, certaines concernent l'impact des paramètres d'impression sur la précision et la reproductibilité dimensionnelle des pièces imprimées, d'autres traitent des états de surface des pièces.

2.1.1 Métrologie des pièces

Le respect des dimensions des pièces fabriquées que ce soit dans la fabrication additive ou dans tout autre procédé de fabrication est un élément important pour que celles-ci soient fonctionnelles. Pour les procédés de fabrication récents, un travail de caractérisation métrologique utilisant des moyens de mesures classiques comme le pied à coulisse, les machines de mesure tridimensionnelle ou la tomographie aux rayons X en amont est nécessaire avant une adoption à l'échelle industrielle ou semi-industrielle de ces procédés. Obaton [47], pour sa part, estime que les contrôles sur les pièces obtenues par la FA sont nécessaires afin de s'assurer que les tolérances géométriques et dimensionnelles définies dans les modèles CAO sont respectées. Pour cela, il propose des méthodes de mesures à l'aide d'une machine à mesure tridimensionnelle (MMT) ou un scanner pour des mesures en surfaces et un tomographe à rayons X ou un thermographe pour des mesures dans le volume des pièces.

Rathor et al. [48] ont mené leur étude de caractérisation métrologique sur une pièce prismatique (Figure 2.1) en ABS de dimensions nominales CAO 25 mm x 22 mm x 5 mm ayant à son centre un trou de diamètre 16 mm, imprimée en 20 exemplaires avec une imprimante de marque **Accucraft i250+.** Les valeurs des mesures sont présentées dans le Tableau 2.1.

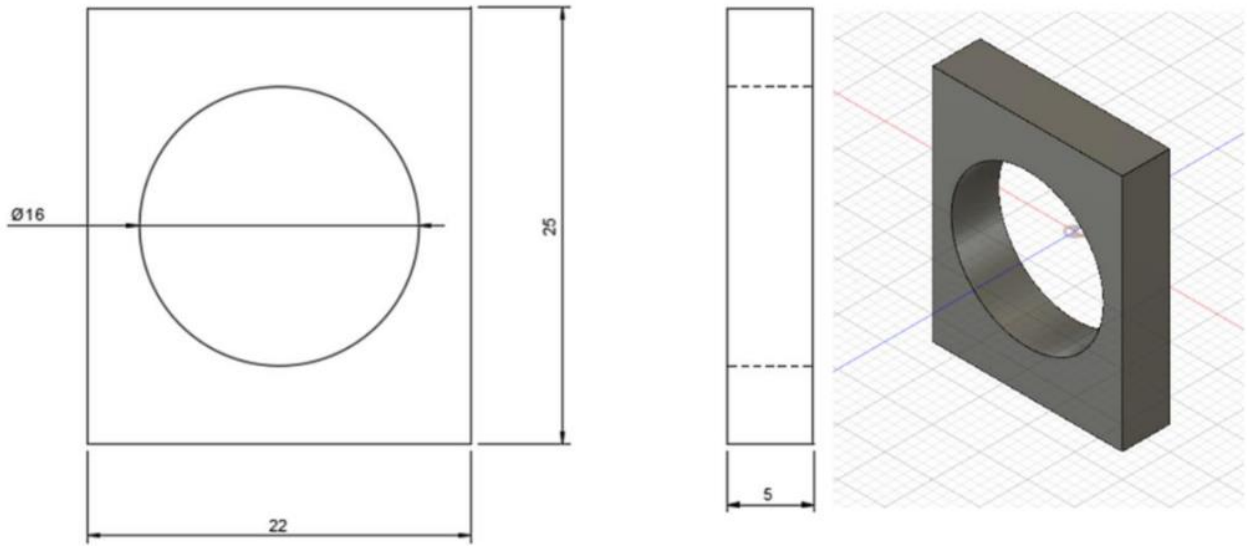


Figure 2.1 : Pièce étudiée par Rathor et al. [48].

Tableau 2.1. Valeurs moyennes obtenues [48].

Cotes Nominales (mm)	**22**	**25**	**5**	**∅16**
Valeurs moyennes mesurées (mm)	22,88	24,94	5,19	15,82

Les mesures ont montré que les dimensions linéaires sont généralement au-dessus des cotes nominales contrairement au diamètre du trou qui est légèrement inférieur à la valeur nominale CAO.

Maurya et al. [49] ont mené des études sur la qualité dimensionnelle des pièces imprimées 3D en PLA. Ils ont utilisé une éprouvette d'essai mécanique (Figure 2.2) comme pièce d'étude et se sont intéressés particulièrement à une dimension linéaire (cote 115 mm) et à une dimension radiale (rayon 14 mm, noté R14). Un plan d'expériences combinant les paramètres d'impression a été mis en place à cet effet. Ces paramètres sont l'angle d'impression, l'épaisseur de couche et l'orientation de la pièce sur le plateau.

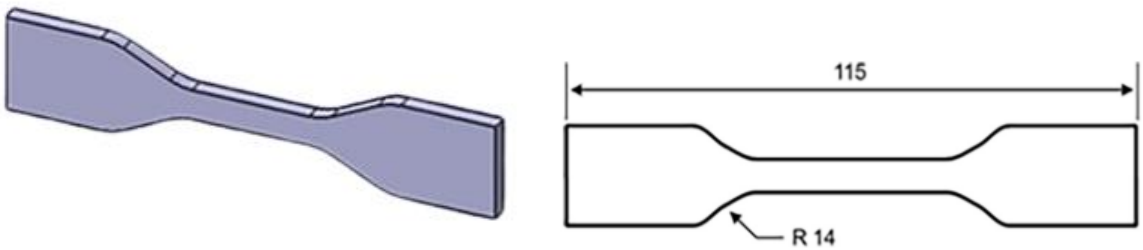


Figure 2.2 : Pièce étudiée par Maurya et al. [49].

Leurs résultats ont montré que les cotes moyennes mesurées sont inférieures aux cotes nominales dans la CAO. La cote nominale 115 mm et le rayon 14 mm après impression ont donné respectivement des valeurs moyennes de 114,26 mm et 13,83 mm.

Les mesures sont faites en général avec des appareillages de mesure conventionnels tels que les machines de mesure tridimensionnelle [48,50–53] ou de pieds à coulisse [54–56]. Des moyens numériques également peuvent être utilisés tels que la tomographie aux rayons X et aussi les scanners classiques 3D [57–63].

Mora et al. [64] ont utilisé des formes simples pour la caractérisation géométrique et dimensionnelle des pièces imprimées. Les pièces étudiées étaient de formes prismatiques et cylindriques de différentes tailles imprimées en matériau ABS. Une méthode d'ingénierie inverse a été adoptée pour obtenir les écarts entre les modèles CAO et les pièces (Figure 2.3). Cette technique consiste à fabriquer les pièces qui font l'objet d'étude puis les scanner à l'aide d'un scanner 3D afin de reconstituer leurs géométries et procéder aux comparaisons numériques des modèles pour déduire les écarts éventuels.

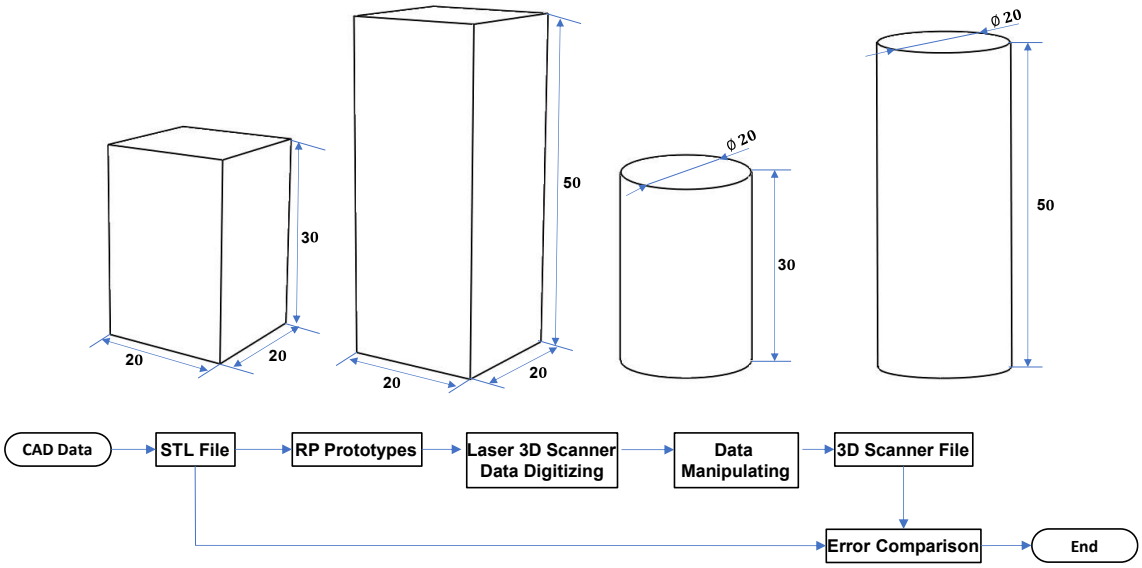


Figure 2.3 : Démarches adoptées par Mora et al. [64].

Les caractéristiques étudiées sont principalement les dimensions linéaires, la perpendicularité, le parallélisme et la cylindricité. Il ressort de leurs analyses que les dimensions linéaires présentent des écarts jusqu'à - 0,4 mm par rapport à la CAO, les défauts de parallélisme atteignent 0,5 mm, les défauts de perpendicularité 0,34 mm et 0,2 mm pour la cylindricité. Lieneke et al. [65] ont également mené des études de métrologie sur des pièces prismatiques de différentes tailles et ont pu démontrer que les variations des dimensions nominales selon les trois directions X, Y et Z de leurs pièces sont différentes. Par exemple suivant l'axe X de leur pièce, les variations vont de +0,03 à +0,5 mm ; suivant l'axe Y, elles vont de +0,06 à -0,3 mm et selon l'axe Z ils observent une variation de +0,12 à +0,47 mm.

La multitude de machine d'impression, de paramètres d'impression, de matériaux et conception font qu'une convergence et un consensus ne peuvent être dégagés dans ce procédé de fabrication. Chaque étude réalisée sur ce procédé s'avère différente d'autres études, mais tous les auteurs sont unanimes sur le fait que le procédé FDM engendre beaucoup de disparités du point de vue métrologique lors de l'impression des pièces ; ce qui a conduit certains auteurs à s'intéresser aux différents paramètres pouvant influencer la précision des pièces fabriquées.

2.1.2 Influence des paramètres d'impression sur les pièces imprimées

Pour aider à mieux comprendre ce procédé, de nombreux chercheurs et industriels se sont interrogés sur les paramètres les plus importants et la façon dont ils agissent sur la précision des pièces imprimées. Le Tableau 2.2 résume les principaux travaux s'intéressant aux paramètres d'impression pouvant affecter la précision et la qualité des pièces.

Tableau 2.2. Quelques travaux sur la métrologie en FDM en fonction des paramètres d'impression.

Références	Étude	Paramètres étudiés	Paramètres clés retenus
Nancharaiah et al. [66]	Qualité de surface et dimensionnelle	Épaisseur de couche, largeur de cordon et angles intercouches	**Épaisseur de couche, largeur de cordon**
Nidagundi et al. [67]	Optimisation paramétrique en FDM	Épaisseur de couche, angle d'orientation et angle de remplissage	**Épaisseur de couche**
Kushagra et al. [68]	Analyse des facteurs impactant la précision dimensionnelle	Angle d'orientation ou effet de gravité et effet des supports	**Supports**
Galantucci et al. [69]	Analyse de performance dimensionnelle	Épaisseur de couche, largeur de cordon, diamètre de buse et vitesse d'impression	**Diamètre de buse et vitesse d'impression**
Filip et al. [57]	Influence des paramètres du procédé	Orientation des couches successives : 0°/X_0°/Y, 90°/X_0°/Y, 0°/X_45°/Y, et 90°/X_45°/Y	**Orientation des couches 0°/X et 0°/Y**
Argawal et al. [70]	Analyse des paramètres d'impression	Épaisseur de paroi, densité de remplissage, température du plateau, vitesse d'impression, épaisseur de couche et température d'extrusion	**Épaisseur de couche et vitesse d'impression**
Maurya et al. [14]	Influence des paramètres d'impression	Motif et densité de remplissage	**Motif et densité de remplissage**

D'une étude à une autre, les résultats et les conclusions diffèrent. Cela est dû aux différentes marques d'imprimantes disponibles sur le marché, aux multitudes de matières et surtout aux paramètres d'impression dont dispose chaque imprimante. Pour que ces machines puissent être adoptées à l'échelle industrielle, il est nécessaire de prouver par des études scientifiques qu'elles peuvent répondre aux exigences dimensionnelles et géométriques fournies par les cahiers de charges des clients. Pour cela, les indices de capabilités peuvent être des outils efficaces.

2.1.3 Indices de capabilité et intervalles de tolérance

2.1.3.1 Définitions des indices de capabilité

Pour qu'une pièce soit fonctionnelle, seule ou dans un assemblage, elle doit d'abord satisfaire les exigences géométriques et dimensionnelles. Les pièces produites par le procédé FDM ne

dérogent pas à cette règle. Quel que soit le procédé utilisé, il faut que les moyens de production puissent être en mesure de respecter les spécifications prescrites par les cahiers de charges. Lorsque l'ensemble des moyens mis en œuvre parvient à respecter lesdites spécifications, on parle alors de procédé capable. Pour savoir si un procédé est capable ou non, les scientifiques ont mis en place des indices appelés indices de capabilité. Khodaygan et al. [79] dans leurs travaux stipulent que les indices de capabilité d'un procédé sont des outils utiles pour évaluer la capacité du procédé à produire les variables dépendantes d'un produit répondant à certaines spécifications. En clair, l'indice de capabilité d'un procédé (ICP) est un indice qui permet de déterminer si un procédé permet ou non de produire des objets en respectant les spécifications du client, sa formule générale est donnée par la relation (2.1).

$$ICP = \frac{Tolérance\ admissible}{Dispersion\ \ du\ procédé} \tag{2.1}$$

La tolérance admissible est déterminée pour satisfaire le besoin fonctionnel défini par le client. La dispersion du procédé est obtenue à partir des contrôles des pièces produites.

Les indices les plus utilisés pour des productions de petite série (cas de l'impression 3D) sont les indices $Cp, Cpk, Cpm\ et\ Cpmk$.

- Cp est appelé capabilité intrinsèque du procédé, et est calculé par la relation (2.2) :

$$Cp = \frac{USL - LSL}{6\sigma}\ ou\ Cp = \frac{IT}{6\sigma} \tag{2.2}$$

USL, LSL, IT et σ représentent respectivement la limite supérieure spécifiée (valeur maximale autorisée), limite inférieure spécifiée (valeur minimale autorisée), l'intervalle de tolérance et l'écart type obtenu à partir des mesures faites sur les pièces fabriquées. Le Cp indique si la dispersion de production (6σ) est compatible avec l'intervalle de tolérance, c'est-à-dire si la variabilité de production est inférieure à l'IT, mais ne donne pas d'information sur le respect de la cote cible. Statistiquement, le rapport entre intervalle de tolérance et dispersion doit être supérieur à 1,33 pour que le procédé soit considéré comme capable. Cela se traduit par un taux de rebut inférieur à 0,0063% (63 pièces par million) [34,35]. Suivant le secteur industriel, la valeur du Cp peut aller de 1 à 2. Une valeur de Cp en dessous de 1 est inacceptable[21] [81,82]. Cependant, cet indice ne renseigne pas sur la justesse du procédé (cote fabriquée proche de la cote cible), l'indice Cpk est alors introduit.

- La capabilité vraie de décentrage Cpk : cet indice a été développé et utilisé (Kane 1986) [83] pour pallier les limites de l'indice Cp. Lorsqu'une limite supérieure ou inférieure de spécification est donnée, cet indice permet de mieux caractériser le procédé [84]. Des

[21] https://suCport.minitab.com/fr-fr/minitab/18/help-and-how-to/quality-and-process-improvement/capability-analysis/suCporting-topics/capability-metrics/what-are-capability-indices/

indices intermédiaires au Cpk ont également été introduits à savoir le Cpu et le Cpl [79,80,85]. Leurs formules s'écrivent par les relations (2.3) et (2.4).

$$Cpu = \frac{USL - \bar{X}}{3\sigma} \quad (2.3)$$

$$Cpl = \frac{\bar{X} - LSL}{3\sigma} \quad (2.4)$$

- Le Cpk est déterminé par la relation (2.5) :

$$Cpk = min\left\{\frac{USL - \bar{X}}{3\sigma}, \frac{\bar{X} - LSL}{3\sigma}\right\} \; ou \; min\{Cpu\,;\, Cpl\} \quad (2.5)$$

$\bar{X}$: étant valeur moyenne des mesures. L'indice Cpk indique si le procédé est centré ou non dans la bande 6σ (dispersion) sur la valeur cible[22].

Interprétations des indices de capabilité :

- Cp > 1,33 indique que le procédé est intrinsèquement capable.
- 1< Cp <1,33 indique que le procédé nécessite une surveillance [48].
- Cp < 1,33 indique que le procédé génère plus de 0,0063% de rebuts [84].
- Cpk < Cp indique que le procédé est décentré.

L'illustration graphique de ces indices est présentée sur la *Figure 2.4*.

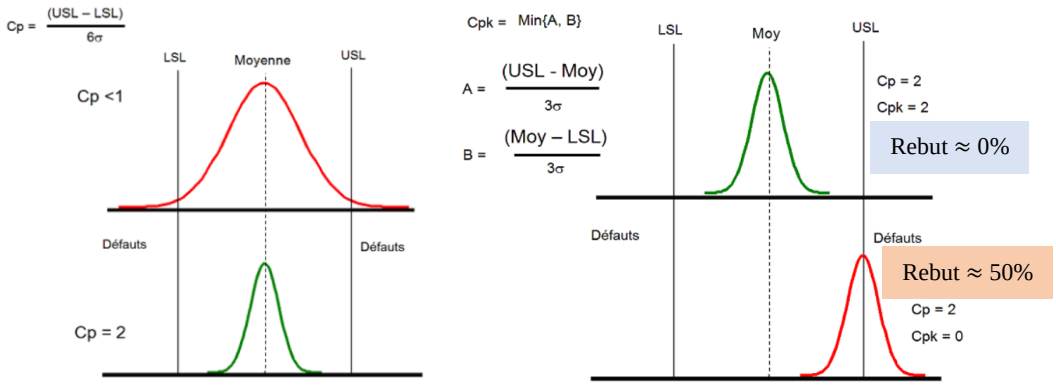


Figure 2.4 : Exemples d'illustration des indices Cp et Cpk[23].

2.1.3.2 Étude de capabilité et intervalle de tolérance en FDM

Les indices de capabilité sont calculés en connaissant les IT des entités géométriques et dimensionnelles. Pour le procédé FDM et comme pour les autres procédés, les IT sont obtenus à partir de la norme ISO 286-1 qui traite des spécifications géométriques des produits (GPS) et

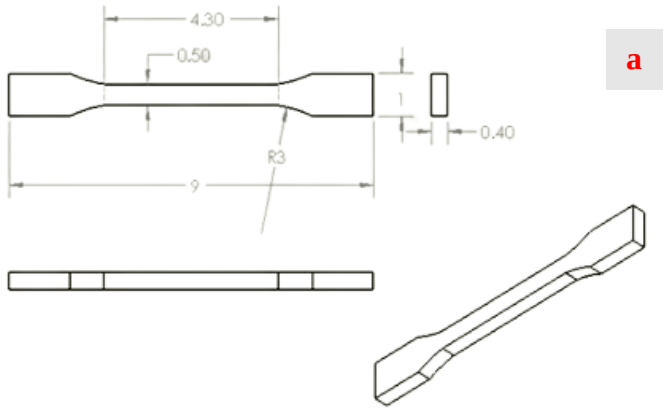
[22] https://docs.oracle.com/cd/A60725_05/html/comnls/us/qa/cpcpk.htm
[23] https://steemit.com/fr/@jbhamiand/6-sigma-ratios-de-capacite-d-un-processus-cp-and-cpk

donne les classes des IT pour les entités dimensionnelles dites « dimensions linéaires » en fonction de leurs tailles. Un extrait du tableau des classes d'IT est présenté sur la Figure 2.5.

Nominal size		ISO 286 - Intermnational Tolerance Grade (IT Grades)																		
over	up to	IT01	IT0	IT1	IT2	IT3	IT4	IT5	IT6	IT7	IT8	IT9	IT10	IT11	IT12	IT13	IT14	IT15	IT16	IT17	IT18
mm		tolerance in micrometer (µm)													tolerance in millimeter (mm)						
0	3	0.3	0.5	0.8	1.2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	0.1	0.14	0.25	0.4	0.6	1.0	1.4
3	6	0.4	0.6	1	1.5	2.5	4	5	8	12	18	30	48	75	0.12	0.18	0.3	0.48	0.75	1.2	1.8
6	10	0.4	0.6	1	1.5	2.5	4	6	9	15	22	36	58	90	0.15	0.22	0.36	0.58	0.9	1.5	2.2
10	18	0.5	0.8	1.2	2	3	5	8	11	18	27	43	70	110	0.18	0.27	0.43	0.7	1.1	1.8	2.7
18	30	0.6	1.0	1.5	2.5	4	6	9	13	21	33	52	84	130	0.21	0.33	0.52	0.84	1.3	2.1	3.3
30	50	0.6	1.0	1.5	2.5	4	7	11	16	25	39	62	100	160	0.25	0.39	0.62	1.0	1.6	2.5	3.9
50	80	0.8	1.2	2	3	5	8	13	19	30	46	74	120	190	0.3	0.46	0.74	1.2	1.9	3.0	4.6
80	120	1.0	1.5	2.5	4	6	10	15	22	35	54	87	140	220	0.35	0.54	0.87	1.4	2.2	3.5	5.4

Figure 2.5 : Extrait des classes d'IT en fonction des dimensions [86].

Günay et al. [84] ont considéré les IT dimensionnels de la classe 7 à 12 dans leur étude portant sur une éprouvette d'essai mécanique de section rectangulaire comme le montre la Figure 2.6a. Ils ont fait une hypothèse selon laquelle les grandeurs mesurées suivent une loi normale. L'analyse des résultats (Figure 2.6b) sur la longueur de leur pièce a montré un Cp et un $Cpk = 0{,}33$ et environ 31,58% de pièces non conformes pour l'IT7. Ils ont également fait remarquer que les indices s'améliorent lorsque l'IT s'élargit ; par exemple pour l'IT11 le Cp vaut 2,1 ($Cpk = 2{,}09$) et les pièces non conformes sont négligeables en nombre. Pour un même IT, les indices de capabilité diffèrent d'une dimension à une autre. Par exemple pour l'T11, la largeur et l'épaisseur ont respectivement un Cpk de 1,02 et 1,74. Les mêmes observations et analyses ont été faites par Lieneke et al. [65].



Tolerance grade	Length				Width				Height				b
	Tolerance range (cm)	C_p	C_{pk}	%NC	Tolerance range (cm)	C_p	C_{pk}	%NC	Tolerance range (cm)	C_p	C_{pk}	%NC	
IT7	0.0035	0.33	0.33	31.58	0.0015	0.17	0.16	60.52	0.0012	0.29	0.24	39.62	
IT8	0.0054	0.52	0.51	12.17	0.0022	0.25	0.24	44.83	0.0018	0.43	0.38	20.31	
IT9	0.0087	0.83	0.82	1.26	0.0036	0.41	0.40	21.47	0.003	0.71	0.67	3.389	
IT10	0.014	1.34	1.33	0.006	0.0058	0.67	0.66	4.56	0.0048	1.14	1.10	0.07	
IT11	0.022	2.10	2.09	$28 \cdot 10^{-9}$	0.009	1.03	1.02	0.19	0.0075	1.79	1.74	$11 \cdot 10^{-6}$	
IT12	0.35	> 2	> 2	0*	0.15	> 2	> 2	0*	0.12	> 2	> 2	0*	
Minimum value(cm)		8.992			0.992				0.3976				
Maximum value(cm)		9.007			1.007				0.4032				
Mean(cm)		8.99992			1.0001				0.4002				
Standard deviation(cm)		0.003488			0.0029				0.0014				

*The values are not theoretically 0, but very small

Figure 2.6 : a) Pièce étudiée (dimensions cm) et b) résultats obtenus par Günay et al. [84].

Minetola et al. [87] ont établi une comparaison entre plusieurs machines d'impression 3D FDM basée sur les intervalles de tolérances. La comparaison a été faite sur 5 imprimantes et a permis de voir que l'IT mini à partir duquel les procédés sont capables est de classe 11.

2.1.4 Bilan de l'état de l'art

La maîtrise du procédé FDM passe par des connaissances approfondies sur les différents facteurs qui peuvent impacter les produits qui en sont issus. Cette étude de bibliographie a mis en lumière les paramètres clés à considérer dans ce procédé et a permis également de voir que d'une machine à une autre, d'un matériau à un autre les résultats sont différents. Les paramètres d'impression les plus influents sont l'épaisseur de couche, la largeur de cordon, la vitesse d'impression, l'ajout ou non de supports la direction d'impression et les motifs. L'analyse des indices de capabilité montre qu'en général les imprimantes ne sont performantes que sur des classes d'intervalle de tolérance à partir de la classe 11.

L'ensemble des études recensées dans la bibliographie porte uniquement et essentiellement sur les dimensions linéaires. Cela représente une insuffisance, car elles ne sont pas fonctionnelles ; les spécifications géométriques sont des spécifications fonctionnelles. Il est à noter également que la plupart des imprimantes étudiées utilisées jusque-là ne sont pas développées pour des productions de masse ; ce sont pour la plupart des imprimantes de bureau ou de recherche et des imprimantes de prototypage. Ces imprimantes également pour la majorité des cas n'impriment que les thermoplastiques, même si le procédé garde le même principe que pour les imprimantes bimatières ou les imprimantes composites. L'ensemble de ces aspects seront pris en compte et étudiés dans le cadre de ce travail.

2.2 Étude métrologique et de capabilités de l'imprimante Markforged X7

2.2.1 Présentation du matériau et de la pièce étudiée

L'objectif dans cette section est de caractériser l'imprimante 3D Markforged X7 du point de vue de la qualité en se basant sur les indices de capabilités. Cette étude porte un intérêt, car l'imprimante utilisée est d'une série industrielle et a pour vocation d'imprimer des pièces en petite ou moyenne série. Le matériau utilisé est de l'Onyx (nom commercial) développé par le

fabricant et qui est d'ailleurs le plus utilisé dans la gamme des matériaux disponibles. C'est un nylon (polyamide 6) chargé à 40% de microfibres de carbone et qui permet de produire des pièces mécaniques, de bonnes précisions et de bons états de surface. Il peut être imprimé seul ou renforcé en fibres longues pour accroître ses propriétés mécaniques [43-44].

La pièce qui a été conçue spécifiquement pour cette étude est une pièce prismatique (Figure 2.7). Elle a été conçue avec le logiciel SolidWorks puis imprimée en matériau Onyx. À cette pièce, est associé un ensemble de caractéristiques géométriques et dimensionnelles à savoir des cotes de taille (dimensions linéaires, diamètre), des tolérances de forme, d'orientation et de position.

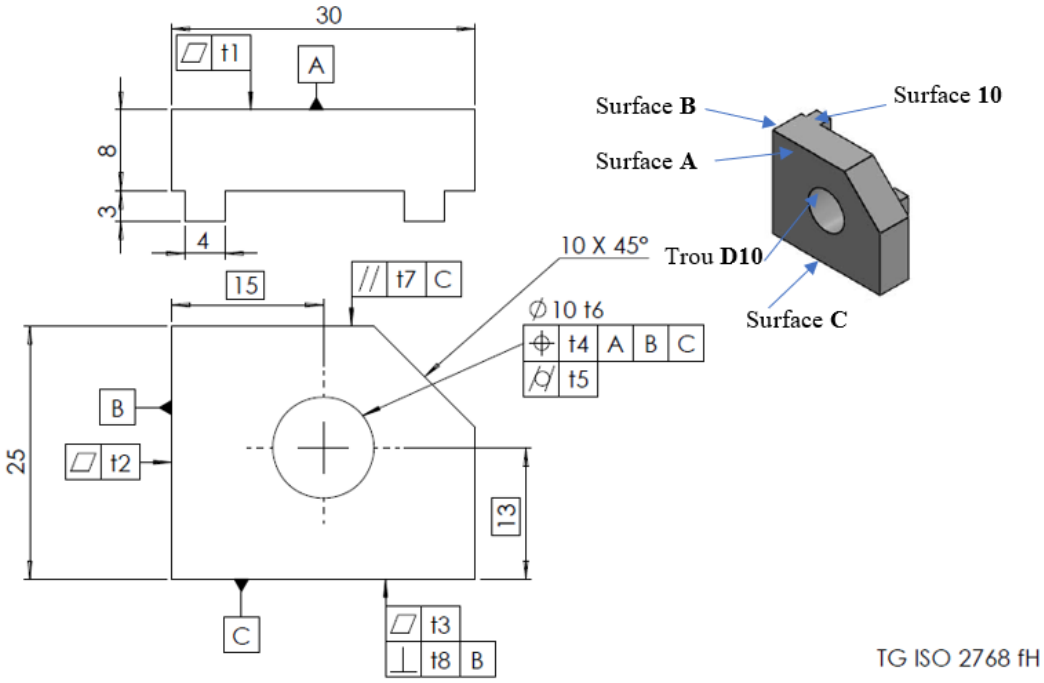


Figure 2.7 : Vues de la pièce étudiée et repérage des surfaces.

Un lot de 30 pièces a été imprimé simultanément sur le plateau d'impression et selon la même orientation. Les paramètres d'impression associés sont : un motif de remplissage triangulaire avec une densité de 37%, 2 couches de murs latéraux et 4 couches de toit et plancher (murs supérieurs et inférieurs), et une épaisseur de couche de 0,1 mm. Ces paramètres ont été choisis, car ce sont les paramètres donnés par défaut par le logiciel de l'imprimante (Eiger) pour une impression optimale en qualité géométrique, en performance mécanique et en coût selon le fabricant.

Sur la Figure 2.7, l'ensemble des caractéristiques mesurées et les annotations qui seront utilisées dans la suite de l'étude sont présentés. La Figure 2.8 récapitule les paramètres d'impression dans le logiciel Eiger (logiciel de l'imprimante).

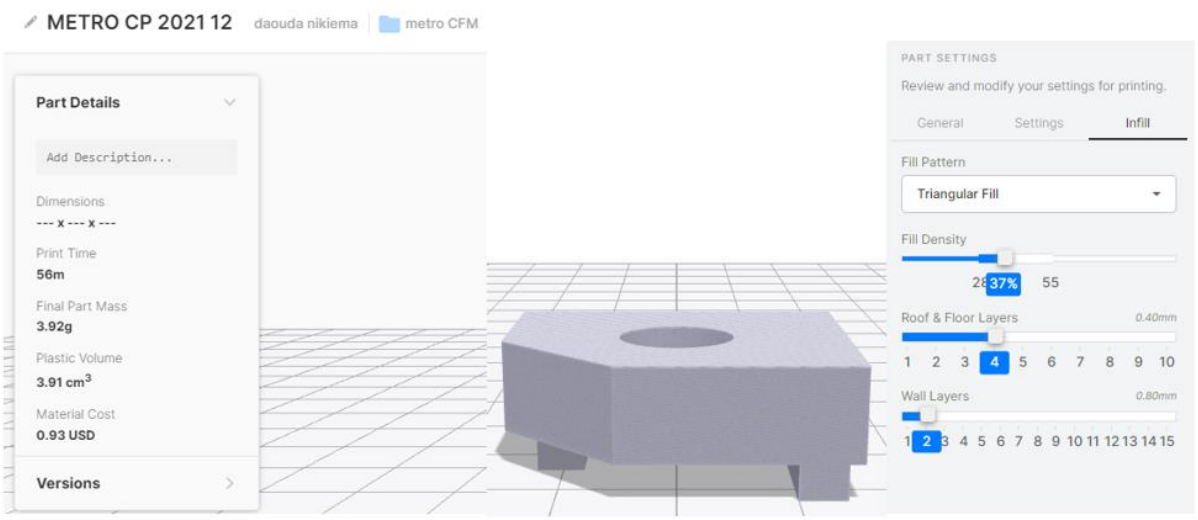


Figure 2.8 : Paramétrage de la pièce dans Eiger.

2.2.2 Instruments de mesure et analyse des données

Les mesures ont été faites principalement à l'aide d'une Machine à Mesure Tridimensionnelle (MMT) de marque Mitutoyo crysta 544 de précision (1,9 +0,3L/100) micron (µm) L étant la plus grande longueur de la pièce mesurée. Dans cette étude la résolution de mesure était de 1,99 µm. Un pied à coulisse numérique de résolution 0,01 mm est également utilisé. Les instruments de mesure sont présentés sur la Figure 2.9 (a, b et c).

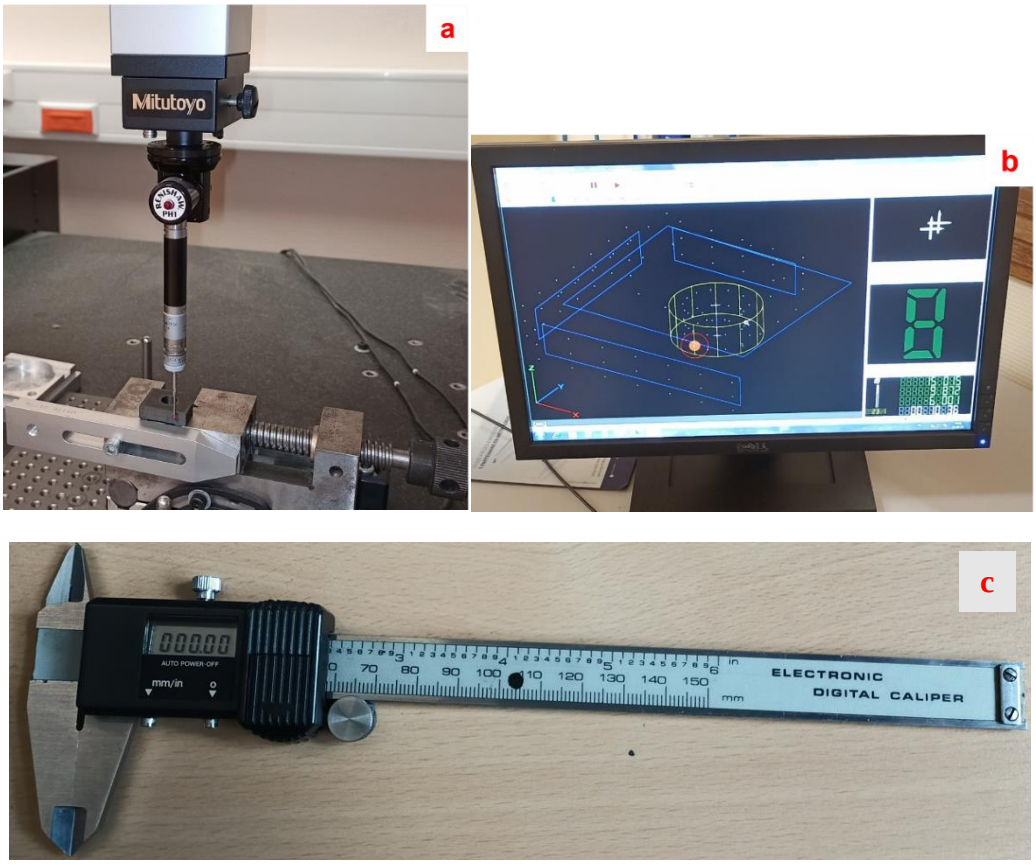


Figure 2.9 : a) Prise de mesures à l'aide de la MMT b) acquisition des données et c) pied à coulisse.

Les résultats issus des mesures ont été analysés par une méthode d'analyse statistique en utilisant le logiciel de statistiques ELLISTAT développé au laboratoire SYMME de l'Université Savoie Mont Blanc [90]. Cette méthode d'analyse de statistiques combinées à l'utilisation de logiciel de statistiques a aussi été utilisée par Khodygan et al. [79], McGregor et al. [81] et par Rathor et al. [48] dans leurs études respectives.

Les critères d'association numérique utilisée par la MMT sont au nombre de quatre : le critère de Gauss (critère par défaut et utilisé dans cette étude), le critère extérieur matière (maximum matière), le critère intérieur matière (minimum matière) et le critère des défauts de forme mini ou critère de Tchebychev. Ces quatre critères de calcul des défauts ont été analysés afin d'évaluer leurs influences sur les résultats donnés par la MMT. Une comparaison entre ces critères est présentée en Annexe 2-1 et a permis de constater une faible différence entre les défauts calculés par ces quatre méthodes. L'utilisation du critère de Gauss (critère par défaut de la machine) est alors justifiée et influencera peu les résultats des mesures.

2.2.3 Détermination des indices de capabilité de l'imprimante

2.2.3.1 Démarches utilisées

Pour qualifier l'imprimante, deux méthodes ont été retenues à savoir :

- *Méthode basée sur les classes des IT selon la norme ISO 286-1*

Le calcul des indices de capabilité s'effectue en connaissant les spécifications USL (Limite Supérieure Spécifiée) et LSL (Limite Inférieure Spécifiée) c'est-à-dire connaissant les IT associés aux dimensions de la pièce étudiée. Les IT sont déterminés selon la norme ISO 286-1. Avec cette norme, les IT sont connus et la détermination des indices de capabilité se fait avec les formules vues précédemment.

- *Calcul des IT mini des spécifications géométriques de l'imprimante*

Cette méthode a pour but de connaître les IT que l'imprimante est capable de tenir pour garantir un indice de capabilité fixé. Cette démarche est nécessaire pour les spécifications géométriques, car elle permettra de classifier les défauts en qualité : fine (H), moyenne (K) ou grossière (L) selon la norme de tolérance générale ISO 2768. Le principe est de fixer le Cp ou le Cpk afin de déterminer les tolérances mini (IT) que peut tenir la machine pour garantir la capabilité fixée. En reprenant la formule du Cp (relation (2.2)), l'intervalle de tolérance s'obtient donc par : $IT = Cp * 6\sigma$.

2.2.3.2 Capabilités basées sur les cotes directes

Une cote directe ou une dimension linéaire selon la norme ISO 286-1 est la distance entre deux points. Selon cette définition et la CAO de cette étude, les dimensions retenues sont : **C25**, **C30** et le diamètre **D10**. Elles ont été mesurées à l'aide du pied à coulisse numérique (Figure 2.9c) et le diamètre a été mesuré à l'aide de la MMT. Les tolérances de chaque cote selon les classes des IT ont été déterminées selon un extrait de la norme ISO 286-1 (Tableau 2.3). Lorsque les

tolérances sont connues, le calcul des indices de capabilité se fait en utilisant les formules vues précédemment. Les résultats sont reportés dans le Tableau 2.4. L'histogramme et les indices de capabilité de la cote C25 et du diamètre D10 sont présentés respectivement sur la Figure 2.10 et la Figure 2.11.

Tableau 2.3. Tolérances des cotes extraites de l'ISO 286-1.

Tolérance	**IT8**	**IT9**	**IT10**	**IT11**	**IT12**
C25 – C30	0,033	0,052	0,084	0,130	0,210
D10	0,022	0,036	0,058	0,090	0,150

Tableau 2.4. Résumé des indices de capabilité basés sur les dimensions linéaires.

IT	Cote **C25**				Cote **C30**				Diamètre **D10**			
	IT (mm)	Cp	Cpk	**%NC**	IT (mm)	Cp	Cpk	**%NC**	IT (mm)	Cp	Cpk	**%NC**
IT8	0,033	0,25	-0,50	**93,02**	0,033	0,31	-1,65	**99,99**	0,022	0,31	-2,36	**100**
IT9	0,052	0,40	-0,35	**85,20**	0,052	0,48	-1,07	**99,94**	0,036	0,5	-2,17	**100**
IT10	0,084	0,64	-0,11	**62,48**	0,084	0,78	-0,78	**99,02**	0,058	0,81	-1,86	**100**
IT11	0,130	0,99	0,24	**23,35**	0,130	1,20	-0,35	**85,44**	0,090	1,25	-1,42	**99,99**
IT12	0,210	1,61	0,85	**0,54**	0,210	1,95	0,39	**12,17**	0,150	2,08	-0,58	**95,99**
Valeur moyenne ($\bar{X}$)			25,049				30,084				9,904	
Écart type (σ)			0,022				0,018				0,012	
Valeur max			25,09				30,11				9,924	
Valeur min			25,01				30,05				9,878	
Cible			25				30				10	

%NC : représente le pourcentage de pièces non conforme. Par exemple pour la cote **C25** avec l'IT12 0,54% de non-conformité est constatée.

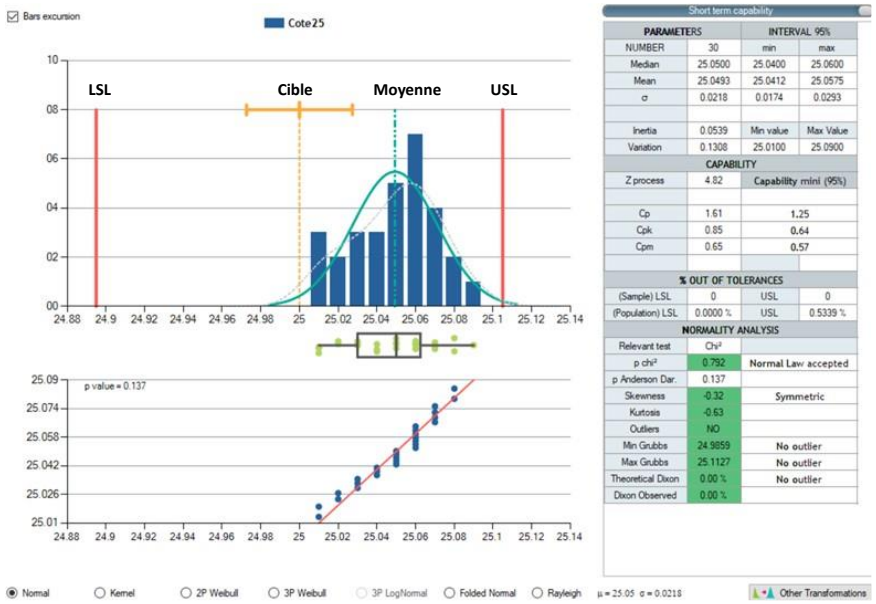
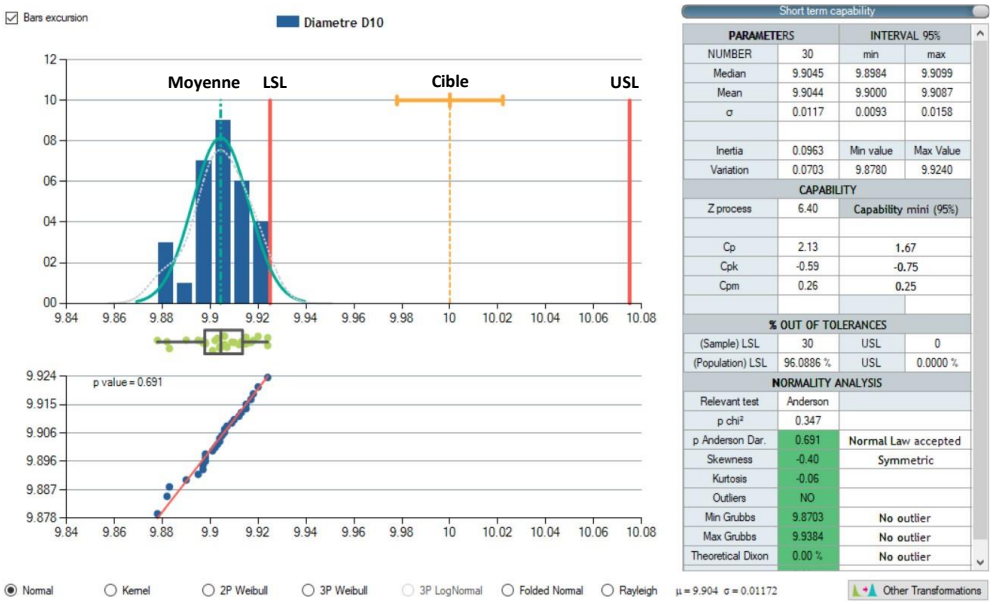


*Figure 2.10 : Histogramme et indices de capabilité (cas de l'IT12 pour la cote **C25**).*

L'histogramme suit une loi normale centrée autour de la cote moyenne produite (test de normalité accepté). Le $Cp > 1{,}33$ traduit que le procédé est intrinsèquement capable sur la cote **C25** c'est-à-dire possède une bonne répétabilité des cotes. Une très grande partie des cotes produites est située dans les limites spécifiées, cela signifie que les cotes fabriquées respectent les tolérances spécifiées. Cependant, il est à remarquer que la production est décentrée vers la limite supérieure (décalée par rapport à la cible), ce qui justifie la faible valeur du Cpk (0,85).



Short term capability

PARAMETERS		INTERVAL 95%	
NUMBER	30	min	max
Median	9.9045	9.8984	9.9099
Mean	9.9044	9.9000	9.9087
σ	0.0117	0.0093	0.0158
Inertia	0.0963	Min value	Max Value
Variation	0.0703	9.8780	9.9240
CAPABILITY			
Z process	6.40	Capability mini (95%)	
Cp	2.13	1.67	
Cpk	-0.59	-0.75	
Cpm	0.26	0.25	
% OUT OF TOLERANCES			
(Sample) LSL	30	USL	0
(Population) LSL	96.0886 %	USL	0.0000 %
NORMALITY ANALYSIS			
Relevant test	Anderson		
p chi²	0.347		
p Anderson Dar.	0.691	Normal Law accepted	
Skewness	-0.40	Symmetric	
Kurtosis	-0.06		
Outliers	NO		
Min Grubbs	9.8703	No outlier	
Max Grubbs	9.9384	No outlier	
Theoretical Dixon	0.00 %	No outlier	

*Figure 2.11 : Histogramme et indices de capabilité (cas de l'IT12 pour le diamètre **D10**).*

Le Cp du diamètre **D10** cas de l'IT12 est d'environ 2,08, le procédé est donc « **capable** ». Cela traduit également que le procédé permet de produire des trous de dimensions « très répétitives ». Le $Cpk < \mathbf{0}$ ($Cpk = -0{,}59$) traduit un procédé fortement décentré. Cela s'explique d'une part par le retrait de matière et d'autre part par le système d'asservissement qui pilote les têtes d'impression.

L'introduction d'un indice appelé rendement de réglage permet une surveillance plus efficace du procédé et une intervention plus efficiente au besoin. Il se calcule par la relation (2.6).

$$Rr = \frac{Cpk}{Cp} * 100 \qquad (2.6)$$

Il traduit le déréglage du procédé. Selon les standards mécaniques, un déréglage de 25% est toléré sans intervention à prévoir ; lorsqu'un rendement de réglage $Rr > 75\%$ on dit que le procédé est réglé ce qui veut dire que la cote fabriquée ≈ cote cible.

En application au cas d'étude, le $Rr = 53\%$ pour la cote **C25** et pour le diamètre **D10** le $Rr = 20\%$ ce qui indique que le procédé nécessite un réglage. Sachant que les possibilités de réglage du procédé sont très limitées, le seul réglage possible est la modification de la CAO afin de prendre en compte ces défauts. Cet aspect sera abordé dans la section 2.4.1

2.2.3.3 Calcul des défauts géométriques admissibles sur l'imprimante

Les défauts géométriques mesurés sont les défauts de formes (la cylindricité du trou **D10**, la planéité des surfaces **A, B** et **C**) et les défauts d'orientation à savoir le parallélisme 10/C et la perpendicularité B/C présentés à la Figure 2.7. Les défauts mini du procédé (Tableau 2.5) ont été calculés en utilisant la formule $IT = Cp * 6\sigma$ pour garantir un $\boldsymbol{Cp}$ = 1,33 qui est une valeur mini recommandée par la norme QS9000.

Tableau 2.5. Défauts calculés et leurs classes.

Défauts	Défaut moyen (mm)	Dispersion 6σ (mm)	Tolérance calculée (mm)	Classe
Planéité A	0,038	0,048	0,064	H
Planéité B	0,022	0,024	0,032	H
Planéité C	0,031	0,048	0,064	H
Perpendicularité B/C	0,026	0,066	0,089	H
Parallélisme 10/C	0,082	0,21	0,279	K
Cylindricité D10	0,07	0,072	0,096	H

Les résultats montrent des défauts compris entre 0,03 et 0,28 mm. La classification de ces défauts faite à partir de la norme **ISO 2768-2** (tolérances générales) montre que majoritairement ils sont de la classe fine. Le défaut le plus élevé est celui du parallélisme qui est très proche de la classe moyenne. Ces défauts sont comparables aux travaux de Mora et al. [64] qui avaient obtenu des défauts moyens allant de 0,05 à 1,4 mm. En termes de qualité des défauts géométriques et selon le Cp fixé, cette imprimante est efficiente et pourra donc répondre aux exigences définies par le cahier des charges jusqu'à sa limite de précision.

2.2.4 Autres indices utiles

L'analyse des indices (Cp et Cpk) de l'ensemble des entités géométriques et dimensionnelles (Cp allant de 1,60 à 2, 08) montre bien que le procédé est répétable ce qu'ont confirmé d'autres études comme celles de Günay et al. [84] et de Karayannis et al. [91] qui ont conclu que le procédé FDM possède une bonne répétabilité. De ce fait, en termes de fidélité, le FDM Markforged X7 peut être considéré fidèle. Un procédé répétable ou fidèle n'est pas forcément juste comme le montre la Figure 2.12, c'est d'ailleurs ce qui amène à regarder « l'erreur de justesse » comme paramètre important à inclure dans les analyses.

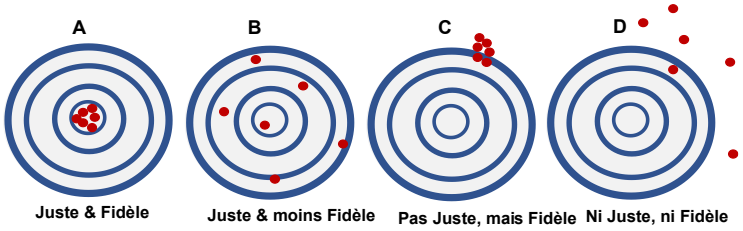


Figure 2.12 : Illustration de la justesse et de la fidélité [24].

[24] http://www.perrin33.com/biochanalys/btmetro_2.php

L'erreur de justesse (J), donnée par la relation (2.7) se définit comme la différence entre la moyenne des valeurs obtenues et la valeur de référence d'une dimension.

$$J = cote\ fabriquée - cote\ de\ références\ (cote\ CAO) \quad (2.7)$$

Les erreurs de justesse constatées sont respectivement J = - 0,096 mm pour le **D10**, J = + 0,049 mm pour **C25** et J = + 0,084 mm pour **C30**. Ces résultats montrent que l'erreur de justesse du procédé n'est pas négligeable pour les caractéristiques dimensionnelles étudiées. L'analyse quantitative et qualitative par exemple pour le diamètre **D10** du trou montre que toutes les cotes obtenues sont inférieures au diamètre nominal, mais elles sont très proches l'une de l'autre d'où une « bonne fidélité ». Cette remarque va dans le même sens que l'étude faite par Rathor et al. [48]. Contrairement au D10, les erreurs de justesse des cotes **C25** et **C30** sont positives, ce qui montre que les cotes fabriquées sont supérieures aux cotes visées.

De ces analyses, la conclusion à tirer est que l'imprimante X7 ne garantit pas une bonne justesse jusqu'à une classe IT12 proche de ce qui est vu dans la littérature (qualité IT 9 ou IT11), mais possède une bonne fidélité.

2.2.5 Étude des états de surface des pièces imprimées

Une étude de rugosité a été menée afin de connaître les états des surfaces des pièces en fonction de l'épaisseur de couche paramétrée à l'impression. Pour cela, trois différentes épaisseurs de couche ont été étudiées à savoir 0,05 – 0,1 et 0,2 mm. Pour chaque pièce, 2 faces ont été étudiées (nommées respectivement A et B) comme le montre la Figure 2.13. L'axe Z de la pièce représente la direction d'extrusion de la matière de l'imprimante. Outre les informations sur la rugosité des faces, une information sur l'épaisseur de couche et la largeur de cordon (largeur de chaque filament imprimé) après impression est recherchée. À l'aide d'un rugosimètre S4100 Mitutoyo comme le montre la Figure 2.14, la rugosité a été évaluée avec une longueur d'échantillon $\lambda_c = 0{,}8\,mm$ sur une longueur d'évaluation de 4 mm pour les deux faces étudiées. Sur chaque surface, un profil (signal) de rugosité est enregistré : le profil de rugosité de la face B est enregistré suivant la direction Z et celui de la face A est enregistré à 45° selon l'axe X (ce choix est opéré afin que la trajectoire de la pointe du rugosimètre soit perpendiculaire aux stries ou filaments de la face).

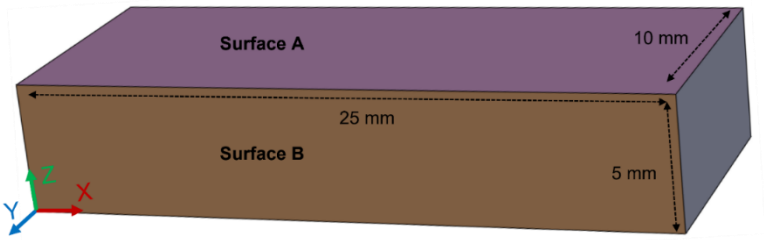


Figure 2.13 : Pièce étudiée (faces analysées : A et B).

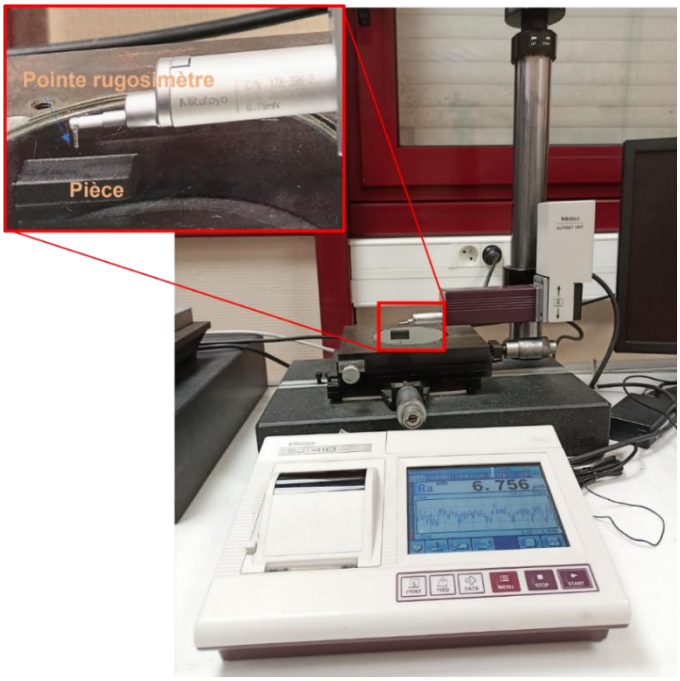


Figure 2.14 : Mesure de la rugosité des pièces avec le rugosimètre S4100 Mitutoyo.

Le profil de rugosité obtenu pour le cas de la surface A de la pièce imprimée avec 0,2 mm d'épaisseur de couche est montré sur la Figure 2.15. Le profil de cette surface est ondulant, ce qui caractérise les irrégularités des cordons (filaments) déposés sur cette face.

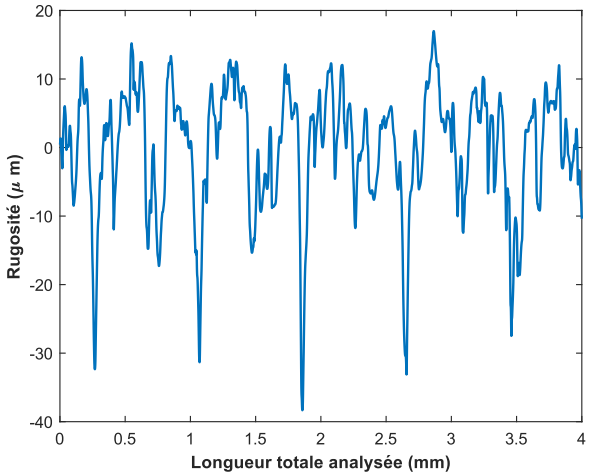


Figure 2.15 : Profil de rugosité de la face A (pièce imprimée à 0,2 mm d'épaisseur de couche).

Pour déterminer l'épaisseur de couche et la largeur de cordon, un traitement de signal de type Tranformée de Fourier Discrète (TFD) a été appliqué au profil de rugosité pour trouver la fréquence dominante et la longueur de répétition qui correspond soit à l'épaisseur de couche (cas de la surface B) soit à la largeur de cordon (cas de la surface A). Un programme MATLAB a été développé à cet effet (Annexe 2-2). La TFD permet de déterminer la fréquence dominante (f) dans un spectre de fréquence comme le montre la Figure 2.16. Une longueur d'onde ou longueur de répétition est calculée par $\lambda = 1/f$ qui correspond à l'épaisseur de couche ou à la largeur de cordon.

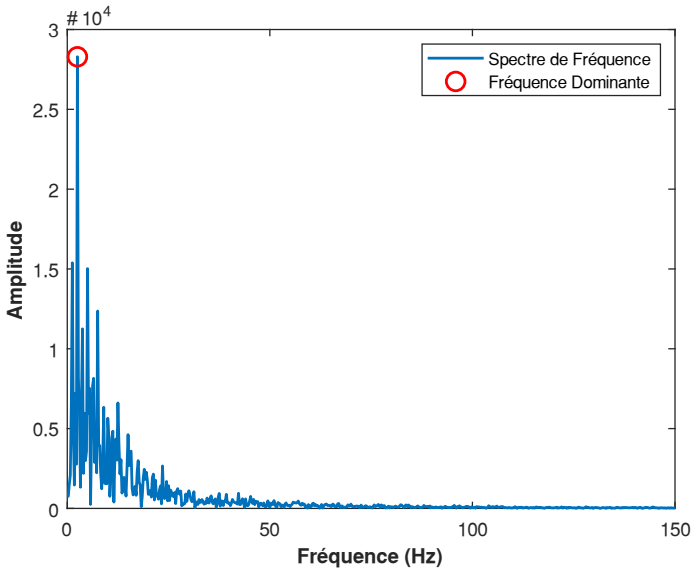


Figure 2.16 : Spectre de fréquence obtenue après application de la TFD sur le profil de rugosité de la face A (pièce imprimée à 0,2 mm d'épaisseur de couche).

En application sur la face A et pour la pièce imprimée avec une épaisseur de couche de 0,2 mm, la TFD donne une fréquence dominante de 2,5006 Hz et une longueur d'onde de $\lambda \approx 0{,}399$ mm qui correspond à la largeur de cordon imprimé. La largeur de cordon paramétrée dans cette imprimante est de 0,4 mm (censée être fixe, quelle que soit l'épaisseur de couche choisie) est quasiment identique à la valeur obtenue par la TFD.

Le même traitement de signal appliqué à la face B donne une épaisseur de couche d'environ 0,199 mm, ce qui est également très proche de l'épaisseur de couche paramétrée à l'impression (épaisseur de couche paramétrée de 0,2 mm). Le profil de rugosité et le spectre de fréquence TFD de la face B et des faces A et B des autres pièces (imprimées avec 0,05 et 0,1 mm d'épaisseur de couche) sont présentés en Annexe 2-3.

La comparaison entre les valeurs obtenues par la TFD et celles paramétrées à l'impression sont données dans le Tableau 2.6 et dans le Tableau 2.7 pour la largeur de cordon et l'épaisseur de couche, respectivement.

Tableau 2.6. Rugosité de la surface A en fonction de l'épaisseur de couche et comparaison entre la largeur de cordon obtenue à l'aide de la TFD et celle paramétrée par l'imprimante.

	Ep. Couche 0,05	**Ep. Couche 0,1**	**Ep. Couche 0,2**
Ra moyen (µm)	3,80	5,36	7,04
Fréquence dominante (Hz)	2,5	2,5	2,5
Valeur obtenue par la TFD (mm)	0,403	0,399	0,399
Valeur paramétrée (mm)	0,4	0,4	0,4
Erreur (%)	0,75	0,25	0,25

Tableau 2.7. Rugosité de la surface B en fonction de l'épaisseur de couche et comparaison entre l'épaisseur de couche obtenue à l'aide de la TFD et celle paramétrée à l'impression.

	Ep. Couche 0,05	**Ep. Couche 0,1**	**Ep. Couche 0,2**
Ra moyen (µm)	6,13	10,56	20,40
Fréquence dominante (Hz)	20,42	10	5
Longueur de répétition (mm)	0,048	0,099	0,199
Dimension imprimée (mm)	0,05	0,1	0,2
Erreur (%)	4	1	0,5

Les erreurs relatives entre les valeurs calculées et celles paramétrées à l'impression montrent une bonne cohérence entre les grandeurs ce qui signifie que la technique utilisant la TFD est bien adaptée pour analyser les surfaces des pièces imprimées du point de vue métrologique (pour connaître principalement l'épaisseur des couches et la largeur de cordon). Dans ces tableaux également, les valeurs moyennes des rugosités des deux surfaces sont reportées selon l'épaisseur de couche utilisée. Les résultats montrent que les surfaces deviennent moins rugueuses lorsque l'épaisseur de couche diminue : une diminution de 46% de la rugosité de la surface A est observée lorsque l'épaisseur de couche passe de 0,2 mm à 0,05 mm, ce constat est également vrai sur la surface B dont la rugosité diminue de 68%. Les résultats ont également montré que la surface B est 1,5 fois plus rugueuse que la surface A. La forte valeur de rugosité de la surface B est due à l'effet « **escalier** » engendré par l'empilement successif des couches. Ces résultats traduisent qu'en impression 3D (FDM), les faces horizontales des pièces sont moins rugueuses que les faces verticales.

2.2.6 Positionnement l'imprimante X7 par rapport aux autres procédés

Les travaux antérieurs menés autour des IT sur la fabrication additive FDM, notamment les travaux de Lieneke et al. [65] ont montré que le procédé est capable sur des IT allant de la classe 9 à 14 proposés dans la norme ISO 286-1. Ils tirent cette conclusion au regard des comparaisons faites sur d'autres procédés de fabrication tels que le frittage, le fraisage, la coupe et le perçage.

Günay et al. [84] quant à eux ont conclu qu'à partir de l'IT11 leur imprimante est capable et produit 0,19% de non-conformité. Comparativement aux précédentes études, l'imprimante Markforged X7 serait capable à partir de l'IT12 pour les dimensions linéaires. Il est comparable aux procédés de forgeage, de moulage, de coupe ou de perçage. Une remarque pertinente est que les dimensions produites peuvent avoir une erreur de justesse importante, mais très peu de variabilité. Le Tableau 2.8 résume les IT possibles pour certains procédés de fabrication et le positionnement de l'imprimante X7 par rapport à ces procédés.

Tableau 2.8. Vue d'ensemble des IT selon le procédé Lieneke et al. [65].

Procédé		Classe des IT										
		7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
Casting	(Moulage)											
Sintering	(Frittage)											
Drop forging	(Forgeage)											
Milling	(Fraisage)											
Cutting	(Coupe)											
Turning	(Tournage)											
Drilling	(Perçage)											
FDM (X7)	(Impression 3D)											

2.3 Influence du vieillissement et de l'ajout des fibres sur la géométrie

2.3.1 Présentation de l'étude

Cette étude consiste dans un premier temps à évaluer l'influence du vieillissement sur les caractéristiques géométriques et dimensionnelles des pièces imprimées. Le vieillissement dans ce contexte consiste à exposer les pièces imprimées dans une salle à environnement ambiant pendant un temps suffisant afin qu'elles vieillissent sous l'effet de l'humidité. Dans la littérature, il ressort que les pièces en polyamide obtenues par injection plastique sont sensibles à l'humidité vis-à-vis de leurs propriétés géométriques. Des travaux plus en détail sur le vieillissement (cf. chapitre 5) ont montré qu'en quatre mois d'exposition, une pièce peut absorber jusqu'à 2% de taux d'humidité par rapport à une pièce nouvellement imprimée.

La deuxième étape est d'étudier l'influence de l'ajout des fibres longues (fibres de verre dans cette étude) dans les pièces. Une étude de vieillissement des pièces renforcées permettra de savoir si l'ajout des fibres garantit une stabilité géométrique et/ou dimensionnelle des pièces au cours du temps ou non. La pièce étudiée a été renforcée en fibres de verre de la façon suivante : 3 blocs de couche de fibres de verre (entre 2 blocs, il y a environ 3 mm d'Onyx) ; chaque bloc est constitué de 2 couches de fibres de verre orientées respectivement à 0° et 45° pour les deux premiers blocs du bas et 90°, 0° pour le bloc haut de la pièce. La pièce est identique à celle étudiée précédemment et les mesures ont été faites dans les mêmes conditions et avec les mêmes appareils de mesure. La Figure 2.17 montre la pièce étudiée et la configuration des couches de fibres de verre.

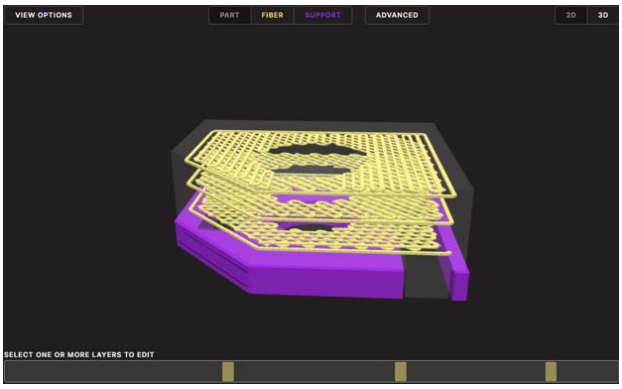


Figure 2.17 : Pièce renforcée en fibres de verre.

2.3.2 Résultats et interprétation

2.3.2.1 L'influence du vieillissement sur les pièces en Onyx seul

Les résultats sur l'influence du vieillissement (absorption de l'humidité) des pièces imprimées uniquement en Onyx et la comparaison des IT calculés (garantissant un Cp de 1,33) entre les pièces vieillies et les pièces non vieillies (Tableau 2.5) sont présentés dans le Tableau 2.9.

Tableau 2.9. Influence du vieillissement entre pièces vieillies et non vieillies.

Défauts	IT (non vieilli)	IT (vieilli)	Influence vieillissement
Planéité A	0,064	0,155	x 2,42
Planéité B	0,036	0,058	x 1,61
Planéité C	0,067	0,112	x 1,67
Perpendicularité B/C	0,089	0,121	x 1,36
Parallélisme 10/C	0,282	0,387	x 1,37
Cylindricité	0,096	0,116	x 1,21

L'analyse sur les défauts géométriques montre un élargissement des intervalles de tolérance entre les pièces « neuves » et « vieillies ». Des élargissements des IT entre 1,61 et 2,42 fois sur les défauts de planéité, 1,36 fois sur les défauts d'orientation et 1,21 fois sur la cylindricité ont été observés. La dégradation des défauts est due certainement à un gonflement de la pièce lorsque celle-ci absorbe l'humidité.

2.3.2.2 L'influence de l'ajout des fibres

L'impact du renforcement des pièces en fibres de verre et l'impact au vieillissement ont été évalués simultanément et résumés dans le Tableau 2.10.

Tableau 2.10. Influence du vieillissement sur les pièces renforcées.

Défauts	IT (non vieilli)	IT (vieilli)	Influence vieillissement
Planéité A	0,067	0,056	: 1,20
Planéité B	0,321	0,23	: 1,39
Planéité C	0,783	0,45	: 1,74
Perpendicularité B/C	0,384	0,289	: 1,33
Parallélisme 10/C	0,742	0,45	: 1,65
Cylindricité	0,318	0,36	x 1,13

Les résultats montrent une réduction des IT dans la plupart des cas. Par exemple, l'IT des défauts de planéité est divisé par 1,2 au minimum et 1,74 au maximum, mais il est constaté quand même un léger élargissement de l'IT de la cylindricité. Littéralement, la réduction des IT peut constituer une réduction des défauts sous l'influence de l'humidité. Cette amélioration provient certainement d'une stabilisation des surfaces grâce aux fibres de verre qui réduisent l'absorption d'humidité.

2.3.3 Récapitulatif des mesures

L'influence de l'humidité sur les pièces non renforcées est assez prononcée. En général, une augmentation des défauts est constatée. Cela est sûrement dû à un gonflement des pièces lorsqu'elles absorbent l'humidité.

Une analyse comparative des pièces sans fibres et avec fibres montre que l'ajout des fibres dans l'ensemble occasionne une dégradation des propriétés géométriques et dimensionnelles des pièces « neuves ». L'augmentation du défaut de cylindricité entre les pièces sans renfort vieillies et renforcées vieillies est respectivement de 17% et 11%. Une augmentation de 58% du défaut de planéité de la surface A est observée pour les pièces sans renfort vieillies. Une diminution de 17% est également constatée pour les pièces renforcées. Sous l'effet de l'humidité, les pièces sans renforts ont tendance à se gonfler ce qui explique la dégradation des défauts. L'ajout des fibres ralentit et stabilise la dégradation de nombreux défauts géométriques. Ces aspects doivent être pris en compte dans la conception des pièces en bureau d'études lorsque le procédé qui sera utilisé est la FDM X7.

2.4 Aide à la conception pour la fabrication additive FDM

2.4.1 Amélioration des caractéristiques géométriques et dimensionnelles

Pour améliorer les propriétés géométriques et dimensionnelles des pièces issues de la fabrication additive FDM, il est essentiel de maîtriser les paramètres du procédé. L'erreur de justesse, crucial dans ce contexte, doit être prise en compte dès la conception de la pièce. Cela implique de produire un prototype respectant les dimensions cotées et les exigences du client, puis de caractériser ses dimensions pour intégrer les erreurs de justesse dans la conception assistée par ordinateur (CAO). L'exemple étudié ici est la pièce étudiée précédemment, les erreurs de justesse étaient J = - 0,096 mm pour le **D10**, J = + 0,049 mm pour **C25** et J = + 0,085 mm pour **C30**. Les nouvelles dimensions à prendre sont (10 + 0,1) mm, (25 - 0,1) mm et (30 - 0,1) mm pour respectivement le D10, C25 et C30. La formule de rattrapage des dimensions peut s'écrire avec la relation (2.8).

$$Cote\ corrigée = Cote\ nominale\ CAO - Erreur\ de\ Justesse \quad (2.8)$$

La correction n'est prise en compte que si l'erreur de justesse est un multiple de la résolution de l'imprimante (résolution de 0,05 pour la X7) d'une part. D'autre part, il faut que l'erreur de justesse soit également un multiple de l'épaisseur de couche utilisée afin de pouvoir corriger

les dimensions dans la direction de l'extrusion. Les dimensions corrigées et l'impact de la correction sur la justesse des dimensions sont présentés dans le Tableau 2.11.

Tableau 2.11. Impact de la correction des dimensions sur la justesse.

	Cotes corrigées (mm)	Moyenne (mm)	Écart type (mm)	Justesse (mm)	Correction
D10	10,1	9,971	0,0093	0,029	70%
C25	24,9	25,01	0,0137	0,01	80%
C30	29,9	30,05	0,0223	0,05	40%

La correction de la CAO tenant en compte de l'erreur de justesse initiale permet une amélioration significative des côtes. En ce qui concerne les défauts géométriques, seule une impression limitant au maximum l'utilisation des supports peut améliorer ces défauts pour les surfaces en contact avec les supports.

2.4.2 Vers une proposition de règles de conception pour le FDM Markforged X7

Le FDM est un procédé difficile à prédire en ce qui concerne le respect des cotations géométriques et dimensionnelles. Cette étude a permis de comprendre quelques phénomènes du procédé et a conduit à la proposition de quelques règles de conception.

1. L'impression de trou cylindrique génère automatiquement une erreur de justesse située entre 1 à 1,5 fois l'épaisseur de couche utilisée pour les pièces sans fibres. Cette erreur peut atteindre 2 fois l'épaisseur lorsque les pièces sont renforcées en fibres de verre. Pour réduire au maximum cette erreur, il faut corriger le diamètre nominal (CAO) en y ajoutant au moins 1 fois l'épaisseur de couche. Plusieurs itérations peuvent être nécessaires pour arriver à une erreur de justesse acceptable (si les consommables sont vieillissants, cela génèrera des défauts supplémentaires).

2. L'amélioration des dimensions linéaires dans les 3 axes nécessite l'impression d'un prototype afin d'en évaluer les différentes erreurs de justesses commises. Il faut noter que les variations des défauts dans les trois directions ne sont pas identiques. Mais la tendance générale des erreurs de justesse est positive, ce qui implique une diminution des cotes nominales CAO.

3. La prise en compte des effets de bord est capitale, car une pièce avec une épaisseur de bord fine a tendance à augmenter le défaut de forme de cylindricité. Une épaisseur de bord d'au moins 3 mm peut garantir des défauts acceptables.

4. L'utilisation des supports d'impression engendre également des défauts, surtout des défauts géométriques. À ce niveau, il faut donc privilégier des positionnements ne nécessitant pas l'utilisation des supports.

5. Enfin lorsque la qualité de la pièce est plus importante que le coût, il faut alors privilégier une épaisseur de couche fine dans le cas des pièces sans fibres. Dans le cas des pièces renforcées en fibres, le choix de l'épaisseur de couche est lié au type de fibre utilisée par exemple pour les fibres de verre, l'épaisseur fixée est 0,1 mm et 0,125 mm pour les fibres de carbone.

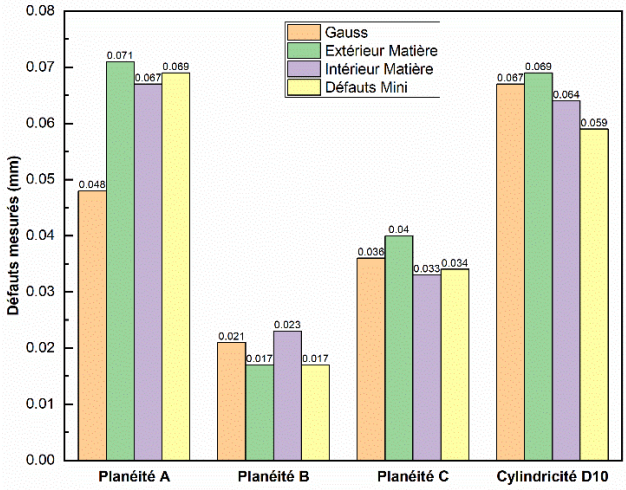
2.5 Bilan

Dans ce chapitre, le potentiel industriel de l'imprimante X7 a été évalué à travers une étude de capabilités. Les résultats ont montré que cette imprimante commence à être performante à partir de la classe d'intervalle de tolérance IT12 pour les dimensions linéaires. Pour les défauts de formes, d'orientation et de position, les résultats ont montré une performance de l'imprimante au regard des autres imprimantes sur le marché. L'étude des états de surface a montré que l'imprimante peut imprimer des pièces avec de bons états de surface lorsqu'une faible épaisseur de couche est utilisée.

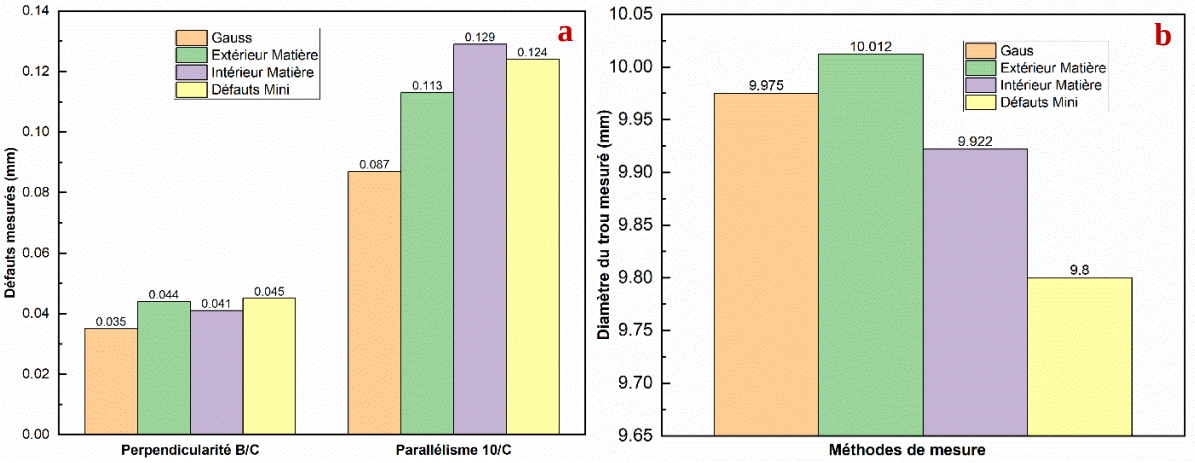
L'étude a également révélé que l'humidité à un impact considérable sur les propriétés géométriques et dimensionnelles et que l'ajout des fibres peut ralentir et stabiliser la dégradation de ces propriétés. Cette information serait d'une grande importance pour les professionnels du domaine qui pourront justifier auprès de leur client sur les éventuels écarts qui pourraient être constatés entre les pièces nouvellement sorties d'impression et les pièces qui arrivent chez les clients après avoir été exposées à l'humidité.

Enfin des règles de conception ont été proposées et pourraient être utiles aux utilisateurs pour minimiser les défauts entre les pièces conçues et les pièces imprimées.

Annexe 2-1 : Comparaison entre les quatre critères de calcul des défauts de la MMT



Figure_Annexe 2.1 : Défauts de forme.



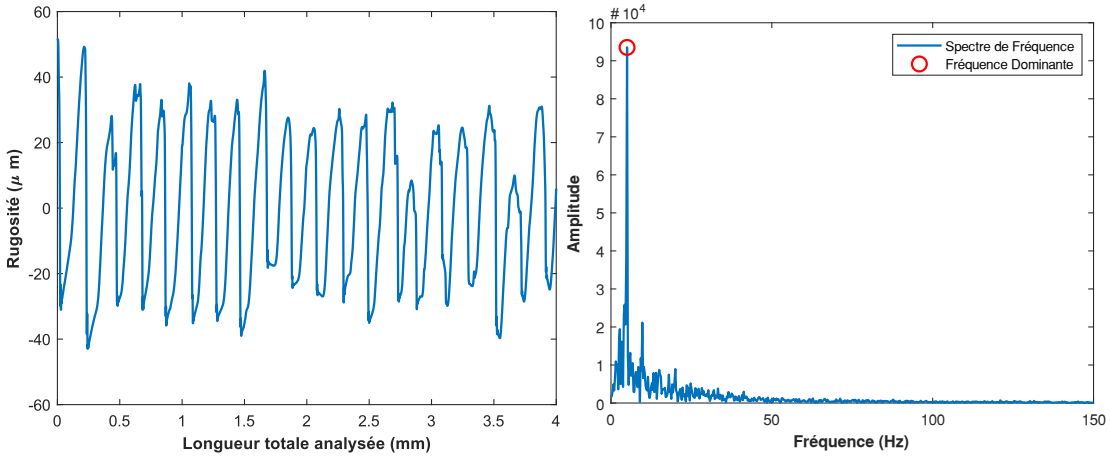
Figure_Annexe 2.2 : a) Défauts d'orientation et b) diamètre mesuré.

L'analyse des défauts de forme montre que le critère « extérieur matière » est celui qui donne les plus grands défauts, suivi de près par le critère de Gauss qui est celui qui a été utilisé dans cette étude. Sur les défauts d'orientation, le constat est quasiment identique, de même que pour le diamètre D10. Ces résultats montrent que le choix du critère de Gauss comme critère de calcul des défauts dans ces travaux ne compromet pas les résultats.

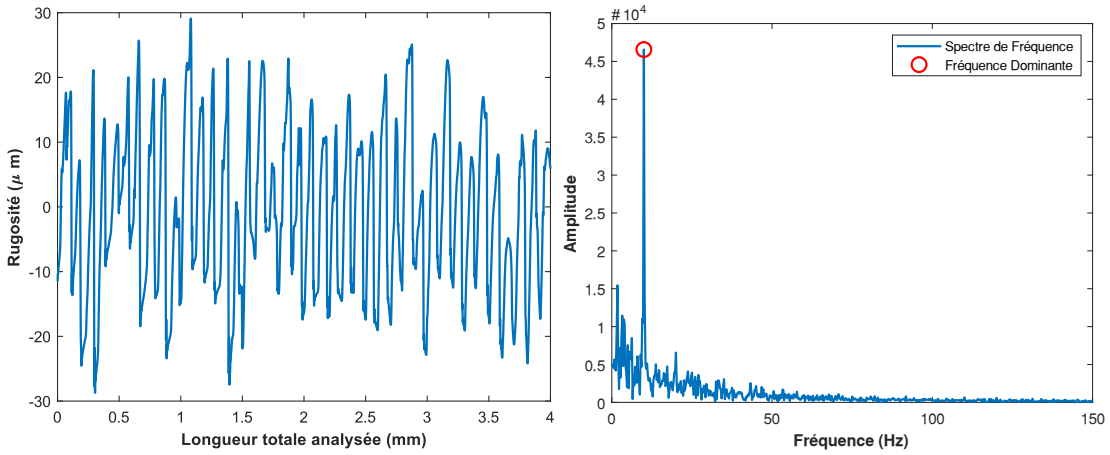
Annexe 2-2: Programme Matlab pour déterminer l'épaisseur de couche ou la largeur de cordon à l'aide de la TFD.

```
clear,
clc,
% Spécifiez le chemin du fichier de données (Excel dans cette étude)
chemin_fichier_excel = '…';
% Spécifiez le nom de la feuille Excel
nom_feuille = 'DATA';

% Spécifiez les colonnes à lire
colonnes_a_lire = 'E:F';% Par exemple, de la colonne A à C
% Utilisez xlsread pour lire les données
[data, ~, ~] = xlsread(chemin_fichier_excel, nom_feuille, colonnes_a_lire);
% Affichez les données lues
Long=data(:,1); % Longueur analysée
rugosite=data(:,2); % Valeurs de rugosité
% Calcul de la transformée de Fourier
N = length(Long);  % Nombre d'échantillons
Fs = 1 / (Long(2) - Long(1));  % Fréquence d'échantillonnage
frequences = linspace(0, Fs/2, N/2);  % Fréquences correspondant aux
composantes positives dans la FFT
% Calcul de la transformée de Fourier
fft_result = fft(rugosite);
magnitude_spectrum = abs(fft_result(1:N/2));
%magnitude_spectrum = real(fft_result(1:N/2));
% Trouver la fréquence dominante
[~, index] = max(magnitude_spectrum);
frequence_dominante = frequences(index);
% Calculer la longueur de répétition (longueur d'onde) en mm
longueur_repetition_mm = 1 / frequence_dominante;
% Affichage des graphes
figure; % première figure : spectre de fréquence TFD
plot(Long, rugosite,'LineWidth', 1.5);
%title('Rugosité de la surface');
xlabel('Longueur totale analysée (mm)', 'FontWeight', 'bold');
ylabel('Rugosité (\mu m)', 'FontWeight', 'bold');

figure; % deuxième figure : spectre de fréquence TFD
plot(frequences, magnitude_spectrum,'LineWidth', 1.5);
xlabel('Fréquence (Hz)', 'FontWeight', 'bold');
xlim ([0,150]); %limite de l'axe des X
ylabel('Amplitude', 'FontWeight', 'bold');
hold on;
plot(frequence_dominante, magnitude_spectrum(index), 'ro', 'MarkerSize',
10, 'LineWidth', 1.5);
hold off;
legend('Spectre de Fréquence', 'Fréquence dominante');

% Affichage de la fréquence dominante et de la longueur de répétition
disp(['La fréquence dominante est : ' num2str(frequence_dominante) ' Hz']);
%retour la valeur de la fréquence dominante détectée
disp(['La longueur de répétition correspondante est : '
num2str(longueur_repetition_mm) ' mm']); %retourne la longueur de répétion
qui est évalent à l'épaisseur de couche ou la largeur de cordon
```

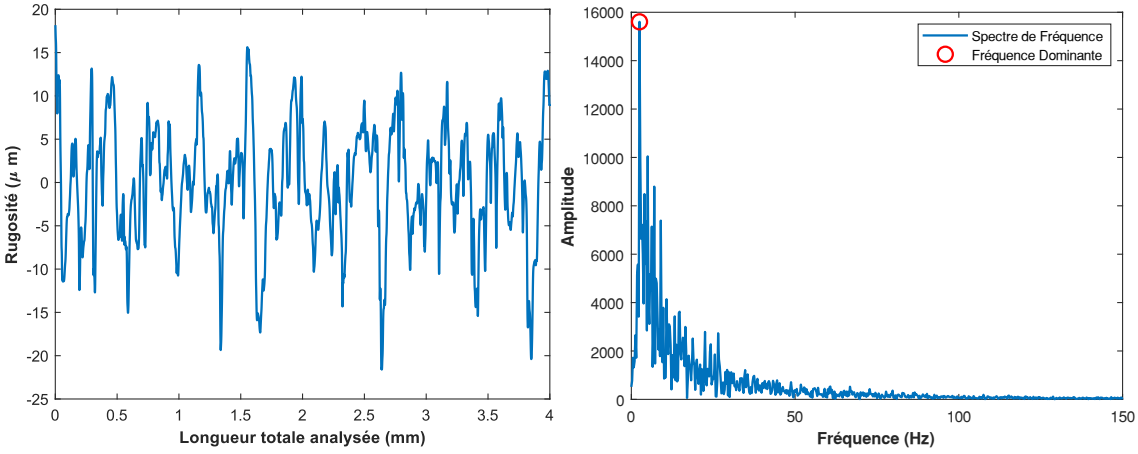
Annexe 2-3 : Profil de rugosité et spectre de fréquence du traitement de signal par la TFD.



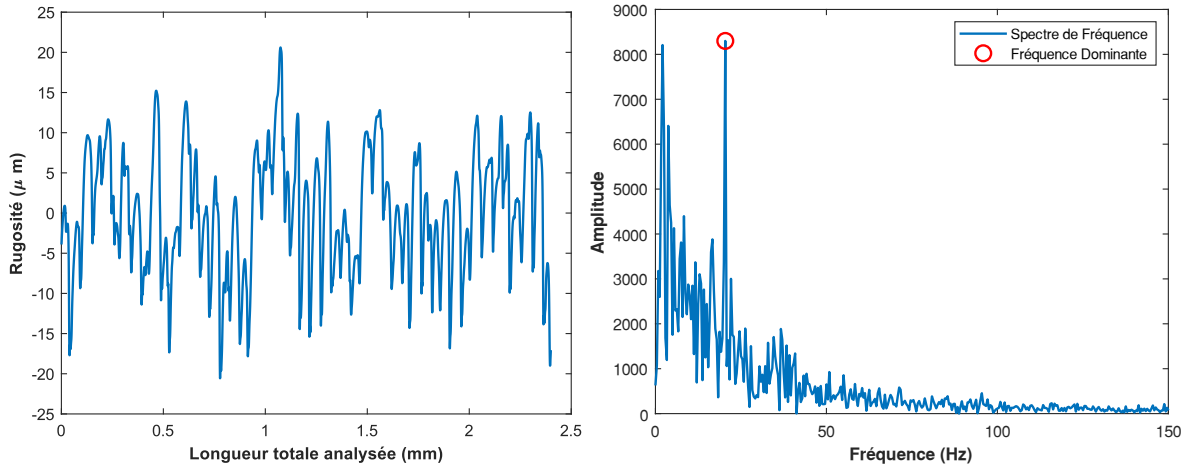
Figure_Annexe 2.3 : Profil de rugosité et spectre de fréquence de la face B (pièce à 0,2 mm d'épaisseur de couche).



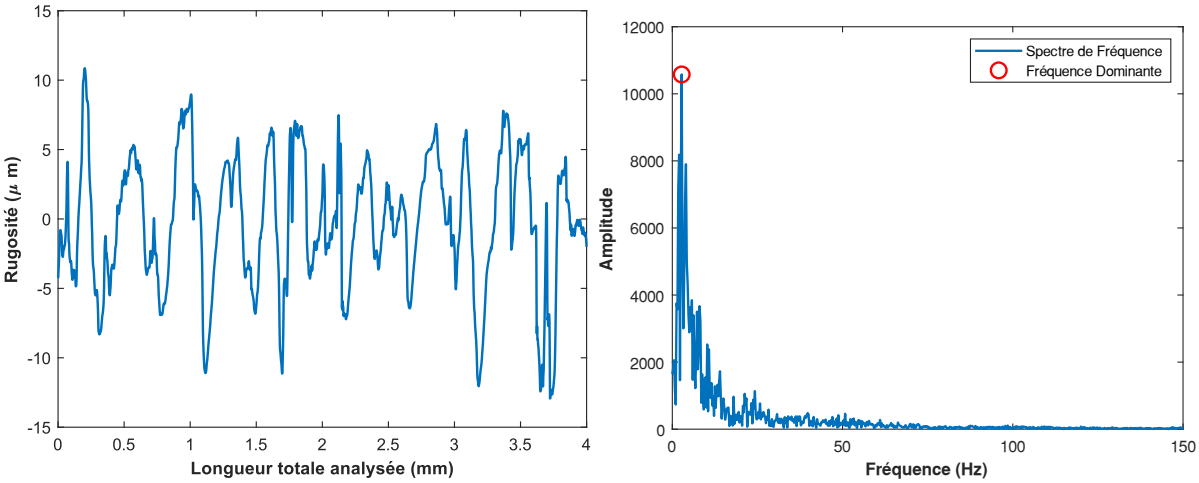
Figure_Annexe 2.4 : Profil de rugosité et spectre de fréquence de la face B (pièce à 0,1 mm d'épaisseur de couche).



Figure_Annexe 2.5 : Profil de rugosité et spectre de fréquence de la face A (pièce à 0,1 mm d'épaisseur de couche).



Figure_Annexe 2.6 : Profil de rugosité et spectre de fréquence de la face B (pièce à 0,05 mm d'épaisseur de couche).



Figure_Annexe 2.7 : Profil de rugosité et spectre de fréquence de la face A (pièce à 0,05 mm d'épaisseur de couche).

Chapitre 3 :

Caractérisation mécanique et simulation numérique des pièces imprimées uniquement en Onyx

La caractérisation mécanique et la modélisation du comportement des pièces issues de tout type de procédé de fabrication sont des étapes fondamentales permettant une bonne maîtrise des procédés. Cette étape est d'autant plus importante pour les nouveaux procédés de fabrication comme la fabrication additive. Dans ce chapitre, il est question :

- De la caractérisation mécanique par des essais de traction des éprouvettes imprimées
- D'études des paramètres d'impression et de leur influence sur les propriétés mécaniques
- De modélisation et simulation numérique par éléments finis du comportement mécanique des éprouvettes imprimées et de la prise en compte des paramètres clés
- De validation sur une pièce fonctionnelle.

Articles publiés en lien avec ce chapitre :

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Influence of anisotropy and walls thickness on the mechanical behavior of 3D printed onyx parts, CIRP J. Manuf. Sci. Technol. 50 (2024) 185–197. https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2024.03.002.

D. Nikiema, N.A. Sène, P. Balland, A. Sergent, Study of walls' influence on the mechanical properties of 3D printed onyx parts: Experimental, analytical and numerical investigations, Heliyon. 9 (2023) e19187. https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2023.e19187.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Study of the Mechanical Properties of 3D-printed Onyx Parts: Investigation on Printing Parameters and Effect of Humidity, Chinese J. Mech. Eng. Addit. Manuf. Front. 2 (2023) 100075. https://doi.org/10.1016/j.cjmeam.2023.100075.

Conférence :

Daouda Nikiema, Pascale Balland, Alain Sergent. Experimental and Numerical Investigations of 3D Printed Onyx Parts. 3rd International Conference on APPLIED SCIENCE AND ENGINEERING, Sep 2023, Paris, France. ⟨hal-04311852⟩

3 Caractérisation mécanique et simulation numérique des pièces imprimées uniquement en Onyx

3.1 Revue de littérature

L'application à l'échelle industrielle des pièces issues du procédé d'impression 3D impose au préalable une connaissance des propriétés mécaniques en fonction des paramètres de fabrication. De nombreuses études font cas de caractérisations mécaniques de pièces imprimées 3D. Ces caractérisations reprennent essentiellement les essais classiques à savoir : la traction uniaxiale, le cisaillement et la flexion. Les propriétés mécaniques obtenues permettent la mise en place de modèles numériques en vue de la prédiction du comportement mécanique des pièces.

3.1.1 Les matériaux usuels en FDM et leurs propriétés mécaniques

3.1.1.1 Les matériaux courants

La diversité des imprimantes 3D couplée à celle des matériaux et des paramètres d'impression rend complexe la maîtrise du procédé notamment sur les propriétés mécaniques des pièces. Les matériaux couramment utilisés sont généralement des thermoplastiques tels que le Nylon, l'ABS, le PETG, le PLA et le PEEK[25], qui sont fortement utilisés pour les imprimantes dites de « bureau » ou de « recherche ». Les fabricants d'imprimantes de type industriel proposent en parallèle les matériaux adaptés. C'est le cas de la présente étude avec l'imprimante Markforged X7 série industrielle avec son lot de matériaux plastiques à savoir le Nylon, l'Onyx, l'Onyx FR et l'Onyx FRA[26].

3.1.1.2 Propriétés mécaniques des thermoplastiques courants

Les propriétés mécaniques des pièces imprimées 3D varient en fonction du type d'imprimante, du matériau et des paramètres d'impression. Les travaux menés par Maqsood et al. [92] sur du PLA montrent un module d'Young en flexion et en traction presque équivalents (respectivement 3067 MPa et 3090 MPa). Par contre, la résistance en flexion et la résistance en traction sont très différentes (respectivement 83 MPa et 43 MPa). Le même matériau, utilisé par Xu et al. [93] montre un module d'Young compris entre 2800 et 3200 MPa et une résistance en traction comprise entre 64 et 66 MPa, Chacon et al. [94] montrent que sous différentes conditions d'impression le module d'Young en traction est compris entre 2765 et 4409 MPa, en flexion ils trouvent un module compris entre 1282 et 1886 MPa. Selon plusieurs études, le module d'Young en traction de l'ABS est compris entre 1574 et 2400 MPa en fonction des paramètres d'impression [8,95,96]. Quant à l'Onyx, objet de cette étude, il possède un module

[25] https://formlabs.com/blog/3d-printing-materials/
[26] https://markforged.com/fr/materials

d'Young selon différents auteurs compris entre 1400 et 2400 MPa en traction et environ 3000 MPa en flexion[26] [35,97–100].

3.1.2 Paramètres généraux d'impression en FDM

L'une des principales raisons de la variation des propriétés mécaniques des pièces imprimées en 3D est le paramétrage du procédé. Les principaux paramètres rencontrés dans la littérature sont :

1. L'épaisseur de couche : c'est la hauteur d'une couche. La hauteur d'extrusion d'une pièce est égale à n fois l'épaisseur de couche, avec n le nombre de couches.

2. L'angle de trame ou de dépose des couches : c'est l'angle d'impression des couches successives par rapport aux axes de l'imprimante.

3. Les motifs d'impression : c'est la forme du remplissage intérieur d'une pièce, ils permettent d'alléger les pièces imprimées. Les motifs rencontrés sont de type plein (solide), triangulaire, hexagonal (nid d'abeille), rectangulaire, gyroïde…

4. La densité de remplissage : le taux de remplissage en matière ou le taux de vide dans une pièce (généralement pour les pièces avec un motif d'impression).

5. Le nombre ou l'épaisseur de murs : c'est le nombre ou l'épaisseur des contours d'une pièce.

6. L'orientation et le positionnement des pièces sur le plateau d'impression : pour l'étude de l'isotropie/anisotropie des pièces imprimées, l'orientation consiste à faire varier l'angle de placement d'une pièce dans le plan du plateau et le positionnement s'intéresse à la direction d'extrusion d'une pièce (extrusion selon la hauteur, la largeur, ou la longueur de la pièce).

Dans la littérature, un grand nombre de ces paramètres a été étudié pour connaître leur influence sur les propriétés mécaniques et/ou géométriques et dimensionnelles des pièces. Ces paramètres sont résumés dans un diagramme causes et effets (diagramme d'Ishikawa ou arêtes de Poisson), ils ont été adaptés à l'imprimante étudiée comme le montre la Figure 3.1.

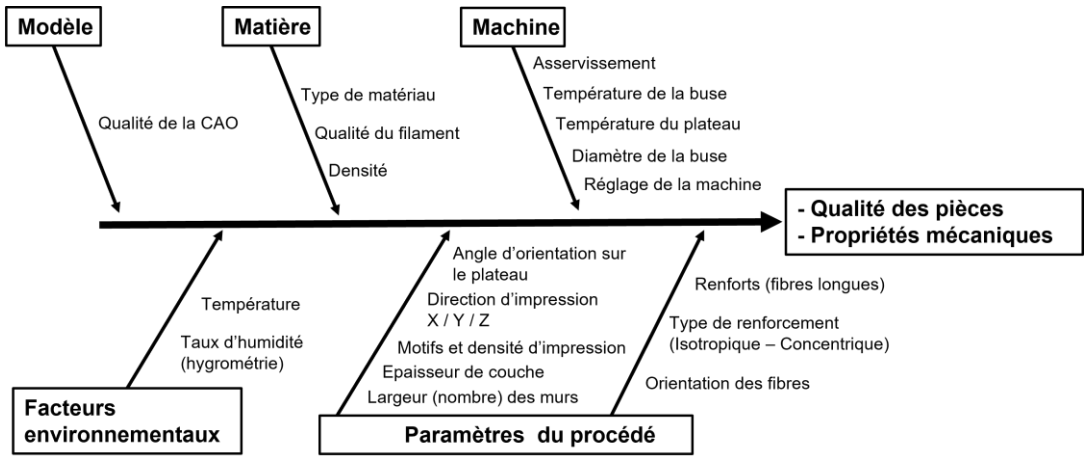


Figure 3.1 : Diagramme d'Ishikawa appliqué en FDM [23,101].

Ces paramètres induisent des comportements mécaniques différents qu'il faut identifier par un ou des modèles de comportement mécanique. Ces comportements sont étudiés dans les prochaines lignes.

3.1.3 Modèles de comportement mécanique adoptés en FDM

Au regard des variations importantes constatées sur les propriétés mécaniques des pièces imprimées en 3D en FDM, le consensus sur le (les) comportements mécaniques à adopter n'est pas établi. Pour des raisons de simplification, un comportement isotrope est adopté par les uns et anisotrope par les autres. À titre d'exemple, Domingo-Espin et al. [102] ont proposé un modèle de comportement orthotrope pour les pièces imprimées en polycarbonate, identifié à partir de six orientations différentes (Figure 3.2a). Chacon et al. [94] ont fait également une observation dans ce sens en disant que selon le positionnement, le PLA a un comportement mécanique différent (Figure 3.2b).

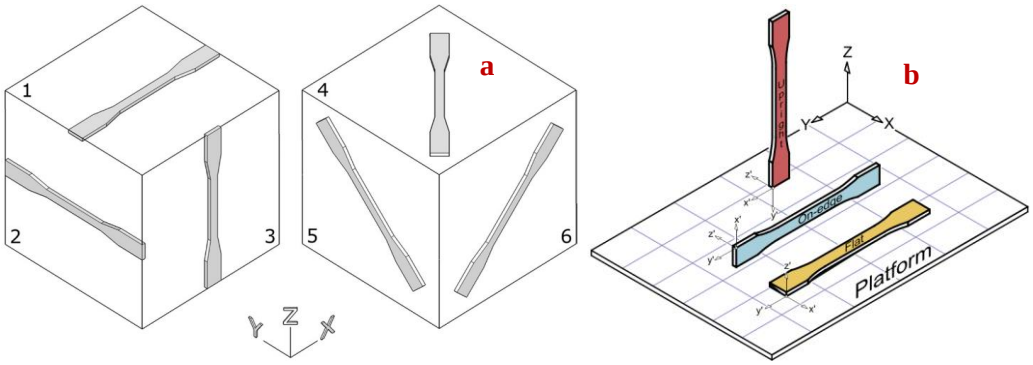


Figure 3.2 : a) Impression de pièces pour identification du comportement mécanique et b) différence de positionnement des éprouvettes sur un plateau d'impression.

Des auteurs comme Somireddy et al. et Torre et al. [103,104] ont utilisé l'échelle mésoscopique des pièces imprimées pour en déterminer un comportement mécanique orthotrope (*Figure 3.3*).

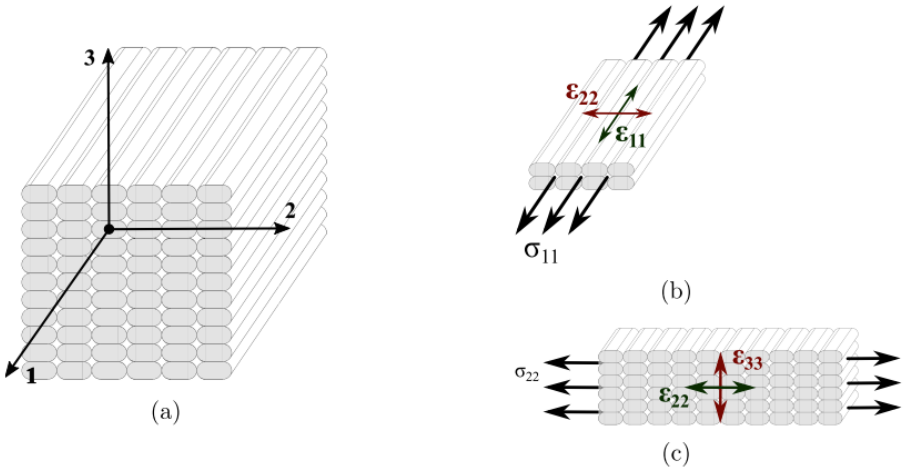


Figure 3.3 : Échelle d'étude adoptée par Torre et al.[103] *pour définir le comportement du matériau.*

Zou et al. [95] ont estimé dans leurs travaux que l'ABS peut être considéré comme isotrope dans le plan d'impression (Figure 3.4) dans un but de simplifier les problèmes et aussi dans le

cas où la précision des résultats n'est pas trop importante. Cette hypothèse est également reprise par Kalova et al. dans leurs travaux considérant l'Onyx comme un matériau isotrope [35].

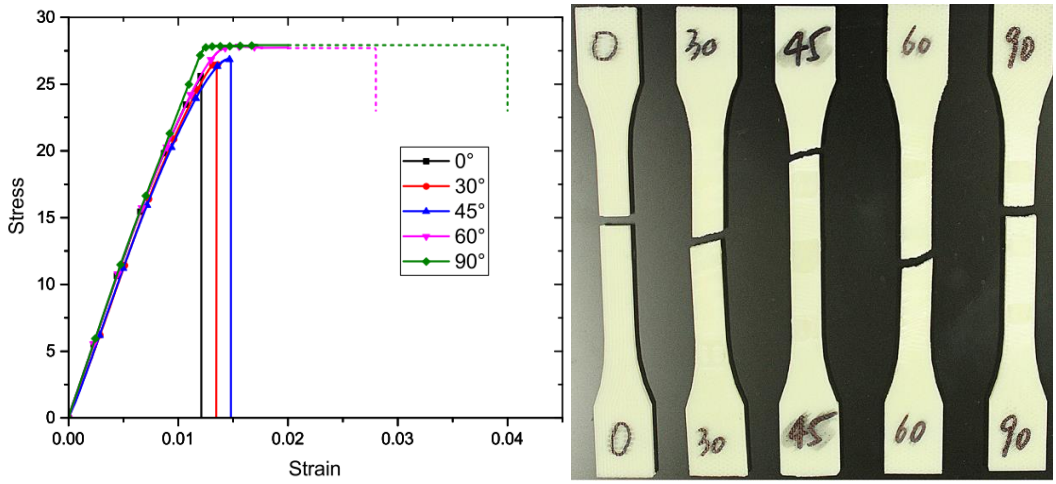


Figure 3.4 : Courbes contraintes, déformations selon les angles d'orientation de Zou et al. [95].

3.1.4 Modélisation et simulation numérique en FDM

La simulation numérique des pièces obtenues en FDM est une tâche assez difficile à cause des difficultés liées à l'identification des comportements mécaniques de ces pièces : faut-il prendre les positionnements en compte, faut-il considérer un modèle isotrope ou anisotrope ? La diversité des paramètres d'impression rend la simulation encore plus difficile. Dans la littérature, de nombreuses études essaient d'apporter des réponses satisfaisantes à ces préoccupations. Parmi ces études figurent les travaux menés par Domingo-Espin et al. [102] qui proposent un modèle de comportement orthotrope et isotrope qui tient compte de la direction d'impression afin de prédire avec une bonne précision la rigidité d'une pièce en forme de L (Figure 3.5).

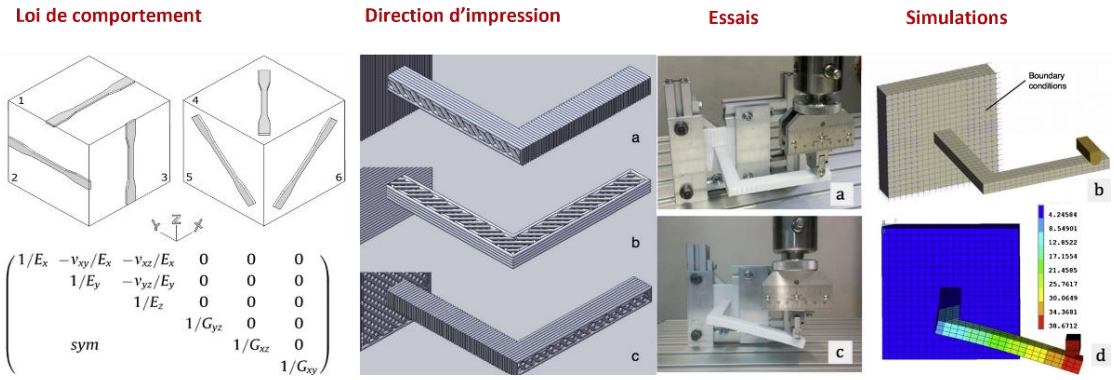


Figure 3.5 : Démarche adoptée par Domingo-Espin et al. [102].

Hambali et al. [105] ont procédé de la même façon tout en simplifiant leurs modèles numériques en considérant un modèle de comportement isotrope pour chaque orientation des pièces sur le plateau d'impression. La Figure 3.6 montre la démarche qu'ils ont adoptée.

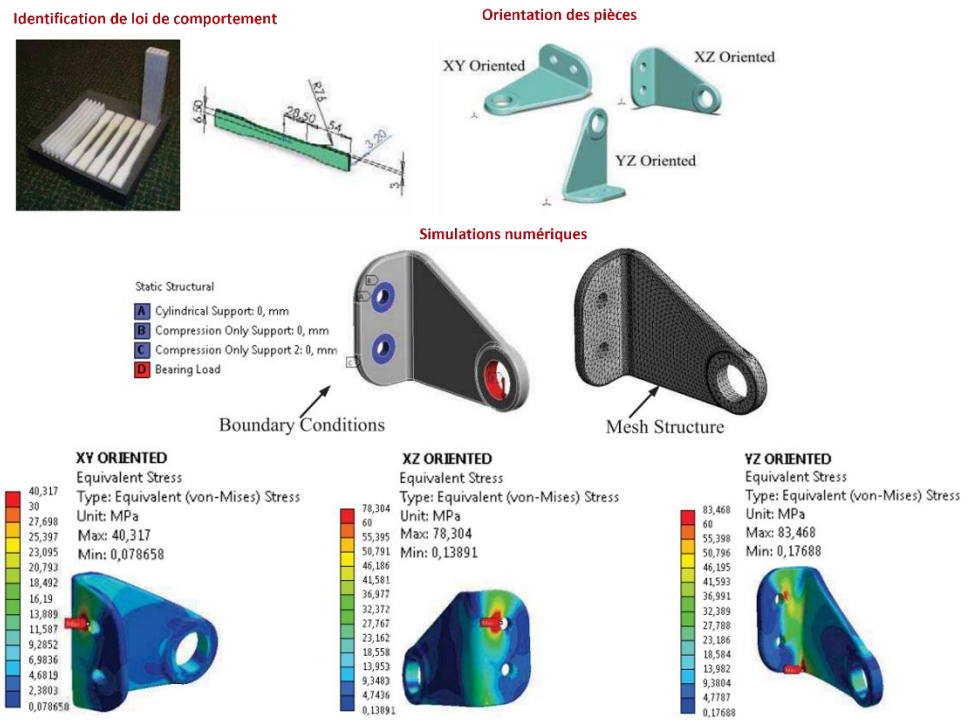


Figure 3.6 : Démarche adoptée par Hambali et al. [105].

Les deux études parviennent à la même conclusion que dans une simulation, la prise en compte de la direction ou le positionnement est très importante. Pour le cas d'étude de Domingo-Espin et al., la différence de prédiction entre le modèle de comportement orthotrope et isotrope par rapport aux essais physiques est négligeable (7,30% et 7,12% respectivement).

3.1.5 Bilan

Cette étape de bibliographie a permis de montrer que la prédiction du comportement mécanique des pièces thermoplastiques obtenues en FDM n'est pas aussi maîtrisée que dans les procédés classiques. Cela est directement lié à l'anisotropie du procédé engendrée par les paramètres d'impression principalement. Selon le cas, un comportement mécanique isotrope ou orthotrope est adopté pour la simulation numérique.

Les échelles d'étude rencontrées vont de l'échelle microscopique à l'échelle macroscopique pour obtenir un comportement mécanique qui se rapproche le plus possible du comportement mécanique réel des pièces. Dans le cadre de cette thèse, l'échelle d'étude privilégiée est l'échelle macroscopique. Le constat majeur à travers cette brève étude bibliographique est la non-prise en compte des paramètres d'impression dans les modèles et simulations numériques. Cela implique une prédiction difficile des propriétés mécaniques des pièces imprimées.

L'objectif principal de ce chapitre est l'identification des paramètres clés de l'imprimante X7 d'une part et leur prise en compte en modélisation et simulation numérique par la méthode des éléments finis sur les éprouvettes et sur les pièces potentiellement fonctionnelles imprimées en Onyx uniquement.

3.2 Présentation du matériau et des paramètres d'impression

3.2.1 Présentation du filament : Onyx

L'Onyx est produit sous forme de filament de diamètre 1,75 mm (comme la plupart des filaments d'impression 3D) et enroulé sous forme de bobine de 800 cm^3 (Figure 3.7 (a)). La bobine est protégée par un emballage empêchant tout contact avec l'environnement extérieur (humidité). L'Onyx est fabriqué à partir d'un mélange de polyamide6 (PA6) et de microfibres de carbone comme le montre la Figure 3.7 (b). Ses propriétés mécaniques moyennes brutes (avant son passage dans le processus d'impression) obtenues par un essai de traction uniaxiale sur le filament d'Onyx sont présentées dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1. Propriétés mécaniques du filament d'Onyx (essai effectué avec 3 échantillons).

Propriétés mécaniques	**E_{moyen}**	**Re_{moyen}**	**Rm_{moyen}**
Valeurs moyennes (MPa)	6809	51	72

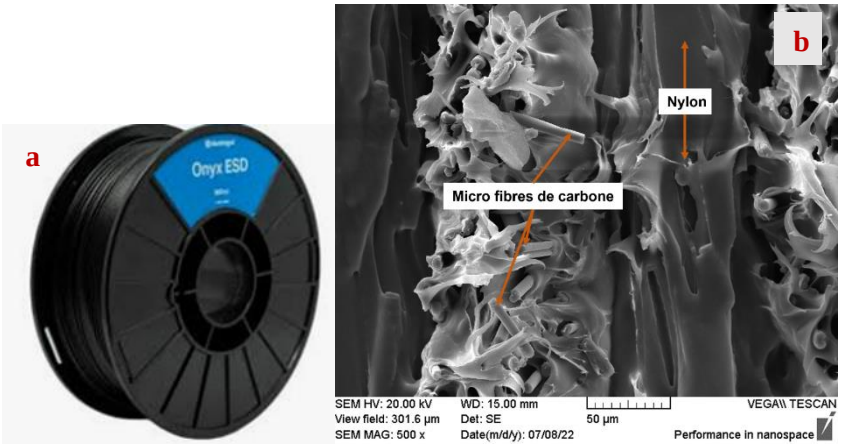


Figure 3.7 : a) Bobine d'Onyx b) image obtenue au microscope électronique à balayage (MEB).

Connaissant les propriétés mécaniques du filament d'Onyx, les travaux qui seront menés aideront à connaître l'impact du procédé sur lesdites propriétés mécaniques. Cela permettra également de savoir si les pièces obtenues par ce procédé sont isotropes ou anisotropes.

3.2.2 Les paramètres d'impression

L'imprimante Markforged X7 possède plusieurs paramètres d'impression réglables susceptibles d'avoir des impacts sur les propriétés mécaniques des pièces finies. Les paramètres essentiels de l'imprimante sont :

1. L'épaisseur de couche (0,05 – 0,1 – 0,125 – 0,2 – 0,25 mm) : dans ce chapitre, l'épaisseur de couche utilisée est la valeur par défaut de 0,1 mm, recommandée par le fabricant. Cela se justifie aussi par le fait que dans la littérature, l'influence de l'épaisseur de couche n'est pas la plus importante par rapport à l'influence d'autres paramètres.

2. L'orientation et le positionnement des pièces sur le plateau d'impression : ces deux paramètres seront étudiés dans ce chapitre. Leurs influences sur les propriétés mécaniques ont été clairement établies dans la littérature.

3. Le nombre de murs : il est également montré que les murs ont une influence sur les propriétés mécaniques des pièces. Ce paramètre sera donc étudié dans ce chapitre.

4. Les motifs d'impression et leur densité : l'imprimante X7 possède cinq motifs d'impression à savoir le motif plein (ou solide), le motif triangulaire (motif par défaut et recommandé par le fabricant), le motif hexagonal, le motif rectangulaire et le motif gyroïde. De nombreuses études ont identifié leur influence et celle de la densité de remplissage sur les propriétés mécaniques des pièces. Ils seront alors étudiés afin de mieux appréhender leur prise en compte dans la caractérisation et la modélisation numérique dans le prochain chapitre.

3.3 Caractérisations expérimentales

3.3.1 Présentation du dispositif et des essais

Le dispositif d'essai utilisé est une machine de traction de marque INSTRON équipée d'une cellule d'effort 50 kN. Un extensomètre de longueur initiale de 12,5 mm et 40% de déformation maximale est utilisé pour mesurer les déformations au cours de l'essai dont l'acquisition se fait grâce au logiciel de la machine à une fréquence de 20 Hz. Dans cette étude, seul l'essai de traction a été considéré.

Pour l'essai de traction, deux formes d'éprouvettes ont été testées à cet effet en respectant les normes qui stipulent que : $L_0 \geq 5{,}65\sqrt{S_0}$ avec L_0 : la longueur utile de l'éprouvette et S_0 : la section utile. Les formes des éprouvettes définies par les normes ASTM D638-14 et ISO 527 qui donnent les dimensions et formes des éprouvettes de traction pour les plastiques n'ont pas permis d'avoir des formes adaptées au dispositif d'essai afin de garantir une rupture dans la zone utile (rupture dans les mors très souvent). Une adaptation des dimensions et de la forme des éprouvettes données par la norme ASTM 3039 a été faite (Figure 3.8). Chaque essai de traction réalisé a nécessité 3 éprouvettes du fait des faibles variations constatées. La vitesse d'essai retenue est de 10 mm/min et la majorité des éprouvettes cassent entre les couteaux de l'extensomètre.

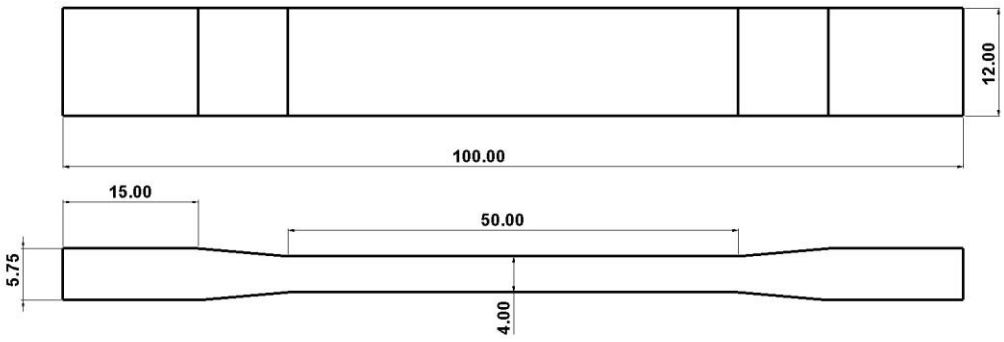


Figure 3.8 : Géométrie de l'éprouvette de traction (dimensions en millimètre).

3.3.2 Les propriétés mécaniques de l'Onyx

Les premiers essais de traction ont permis d'obtenir des grandeurs mécaniques moyennes proches de celles du fournisseur (Tableau 3.2). Ces propriétés mécaniques seront les valeurs de références dans ce chapitre. La comparaison entre le module d'Young donné par le fabricant et le module d'Young obtenu par essai de traction montre un écart de 1,5% en plus. Sur la limite élastique, l'écart atteint 20% de moins. L'explication probable de ce grand écart peut venir de la méthode de calcul de la limite élastique du fournisseur qui n'est pas connue alors que le critère $Re_{0.2}$ a été utilisé dans ce travail pour déterminer le module élastique.

Tableau 3.2. Propriétés mécaniques de l'Onyx.

Propriétés mécaniques	Module d'Young (MPa)	Limite élastique (MPa)
Fournisseur	2400	40
Dans ce travail	2437	32

Les propriétés en traction ont été obtenues dans la configuration suivante (Figure 3.9) : 2 couches de murs, un motif de remplissage plein (solide), un positionnement plan (XY) et une épaisseur de couche de 0,1 mm. La Figure 3.10 (a) montre les éprouvettes imprimées.

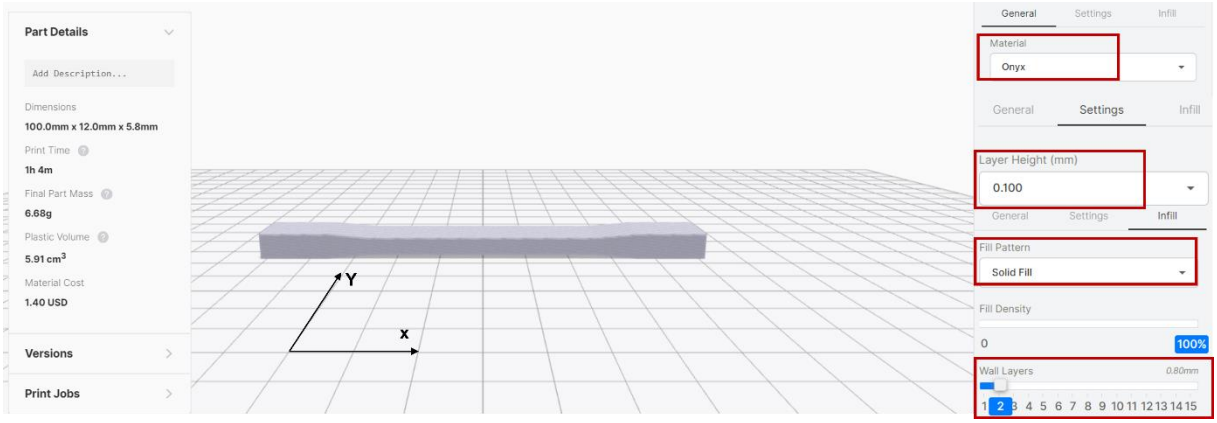


Figure 3.9 : Configuration d'impression de référence.

La forme des éprouvettes choisies permet une rupture de celles-ci entre les couteux de l'extensomètre c'est-à-dire dans la zone utile comme le montre la Figure 3.10 (b).

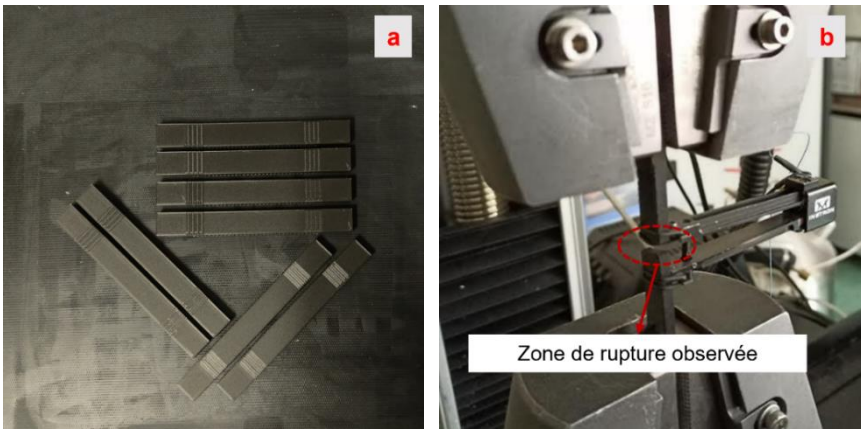


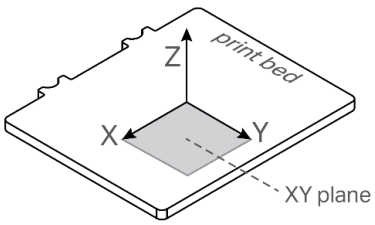
Figure 3.10 : a) Eprouvettes imprimées et b) essai de traction.

3.3.3 Orientation et positionnement des éprouvettes sur le plateau d'impression

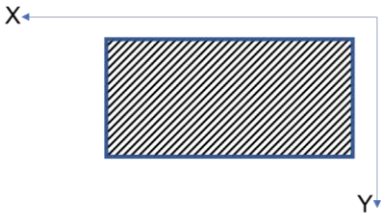
3.3.3.1 Orientation des éprouvettes sur le plateau

L'orientation des éprouvettes sur le plateau d'impression permet d'évaluer une partie de l'anisotropie induite par le procédé de l'imprimante. L'anisotropie caractérise le fait qu'un matériau possède des propriétés non uniformes dans toutes ses directions par opposition à l'isotropie d'un matériau qui est la qualité du matériau à conserver les mêmes propriétés, quelle que soit la direction dans laquelle il est sollicité. Les filaments thermoplastiques généralement utilisés en impression 3D sont supposés isotropes.[27]

En fabrication additive FDM, le caractère isotrope des pièces finies n'est pas une garantie (cf. § étude bibliographique). Le fait que les filaments soient considérés isotropes n'implique pas forcément que les pièces imprimées le soient aussi. Ce phénomène est principalement dû au procédé de fabrication. Sur le plateau de l'imprimante Markforged X7 (Figure 3.11 (a)), l'angle de dépose des couches successives (angle de trame) est figé et ne peut être modifié. L'angle de trame des couches sur l'imprimante Markforged X7 est de ±45° par rapport à son axe X comme présenté sur la Figure 3.11 (b et c). La superposition successive des couches engendre une structure interne poreuse des pièces imprimées (Figure 3.11 (d)).

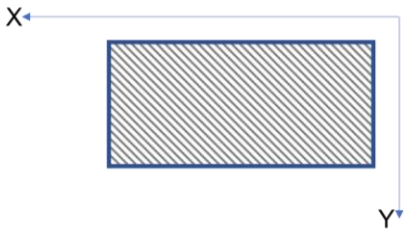


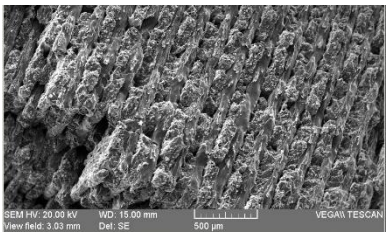
(a) Plateau d'impression et repère



(b) Angle de dépose 1ère couche à 45°/ X

[27] https://filament2print.com/fr/blog/91_isotropie-impression-3d.html





(c) Angle de dépose 2ème couche à -45° (d) Structure interne d'une pièce en Onyx (coupe suivant XY).

Figure 3.11 : Repères et angles de trame des couches sur le plateau de l'imprimante X7.

L'objectif étant de mettre en évidence l'influence du paramètre d'orientation sur les propriétés mécaniques des éprouvettes, les éprouvettes seront alors imprimées selon plusieurs angles à savoir 15°, 30°, 45°, 60°, 90° et 135° par rapport à l'axe X du plateau (Figure 3.12). Ces différentes orientations impliquent par exemple une direction de traction parallèle à la première couche et orthogonale à la deuxième couche pour les éprouvettes orientées à 45°. Pour les éprouvettes orientées à 0°, il existe un angle de ±45° entre la direction de traction et l'angle de trame. Théoriquement et en considérant l'échelle mésoscopique (échelle des couches), une différence de comportement mécanique peut être observée. Cette étude se limitera à l'échelle macroscopique (échelle des éprouvettes) pour caractériser l'effet de l'orientation sur les propriétés mécaniques des pièces imprimées.

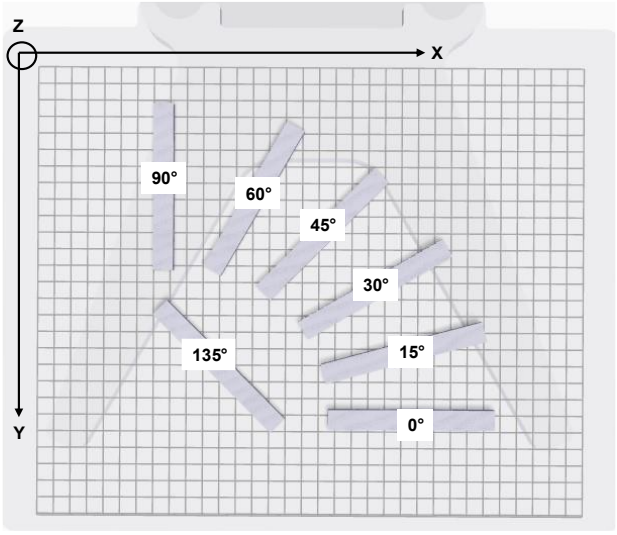


Figure 3.12 : Orientation des éprouvettes sur le plateau d'impression.

Les résultats des essais sont reportés dans le Tableau 3.3 en considérant que les valeurs moyennes du module d'Young (E), de la limite élastique (Re à 0,2% de déformation), de la résistance mécanique (Rm) et de l'allongement à rupture (A%).

Tableau 3.3. Propriétés mécaniques en fonction de l'angle d'orientation sur le plateau.

Angles	**E_{moyen} (MPa)**	**Re_{moyen} (MPa)**	**Rm_{moyen} (MPa)**	**A (%)**
0°	2437±105	30±3	48±1	23,7
15°	2363±27	31±1	48±1	15,5
30°	2379±17	29±1,5	45±1	11,2
45°	2382±22	26±1	42±0,5	8,6
60°	2546±50	31±2	50±2	12,6
90°	2306±64	29±1	48±1	23,08
135°	2544±74	27±0,5	45±0,5	8,8

Ces résultats montrent entre autres que l'orientation des éprouvettes sur le plateau d'impression n'induit pas d'importantes variations entre les grandeurs mécaniques. Cela est également visible sur les courbes de traction (Figure 3.13).

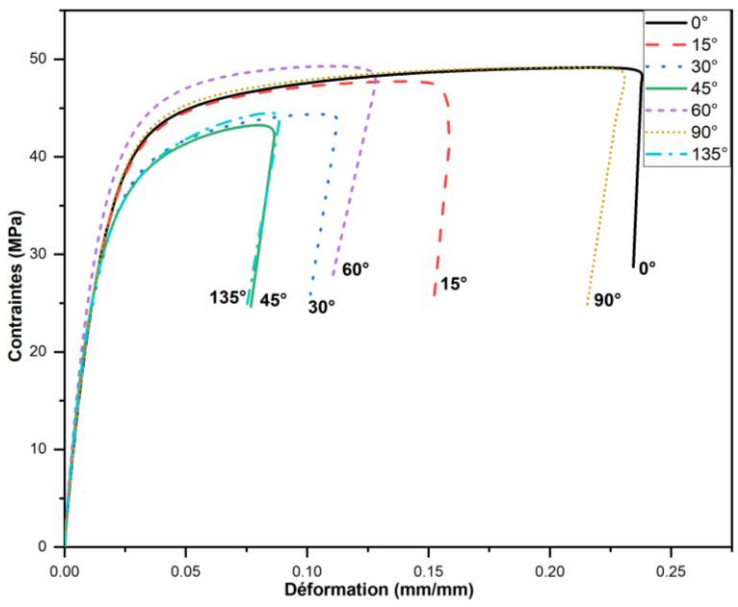


Figure 3.13 : Courbes de traction des éprouvettes selon l'angle d'orientation.

La variation maximale constatée sur le module d'Young est d'environ 10% par rapport au module de référence (module à 0°). Un regard plus fin montre que les orientations 60° et 135° (- 45°) sont celles qui possèdent un module d'Young élevé (respectivement 2546 MPa et 2540 MPa). L'orientation a un impact important sur l'allongement à rupture des éprouvettes. Les éprouvettes 45° et 135° semblent être moins ductiles que celles 0° et 90° qui atteignent jusqu'à 20% de déformation. Il est à noter que toutes les éprouvettes requièrent quasiment le même temps d'impression (temps d'impression estimé entre 62 à 64 minutes).

En termes d'orientation dans le plan XY du plateau d'impression, les éprouvettes peuvent être considérées isotropes vu les faibles variations observées sur les paramètres. Qu'en est-il de l'influence de positionnement ?

3.3.3.2 Influence du positionnement

Les positionnements retenus sont au nombre de trois comme proposé par Chacon et al. [94] (Figure 3.2b). Dans la présente étude, une nouvelle appellation a été utilisée en se fondant sur les axes de l'imprimante. Les appellations des positionnements retenues sont XY, XZ et ZX. Le repérage des éprouvettes sera fait comme suit : éprouvette (AB) avec A l'axe longitudinal et B l'axe transversal de l'éprouvette. La correspondance par rapport aux appellations vues dans la littérature est : « Flat » correspond à XY, « One Edge » correspond à XZ et « Upright » correspond à ZX (Figure 3.14).

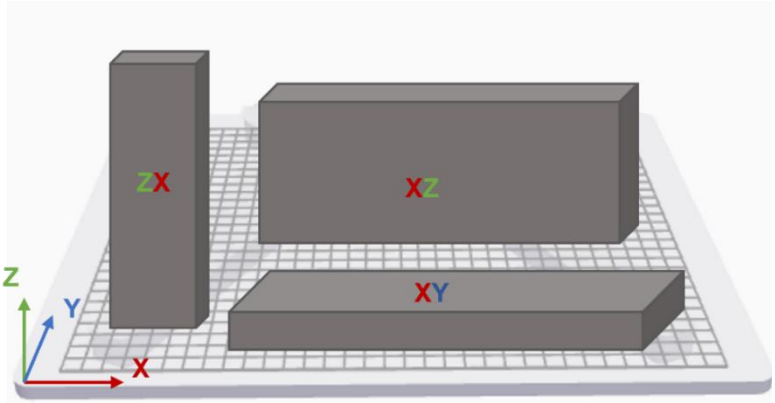


Figure 3.14 : Différents positionnements des éprouvettes.

Les résultats de ces essais sont présentés dans le Tableau 3.4 et les courbes de traction présentées sur la Figure 3.15.

Tableau 3.4. Propriétés mécaniques en fonction du positionnement.

Positions	**E_{moyen} (MPa)**	**Re_{moyen} (MPa)**	**Rm_{moyen} (MPa)**	**A (%)**	**Temps d'impression (min)**
XY	2437±105	30±3	48±1	23,7	64
XZ	3600±8	40±1	60±0,5	25,16	86
ZX	2340±91	31±1	31±1	1,4	116

Les résultats montrent que le positionnement latéral (XZ) est celui qui garantit de meilleures propriétés mécaniques. À titre de comparaison, l'éprouvette latérale (XZ) a un module d'Young de 3600 MPa et celle horizontale (XY) et verticale (ZX) respectivement 2437 MPa et 2340 MPa. Une différence de 47% sur le module d'Young est observée entre l'éprouvette XY et l'éprouvette XZ. Ce constat est également valable pour la résistance mécanique et la limite élastique.

En ce qui concerne le temps d'impression, l'éprouvette ZX nécessite 1,8 fois et 1,35 fois plus de temps que les éprouvettes XY et XZ respectivement. Cela rend cette éprouvette plus chère en coût que les autres. Le ratio module d'Young / temps d'impression donne 42, 39 et 20 respectivement pour l'éprouvette XZ, XY et ZX. Ces valeurs montrent que l'éprouvette type latérale (XZ) est la plus performante.

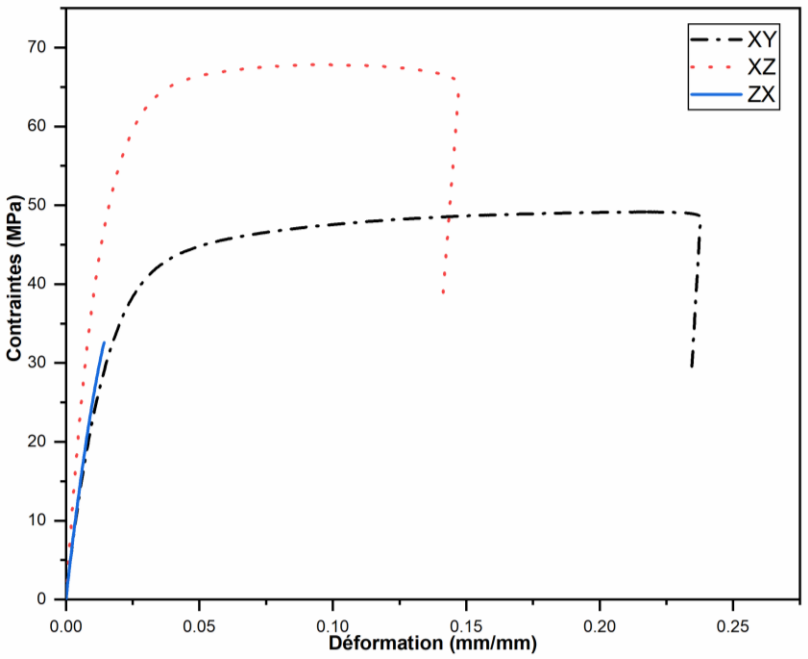


Figure 3.15 : Courbes de traction des éprouvettes en fonction du positionnement.

Le positionnement vertical (ZX) des éprouvettes sur le plateau diminue fortement la ductilité de celles-ci. Les éprouvettes verticales ne présentent quasiment pas de déformations plastiques. Quant aux éprouvettes latérales (XZ), elles se déforment aussi bien que les éprouvettes horizontales (XY). Ces observations sont en accord avec les résultats obtenus par Chacon et al. [94] sur du matériau PLA et cela prouve une fois de plus que les pièces fabriquées par le procédé FDM présentent en majorité une anisotropie qu'il faut prendre en compte pour des études précises. Un coefficient d'anisotropie du procédé (I_{3D}) est calculé afin de rendre visible l'influence de cette anisotropie sur les propriétés mécaniques.

Le coefficient d'anisotropie est déterminé par la relation (3.1), il est inspiré des travaux de Ye et al. [106] et de Dey et al. [107]. La valeur du coefficient d'anisotropie est toujours supérieure ou égale à 0. Lorsque la valeur du coefficient est ≈ 0, le procédé est isotrope ou quasi isotrope et donc son influence sur les propriétés mécaniques est négligeable. Par contre, lorsque le coefficient a une valeur élevée, le procédé induit une anisotropie non négligeable sur les propriétés mécaniques des pièces imprimées.

$$I_{3D} = \frac{\sqrt{(f_{XY}-f_{Filament})^2+(f_{XZ}-f_{Filament})^2+(f_{ZX}-f_{Filament})^2}}{f_{Filament}} \quad (3.1)$$

avec f_{XY}, f_{XZ}, f_{ZX} et $f_{Filament}$ le paramètre matériau (module d'Young ou limite élastique) des éprouvettes XY, XZ, ZX et du filament utilisé pour l'impression. Le coefficient d'anisotropie

calculé est pris sur le module d'Young. Sa valeur est $\mathbf{I_{3D} = 1,03}$ qui est supérieur à 0, cela traduit une anisotropie du procédé sur les pièces imprimées. Cette anisotropie est liée aux paramètres d'impression, notamment le positionnement. Dans les travaux de Ye et al. [106] sur les propriétés mécaniques anisotropes du béton ultra-haute ductilité imprimé en 3D, un coefficient d'anisotropie compris entre 0,06 et 2,91 a été relevé. Dey et al. [107] ont montré que le coefficient d'anisotropie varie en fonction des paramètres d'impression et du procédé de fabrication.

3.3.4 Analyse des modes de rupture des éprouvettes

Les modes de rupture des éprouvettes XY après les essais sont présentés à la Figure 3.16. Deux constats se dégagent principalement à savoir une rupture d'éprouvettes dont la surface est perpendiculaire à la direction de traction et une rupture dont la surface est inclinée par rapport à la direction de traction. Ces observations ont été constatées précédemment par Somireddy et al. [108] et par Marșavina et al. [109] dans leurs travaux respectifs.

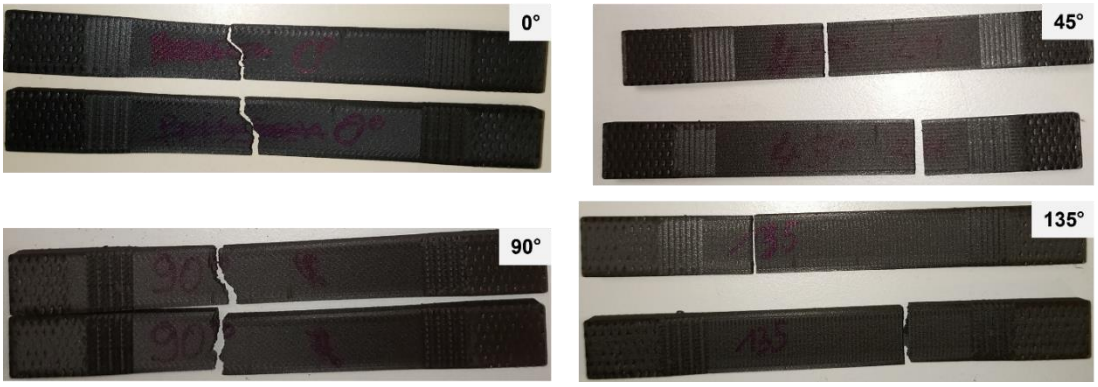


Figure 3.16 : Modes de rupture des éprouvettes selon l'orientation.

Les éprouvettes orientées à 45° et 135° sont celles dont la surface de rupture est perpendiculaire à la direction de traction. Cela s'explique par le fait que certaines couches de ces éprouvettes sont parallèles à la direction de traction (0° par rapport à la direction de traction) et les autres couches sont perpendiculaires à cette direction de traction (90° par rapport à la direction de traction). À l'échelle mésoscopique, c'est-à-dire à l'échelle des couches, les couches imprimées se comportent comme des plis de matériaux composites. À cette échelle d'analyse, il est connu que les plis orientés à 0° par rapport à la direction de traction ont une rupture fragile. À cela s'ajoute la rupture des couches à 90° qui est de type fragile également, car elle caractérise les liaisons intracouches et intercouches.

Les éprouvettes dont la surface de rupture est inclinée par rapport à la direction de traction sont les éprouvettes orientées à 0° et 90°. Cela s'explique par le fait qu'à l'échelle mésoscopique, les couches de ces éprouvettes subissent un état de contrainte en cisaillement. La rupture dans un tel cas se fait de façon progressive dans la matière suivant la propagation des fissures.

3.3.5 Influence du nombre de murs sur les propriétés mécaniques

3.3.5.1 Démarche expérimentale

De nombreuses études montrent que le nombre de murs et la largeur du mur ont une influence sur les propriétés mécaniques des pièces, mais la prise en compte de celle-ci en modélisation ou en simulation n'est pas encore faite. L'objectif de cette section est de mettre en œuvre une démarche expérimentale permettant de caractériser finement l'effet des murs en vue d'une prise en compte dans un modèle prédictif. Dans un premier temps, il faut trouver une solution permettant d'obtenir des échantillons constitués uniquement de murs et uniquement du motif de remplissage (motif retenu : solide).

La première idée est d'imprimer une éprouvette uniquement constituée de murs. Cette solution n'est pas très efficace parce qu'un léger vide subsiste au centre suivant la longueur de l'éprouvette (Figure 3.17) et qui entraîne une décohésion entre les deux sections de murs situées de part et d'autre lors des essais.

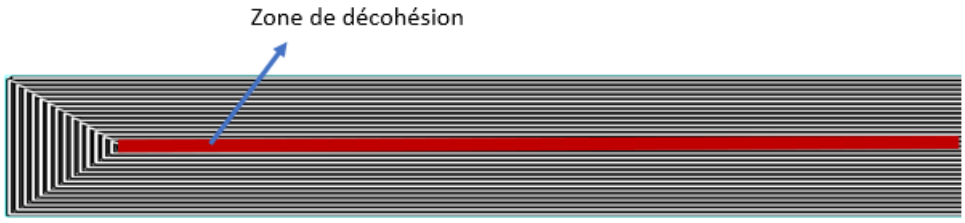


Figure 3.17 : Éprouvette constituée à 100% de murs.

La deuxième idée est d'imprimer une éprouvette avec un nombre suffisant de murs et ensuite procéder à une découpe afin d'isoler les murs du motif de remplissage. Plusieurs techniques de découpe ont été infructueusement testées :

- Premièrement avec un système de découpe fil : cette première technique s'est révélée infructueuse, car le matériau étant abrasif, cela engendre une surchauffe du fil et les copeaux d'Onyx restent collés sur l'éprouvette au niveau de la trajectoire du fil. La chaleur engendrée par ce procédé de découpe pourrait avoir un impact sur la structure interne du matériau, donc un impact sur les propriétés mécaniques. Cette piste a été abandonnée.

- La deuxième technique est une découpe avec un disque tournant. Et pour éviter la surchauffe, une lubrification à l'éthanol est faite pendant la découpe. À la fin de l'opération, les éprouvettes deviennent très molles, signifiant qu'elles ont repris beaucoup d'humidité.

- La troisième idée était une découpe au jet d'eau. Cette technique se fait avec de l'eau sous haute pression. L'Onyx étant un matériau sensible à l'humidité (cet aspect sera développé dans le dernier chapitre), cette approche a été abandonnée. Dans la littérature,

d'autres chercheurs ont utilisé cette technique pour découper des éprouvettes composites à base d'Onyx tout en omettant l'effet probable de l'eau sur les propriétés mécaniques de ces éprouvettes [110].

- La dernière solution utilisée est une découpe manuelle avec une lame de scie fine (0,2 mm d'épaisseur) comme présentée sur la Figure 3.18. La technique implique l'utilisation d'une plaque fine d'aluminium entaillée servant de guide afin d'obtenir des découpes droites. Par la suite, la découpe a été faite à l'aide d'une scie automatique dont la vitesse de découpe a été réglée pour obtenir une découpe aussi bonne que le dispositif manuel.

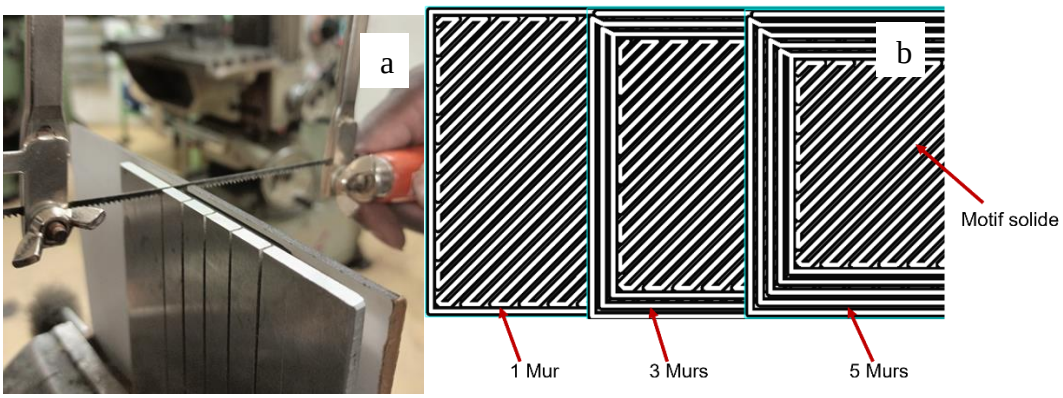


Figure 3.18 : a) Technique de découpe des éprouvettes Onyx et b) disposition des murs.

Une fois, la démarche de découpe opérationnelle, pour caractériser uniquement les murs, des échantillons de 10 murs (1 mur vaut 0,4 mm d'épaisseur) ont été coupés afin de réaliser les essais. Pour caractériser le motif uniquement, une plaque de dimensions 110 mm x 52 mm x 4 mm (pouvant contenir 4 éprouvettes) a été imprimée puis découpée avec la méthode décrite juste précédemment.

3.3.5.2 Propriétés mécaniques des murs et du motif (solide) : positionnement XY et XZ

Les propriétés mécaniques des murs et du motif solide des éprouvettes XY et XZ ont été caractérisées et présentées dans le Tableau 3.5. Les murs de l'éprouvette ZX n'ont pas été caractérisés, car la méthode de découpe des murs développée ne le permet pas et scientifiquement cela n'a pas beaucoup d'intérêt, car le positionnement ZX caractérise l'adhésion intercouches des éprouvettes et ne dépend pas des murs.

Tableau 3.5. Propriétés mécaniques moyennes des murs et du motif (positionnement XY et XZ).

Nombre de murs	**E_{moyen} (MPa)**	**Re_{moyen} (MPa)**	**Rm_{moyen} (MPa)**	**A (%)**
Murs XY	5412±114	53±1,12	81±3,2	14,5
Motif XY	1660±149	24±1,47	41±1	32,4
Murs XZ	4340±119	41±1	64±0,5	13,2
Motif XZ	2863±97	40±0,5	53±1	16,5

Les courbes moyennes contrainte-déformation des 4 éprouvettes sont présentées sur la Figure 3.19.

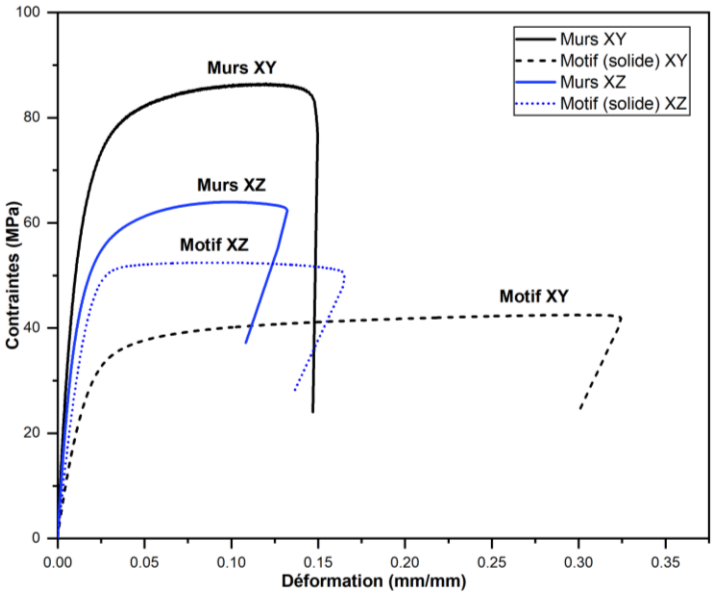


Figure 3.19 : Courbes contrainte-déformation des murs et motif (positionnement XY et XZ).

Les résultats montrent que les murs sont plus rigides et plus résistants que les motifs solides pour les deux positionnements étudiés. Pour le positionnement XY, les murs sont 70% plus rigides et 55% plus résistants que le motif solide. Sur le positionnement XZ, les murs sont 33% plus rigides et 2% plus résistants que le motif solide. L'analyse des résultats des murs et du motif selon le positionnement XY et XZ montre que le motif XZ est 35% plus rigide que le motif XY. Cela peut s'expliquer par le nombre de couches plus élevé du motif XZ que celui du motif XY. Cette hypothèse peut être vérifiée à l'échelle microscopique en caractérisant les propriétés mécaniques des couches à ±45° à l'aide de la théorie classique des laminés, les propriétés mécaniques des éprouvettes peuvent être remontées. A contrario, les murs XY sont plus rigides que les murs XZ, un paradoxe qui est sans explication pour l'instant. Les résultats montrent également que les murs sont moins ductiles que les motifs solides dans les deux cas. Les murs sont 50% et 21% moins ductiles que le motif solide respectivement pour le positionnement XY et XZ.

3.3.5.3 Propriétés mécaniques en fonction du nombre de murs : positionnement XY

La différence de comportement mécanique des murs et du motif pour le positionnement XY a été démontrée. Expérimentalement, une caractérisation des propriétés mécaniques en fonction du nombre de murs est faite, c'est-à-dire en faisant varier le nombre de murs dans une éprouvette et en observant l'évolution de ses caractéristiques mécaniques. Les résultats de cette investigation sont présentés dans le Tableau 3.6.

Tableau 3.6. Propriétés mécaniques moyennes en fonction du nombre de murs (XY).

Nombre de murs	E_{moyen} (MPa)	Re_{moyen} (MPa)	Rm_{moyen} (MPa)	A (%)
0	1660±149	24±1,5	41±1	32,40
1	1816±52	22±1,2	42±0,8	24,12
2	2437±105	30±3,2	48±1	23,70
4	2661±50	30±2,1	49±1,5	20,80
8	3911±59	44±0,5	64±1,2	10,32
10	4515±65	48±1	67±2	7,19

Ces résultats montrent que la rigidité des éprouvettes augmente avec le nombre de murs dans les éprouvettes (Figure 3.20). Le nombre de murs est donc un facteur clé à prendre en compte lors des modélisations ou simulations numériques. Par exemple, entre une éprouvette 1 mur et une autre contenant 10 murs, une augmentation d'environ 150% du module d'Young est observée. Une évolution linéaire du module d'Young en fonction du nombre de murs est observée également avec un coefficient de régression linéaire proche de 1.

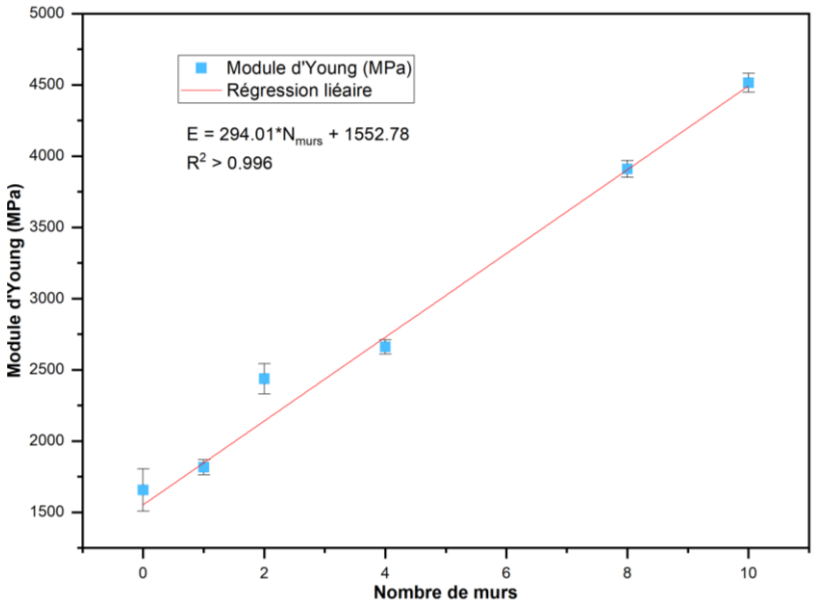


Figure 3.20 : Évolution du module d'Young en fonction du nombre de murs (positionnement XY).

Les courbes contraintes-déformations des éprouvettes en fonction du nombre de murs sont présentées sur la Figure 3.21.

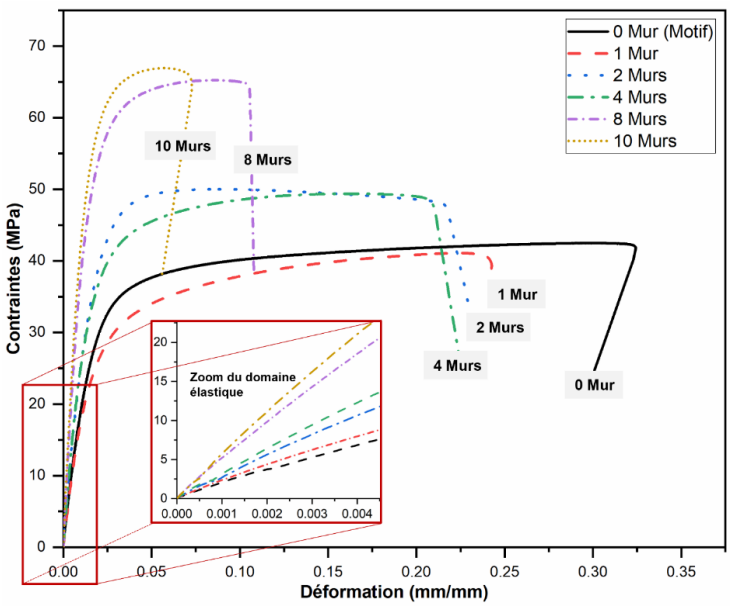


Figure 3.21 : Courbes contraintes-déformations des éprouvettes en fonction du nombre de murs (XY).

Les résultats montrent que l'allongement (ductilité) des éprouvettes diminue lorsque le nombre de murs de l'éprouvette augmente. Par exemple l'éprouvette 10 murs possède une déformation inférieure à 10% alors que l'éprouvette 2 murs atteint une déformation de 22% donc plus du double par rapport à l'éprouvette 10 murs. Il faut noter que les murs représentent 67% en volume et le remplissage intérieur 33% en volume pour l'éprouvette 10 murs pendant que l'éprouvette 2 murs contient 13% de mur et 87% (en volume) de remplissage.

3.3.5.4 Propriétés mécaniques selon le nombre de murs : positionnement latéral XZ

La position latérale n'offre pas la possibilité d'utiliser un grand nombre de murs à cause de l'épaisseur de l'éprouvette (4 mm). Au maximum 3 murs ont pu être imprimés, cela permet tout de même de connaître l'influence des murs. Les résultats des essais sont reportés dans le Tableau 3.7.

Tableau 3.7. Propriétés mécaniques des éprouvettes en fonction du nombre de murs (XZ).

Nombre de murs	**E_{moyen} (MPa)**	**Re_{moyen} (MPa)**	**Rm_{moyen} (MPa)**
1	3080±46	37±0,5	55±1,5
2	3690±40	40±0,5	64±2,5
3	4102±74	46±3,5	66±2

L'analyse des propriétés mécaniques montre une influence aussi importante des murs que dans le positionnement XY. Entre l'éprouvette à 1 mur et l'éprouvette à 3 murs, un écart de 33% est observé. Ce facteur est également important à prendre en compte lors de la modélisation ou de la simulation pour la prédiction du comportement des pièces.

3.3.5.5 Propriétés mécaniques selon le nombre de murs : positionnement vertical ZX

Il a été montré précédemment que le positionnement ZX induit un comportement purement élastique avec un mode de rupture fragile. Dans le Tableau 3.8, l'étude montre que le nombre de murs n'a pas une grande influence sur les propriétés mécaniques. Le comportement mécanique des éprouvettes selon ce positionnement reste élastique avec une rupture fragile comme le montre la Figure 3.22. L'allongement à rupture n'est pas présenté car les éprouvettes ne présentent que très peu de plasticité.

Tableau 3.8. Propriétés mécaniques en fonction du nombre de murs (positionnement ZX).

Nombre de murs	E_{moyen} (MPa)	Re_{moyen} (MPa)	Rm_{moyen} (MPa)
1	2124±30	32±0,5	32±0,5
2	2341±92	30±0,5	30±0,5
3	2308±171	30±2,5	30±2,5
100% Murs	2344±108	34±2,5	34±2,5

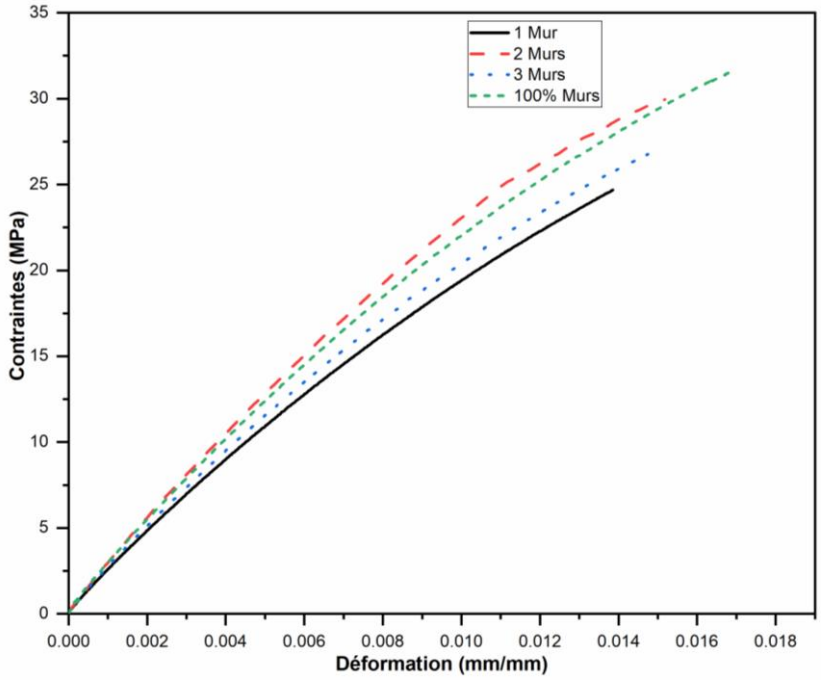


Figure 3.22 : Courbes de traction en fonction du nombre de murs (éprouvettes ZX).

Une faible variation entre les modules d'Young des éprouvettes en fonction du nombre de murs est constatée. Seule l'éprouvette 1 mur présente un module d'Young un peu éloigné de celui des autres éprouvettes. Dans la suite des travaux, l'effet des murs sur les propriétés mécaniques pour ce positionnement ZX ne sera pas considéré. Un comportement linéaire élastique avec rupture fragile comme présenté sur la Figure 3.22 peut être considéré en simulation numérique. Dans ce positionnement, l'effort de traction est appliqué perpendiculairement au plan des couches ce qui caractérise la résistance du collage (adhésion) intercouches de l'éprouvette.

3.3.6 Analyse de la porosité des pièces à l'aide de la tomographie aux rayons X

L'une des raisons qui explique l'anisotropie du procédé (différence de propriétés mécaniques selon les positionnements et différence de propriétés mécaniques entre les murs et le motif solide) réside dans la microstructure des éprouvettes. Pour vérifier cela, des analyses tomographiques aux rayons X ont été faites pour déterminer la porosité des éprouvettes. Il s'agit de voir si une différence de porosité peut être observée selon le positionnement XY ou XZ et aussi sur les murs. Les images des analyses tomographiques sont données à la Figure 3.23, elles montrent clairement des différences de porosité entre les éprouvettes (murs, éprouvette XY et éprouvette XZ). Ces investigations ont montré que le taux de porosité des murs est de 2,1% et celui des éprouvettes XY et ZX est 8,4% et 1,13% respectivement. Pour des paramètres d'impression similaire, mais avec une imprimante et un matériau différent, Vidakis et al. [111] ont trouvé une porosité comprise entre 8,3 et 9,2%. Delbart et al. [112] ont montré dans leurs travaux que la porosité dépendait du diamètre de la buse, de l'épaisseur de couche et de la direction d'impression (positionnement). Leurs résultats ont montré que le taux de porosité diminue avec le diamètre de la buse. Ces différences de porosité expliquent alors en partie les différences de comportement mécanique des pièces imprimées, donc l'anisotropie du procédé.

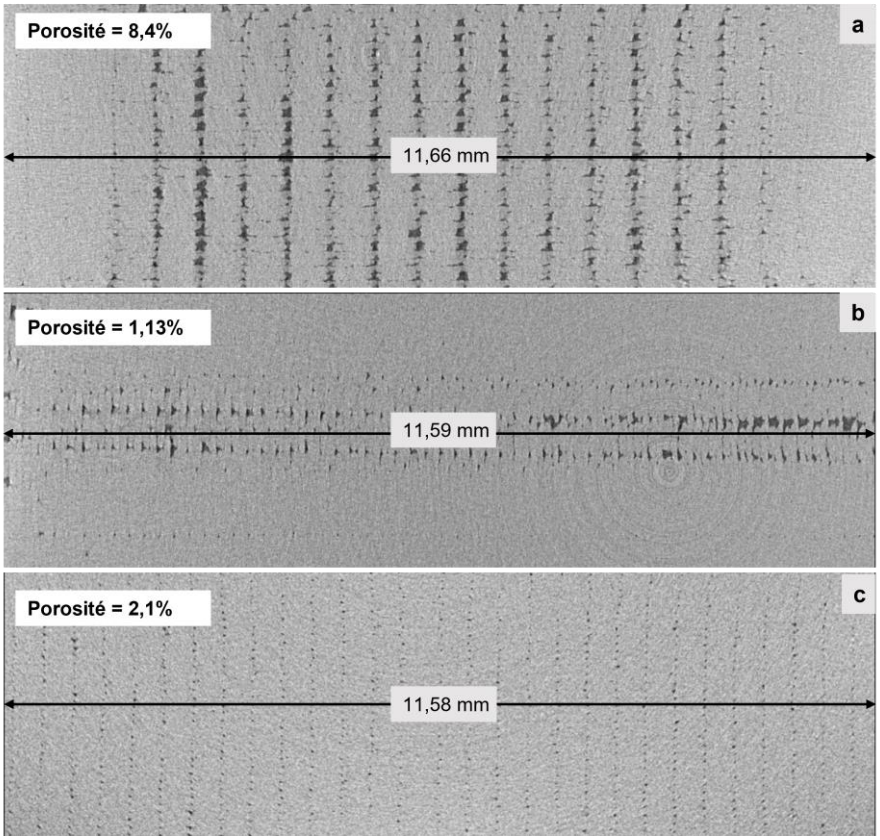
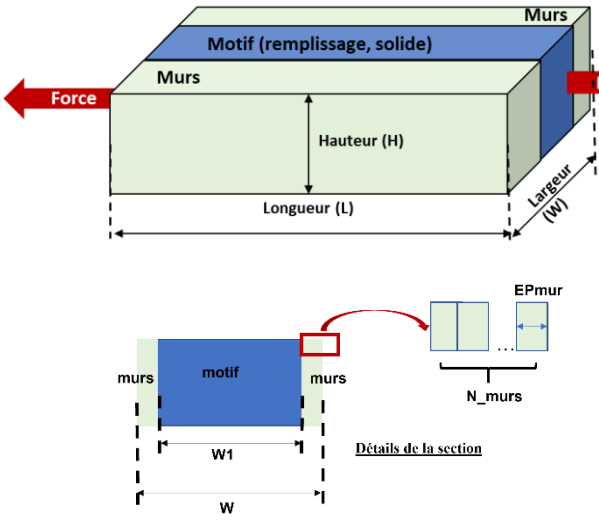


Figure 3.23 : Images tomographiques a) éprouvette XY, b) éprouvette XZ et c) murs.

3.4 Prédiction des propriétés mécaniques et modèles de comportement mécanique

3.4.1 Prédiction des propriétés mécaniques avec prise en compte des murs

L'objectif de cette investigation est d'aboutir à un modèle analytique capable de prédire les propriétés mécaniques des pièces imprimées en tenant compte de l'influence des murs et du positionnement. Pour aboutir à ce modèle analytique, le cas d'une éprouvette en traction ayant différents nombres de murs fera l'objet d'étude. Les paramètres essentiels dans ce cas de figure sont le nombre de murs et le type de positionnement de l'éprouvette. Une démarche basée sur la loi des mélanges (RoM) a été adoptée selon une configuration simplifiée comme le présente la Figure 3.24.



L : Longueur utile de l'éprouvette

H : Épaisseur de l'éprouvette

W : Largeur de l'éprouvette

W1 : Largeur du motif (solide)

$\mathbf{N_{murs}}$: Nombre de murs

$\mathbf{EP_{mur}}$: Épaisseur d'un mur (0,4 mm pour l'imprimante X7)

Figure 3.24 : Configuration volumique des murs et du motif de remplissage (solide).

Pour appliquer cette démarche, il faut :

- Connaître la section de la pièce sous sollicitation de traction
- Connaître le nombre de murs que contient la pièce
- Faire l'hypothèse d'une adhésion parfaite entre les murs et le motif
- Supposer que les murs et le motif se déforment simultanément et de façon identique.

Le calcul des propriétés mécaniques se fait comme suit :

- Calcul du volume de mur et du motif (motif solide)
- Calcul des fractions volumiques respectives (mur et motif)
- Calcul des propriétés mécaniques.

Soient, **V** le volume de l'éprouvette, **V1** le volume du motif (solide), **V2** le volume des murs, $\%\boldsymbol{V_{murs}}$ la fraction volumique des murs et $\%\boldsymbol{V_{motif}}$ la fraction volumique du motif. Le volume de l'éprouvette et celui du motif se calculent par les relations (3.2) et (3.3).

$$\boldsymbol{V} = L * W * H \quad (3.2)$$

$$\boldsymbol{V1} = L * W1 * H \quad (3.3)$$

La largeur du motif et le volume des murs se calculent par les relations (3.4) et (3.5).

$$\boldsymbol{W1} = W - N_{murs} * EP_{mur} * 2 \quad (3.4)$$

$$\boldsymbol{V2} = N_{murs} * EP_{mur} * H * L * 2 \quad (3.5)$$

Dans cet exemple, L = 12,5 mm correspondant à la longueur initiale de l'extensomètre utilisé dans les essais de traction. Les fractions volumiques du motif ($\%\boldsymbol{V_{motif}}$) et des murs ($\%\boldsymbol{V_{murs}}$) se calculent par la relation (3.6).

$$\%\boldsymbol{V_{motif}} = 100 * \frac{\boldsymbol{V1}}{V} \text{ et } \%\boldsymbol{V_{murs}} = 100 * \frac{\boldsymbol{V2}}{V} \text{ ou } \%\boldsymbol{V_{motif}} = (100 - \%\boldsymbol{V_{murs}}) \quad (3.6)$$

Le module d'Young équivalent se calcule par la relation (3.7).

$$\boldsymbol{E} = \%V_{murs} * E_{murs} + \%V_{motif} * E_{motif} \quad (3.7)$$

En combinant les équations et en simplifiant, le module d'Young en fonction du nombre de murs s'écrit par l'équation (3.8).

$$\boldsymbol{E(i)} = 0{,}8 * \frac{N_{murs}}{W} * \left(E(i)_{murs} - E(i)_{motif}\right) + E(i)_{motif} \quad (3.8)$$

Avec i: le positionnement de l'éprouvette (i = XY ou XZ). De la même façon, la limite élastique de la pièce peut être calculée par l'expression (3.9) en remplaçant le module d'Young de chaque élément par sa limite élastique.

$$\boldsymbol{Re(i)} = 0{,}8 * \frac{N_{murs}}{W} * \left(Re(i)_{murs} - Re(i)_{motif}\right) + Re(i)_{motif} \quad (3.9)$$

Dans le Tableau 3.9 une comparaison entre les valeurs expérimentales et celles prédites par la RoM. Une erreur de prédiction a été estimée en utilisant l'expression (3.10).

$$Erreur\ (\%) = 100 * \frac{Prédiction - Expérimental}{Expérimental} \quad (3.10)$$

Tableau 3.9. Comparaison entre les propriétés mécaniques élastiques expérimentales et celles prédites par la loi des mélanges (positionnement XY).

Nombre de murs	$E_{Expérimental}$ (MPa)	$E_{Prédit}$ (MPa)	Erreur (%)	$Re_{Expérimental}$ (MPa)	$Re_{Prédit}$ (MPa	Erreur (%)
1	1816	1912	5,5	22	26	18,18
2	2437	2168	-11,03	30	28	-6,66
4	2661	2678	0.64	30	32	6,66
8	3911	3670	-6,16	44	39	-11,36
10	4240	4515	6,48	44	48	9,09

Pour le positionnement XY, les expériences se sont limitées à 10 murs correspondant à une section de murs deux fois plus importante que le motif (32 mm^2 et 16 mm^2 respectivement pour les murs et le motif). Cela est assez représentatif pour la présente étude, mais aussi techniquement et scientifiquement il n'est peut-être pas utile d'imprimer une pièce uniquement en murs et technologiquement l'imprimante ne permettait pas encore une impression constituée uniquement de murs de façon efficace. De la même façon, selon le positionnement XZ, la limitation sur le nombre de murs subsiste. Les comparaisons entre les résultats expérimentaux et prédits par la RoM sont reportées dans le Tableau 3.10.

Tableau 3.10. Comparaison entre les propriétés mécaniques élastiques expérimentales et celles prédites par la loi des mélanges (positionnement XZ).

Nombre de murs	**$E_{Expérimental}$ (MPa)**	**$E_{Prédiction}$ (MPa)**	**Erreur (%)**	**$Re_{Expérimental}$ (MPa)**	**$Re_{Prédiction}$ (MPa)**	**Erreur (%)**
1	3080	3177	3,15	37	40	8,10
2	3690	3468	-6,01	40	40	0
3	4102	3758	-8,38	46	41	-10,42

L'analyse des résultats montre que les erreurs de prédiction du module d'Young varient de 1 à 11% et de 3 à 8% selon le positionnement XY et XZ respectivement. Sur la limite élastique, ces erreurs se situent entre 7 à 11% et entre 0 à 10% pour les deux positionnements respectifs. Au regard de ces résultats, il peut être conclu que la méthode basée sur la loi des mélanges est prédictive. Elle peut donc être utilisée valablement pour des cas de pièces sous sollicitations de traction.

Traditionnellement, cette méthode est utilisée dans le cadre des matériaux composites (généralement à fibres longues) pour calculer les propriétés mécaniques équivalentes. En impression 3D des composites, cette méthode est utilisée également et les erreurs de prédiction rapportées sont dans le même ordre de grandeur que celles rapportées dans cette étude. Par exemple, Avanzini et al. [113] ont observé une erreur de 3% environ dans leurs travaux sur l'Onyx renforcé avec des fibres de carbone et Narajo-Lozada [114] quant à lui a observé une erreur de prédiction beaucoup plus importante, allant jusqu'à 60 %, lorsque la fraction volumique des fibres était supérieure à 11%. Par analogie à la présente investigation, les fibres longues peuvent être représentées par les murs et la matrice par le motif (solide). Dans ce cas de figure, il est à remarquer que même pour un nombre élevé de murs c'est-à-dire un volume important de murs (à partir de 2 murs), les erreurs de prédiction restent stables et acceptables. Cela représente une certaine avancée, car l'inexistence d'une méthode de prédiction analytique des propriétés mécaniques des pièces imprimées 3D (uniquement en thermoplastique Onyx) restait un challenge à relever.

Pour faciliter l'application et l'utilisation de cette méthode de prédiction des propriétés mécaniques, une GUI (Graphical User Interface ou interface graphique utilisateur) a été développée avec Matlab App Designer (Figure 3.25). Elle permet à l'utilisateur de renseigner

en données d'entrée : les dimensions de la pièce, le nombre de murs et le positionnement sur le plateau d'impression et de récupérer en sortie le module d'Young et la limite élastique.

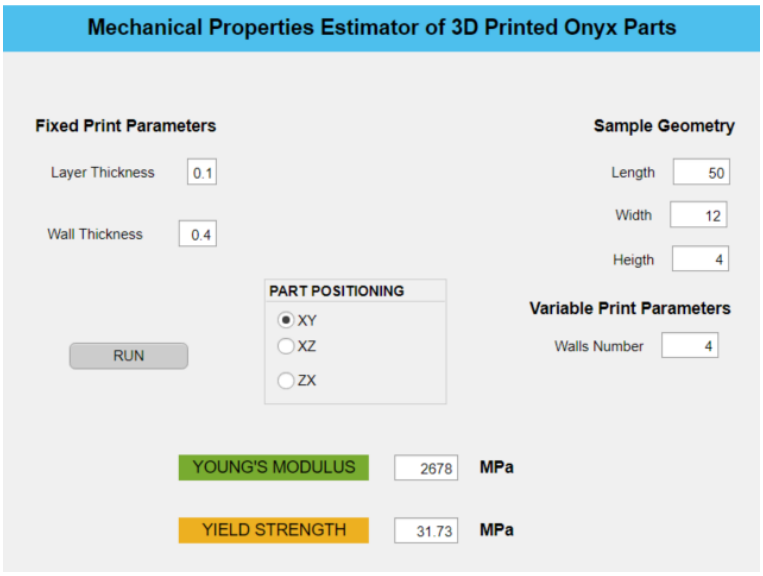


Figure 3.25 : Estimateur de propriétés mécaniques (GUI).

3.4.2 Modèles de comportement mécanique

En impression 3D, la principale question qui revient est : quel modèle de comportement mécanique est adapté aux pièces imprimées ? Pour répondre à cette interrogation dans le cadre de ces travaux, les modèles de comportement mécanique existants seront utilisés et adaptés au procédé de l'imprimante X7 afin de prendre en compte les principaux paramètres identifiés qui sont le positionnement (XY, XZ ou ZX) et l'effet des murs. Les modèles de comportement classiques sont le modèle isotrope et le modèle anisotrope.

Dans le cas d'une pièce à géométrie simple et imprimée selon un seul positionnement et soumise à une sollicitation mécanique non complexe comme de la traction, un modèle de comportement mécanique isotrope peut suffire ; pour prendre en compte l'effet des murs, la loi des mélanges précédemment évoquée peut être utilisée afin de calculer les propriétés mécaniques équivalentes. Pour mieux expliciter ces idées, une simulation numérique par la méthode des éléments finis (MEF) sera faite dans la section (3.5.1). Lorsqu'un modèle isotrope ne peut être utilisé, un modèle de comportement orthotrope peut être alors envisagé.

Un modèle de comportement adapté au comportement des pièces imprimées selon les trois positionnements est nécessaire pour prédire correctement le comportement mécanique. Le comportement étant différent sur les trois positionnements, un modèle de comportement orthotrope peut être utilisé. En principe, un modèle orthotrope se rapporte aux comportements selon les trois directions d'une pièce. Dans le cas présent, une hypothèse selon laquelle chaque positionnement correspond à une des trois directions de la pièce. Donc l'axe 1 ou X se rapporte au positionnement plan (XY), l'axe 2 ou Y se rapporte au positionnement latéral (XZ) et l'axe 3 ou Z se rapporte au le positionnement (ZX). Le modèle de comportement adopté est basé sur

celui proposé par Domingo-Espin et al. [102]. Dans ce modèle, l'influence des murs sera prise en compte à travers la loi des mélanges pour développer le modèle constitutif orthotrope. Les différentes étapes pour la constitution du modèle de comportement sont :

- Évaluation des modules d'Young **E_{11}** et **E_{22}** correspondant respectivement au module d'Young pour un positionnement plan (XY) et au module d'Young pour le positionnement latéral (XZ) tous calculés en prenant en compte la configuration d'impression et le nombre de murs.
- Le module d'Young **E_{33}** selon le positionnement vertical (ZX) est considéré constant donc invariable selon le nombre de murs.
- Les coefficients de Poisson selon les trois positions sont considérés identiques, car il a été montré au paragraphe 3.3.3.1 que les propriétés mécaniques sont quasi identiques selon l'orientation sur le plateau, il est supposé que $\boldsymbol{\nu = \nu_{12} = \nu_{23} = \nu_{13} = 0,3}$.
- Les modules de cisaillement **G_{12}**, **G_{13}** et **G_{23}** sont calculés connaissant les modules d'Young de chaque positionnement en utilisant la relation (3.11).

En élasticité linéaire et en petites déformations, la loi de Hooke permet de constituer le modèle orthotrope avec 9 constantes comme décrit par la relation (3.12). Cette relation peut également s'écrire avec les constantes élastiques comme le montre la relation (3.13).

$$G_{12} = \frac{E_{11}}{2*(1+\upsilon)} \; ; \; G_{23} = \frac{E_{22}}{2*(1+\upsilon)} \; ; \; G_{13} = \frac{E_{33}}{2*(1+\upsilon)} \tag{3.11}$$

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{pmatrix} . \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{pmatrix} \tag{3.12}$$

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1/E_{11} & -\upsilon/E_{11} & -\upsilon/E_{11} & 0 & 0 & 0 \\ -\upsilon/E_{11} & 1/E_{22} & -\upsilon/E_{22} & 0 & 0 & 0 \\ -\upsilon/E_{11} & -\upsilon/E_{22} & 1/E_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} \end{pmatrix} . \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{pmatrix} \tag{3.13}$$

Cette démarche sera appliquée à la section 3.5 pour constituer le modèle de comportement d'un exemple de pièce présentant les 3 positionnements en vue d'une simulation numérique.

3.5 Simulations numériques

3.5.1 Simulation avec un modèle isotrope et prise en compte des murs

3.5.1.1 Simulation d'un essai de traction

La simulation numérique est faite avec le logiciel commercial Abaqus (avec le module standard en implicite) en utilisant la méthode des éléments finis. L'objectif est de prendre en compte l'effet des murs afin de prédire le comportement mécanique des pièces. Dans ce cas d'étude, ce

sont les propriétés et le comportement mécanique d'une éprouvette à 4 murs (XY) et d'une éprouvette à 2 murs (XZ) qui ont été prédits. Avant de simuler le comportement de ces éprouvettes, une vérification du comportement en traction des murs et du motif (solide) a été faite numériquement selon le positionnement (XY et XZ). Cela consistait à vérifier que le comportement numérique de ces éléments (murs et motif) est identique à celui obtenu expérimentalement. Les paramètres élastiques utilisés à cet effet sont rappelés dans le Tableau 3.11. Le coefficient de Poisson utilisé provient de la littérature [115,116].

Tableau 3.11. Paramètres élastiques des murs et du motif utilisés en simulation (XY-XZ).

	Module d'Young (MPa)	**Coefficient de Poisson**	**Masse volumique (T.mm^3)**
Murs (XY)	5412	0,3	1,2e-9
Motif (XY)	1660		
Murs (XZ)	4340		
Motif (XZ)	2863		

Les données de plasticité (des murs et du motif) utilisées dans la simulation sont obtenues par extraction du domaine plastique des courbes expérimentales pour en déduire les paramètres matériaux à l'aide d'une loi puissance de type Hollomon définie par $\sigma = K * \varepsilon_p^n$ avec K et n les paramètres intrinsèques au matériau et ε_p la déformation plastique. Les données de plasticité sont reportées à l'Annexe 3-1.

Le maillage est fait avec des éléments volumiques de type C3D8R (élément brique 8 nœuds à intégration réduite). Les conditions aux limites appliquées sont : un encastrement et une vitesse de déplacement linéaire comme le montre la Figure 3.26.

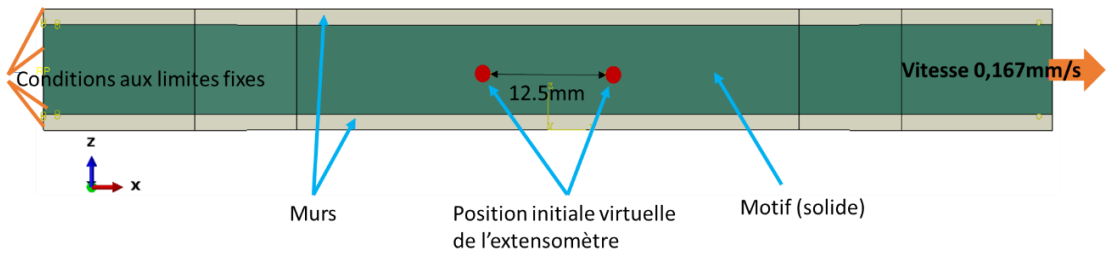


Figure 3.26 : Simulation de l'essai de traction d'une éprouvette à 4 murs.

Le post-traitement des résultats a été fait en récupérant les forces de réaction au niveau des conditions aux limites et le déplacement de deux nœuds dans la longueur utile (au centre) d'une distance initiale de 12,5 mm correspondant à la longueur initiale de l'extensomètre. Le calcul des contraintes et déformations se fait par la relation (3.14) et (3.15) respectivement :

$$\sigma = \frac{F}{S_0} \tag{3.14}$$

$$\varepsilon = \frac{L - L_0}{L_0} \tag{3.15}$$

avec F l'effort de traction (N), S_0 la section initiale (mm^2), L : la longueur instantanée (mm) *et* L_0 : la longueur initiale (mm).

Trois principales étapes sont nécessaires pour la simulation :

- 1ère étape : simulation du comportement des murs seuls.

Cette étape consiste à simuler le comportement des murs seuls et de vérifier qu'il y a corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux. Le modèle numérique comporte 5427 éléments de taille 0,5 mm/élément environ (la taille des éléments a été retenue à l'issue d'une étude de convergence de « maillage »).

- 2ème étape : simulation du motif de remplissage (solide) sans les murs.

Cette étape consiste également à vérifier la corrélation entre la simulation et l'essai expérimental. Ce modèle comporte 4545 éléments de taille 1 mm/élément (une étude de convergence a également permis de retenir la taille de 1 mm par élément).

Les résultats de la simulation réalisée dans les deux premières étapes sont présentés sur la Figure 3.27 .

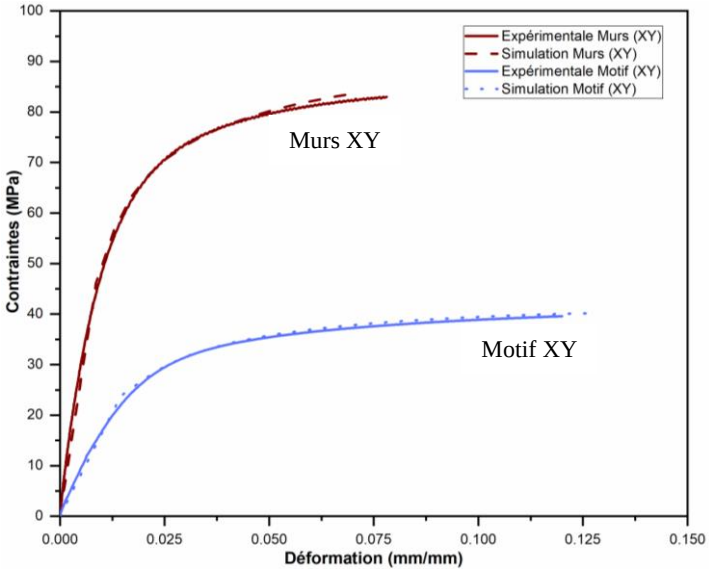


Figure 3.27 : Courbes numériques et expérimentales du motif et des murs (positionnement XY et XZ).

Une bonne corrélation entre les courbes expérimentales et les courbes numériques (Figure 3.27) dans ces deux cas de simulation est observée. Cela permet de valider les modèles numériques. Le modèle de plasticité de type Hollomon utilisé pour reproduire le comportement plastique des murs et du motif est adapté. Les contraintes maximales observées sont respectivement de 40 MPa et 85 MPa pour le motif et les murs.

- 3ème étape : simulation d'une éprouvette à 4 murs (XY) et d'une éprouvette 2 murs (XZ)

Dans cette troisième étape, l'objectif est de prédire le comportement d'une éprouvette en fonction de son nombre de murs (les positionnements XY et XZ sont étudiés). Une éprouvette

contenant 4 murs et une autre contenant 2 murs pour selon les positionnements XY et XZ respectivement (l'épaisseur d'un mur est de 0,4 mm) ont été étudiées. La démarche consiste à partitionner numériquement l'éprouvette en deux parties de sorte à avoir une partie représentant les murs et une autre partie représentant le motif. Ensuite chaque partie est associée aux propriétés matérielles correspondantes. La liaison entre les murs et le motif de remplissage est considérée parfaite, ce qui permet de générer un maillage continu entre les murs et le motif. Les courbes de traction sont montrées sur la Figure 3.28 (a) et les champs de contraintes dans les murs et dans le motif de chaque éprouvette sont montrés sur la Figure 3.28 (b)

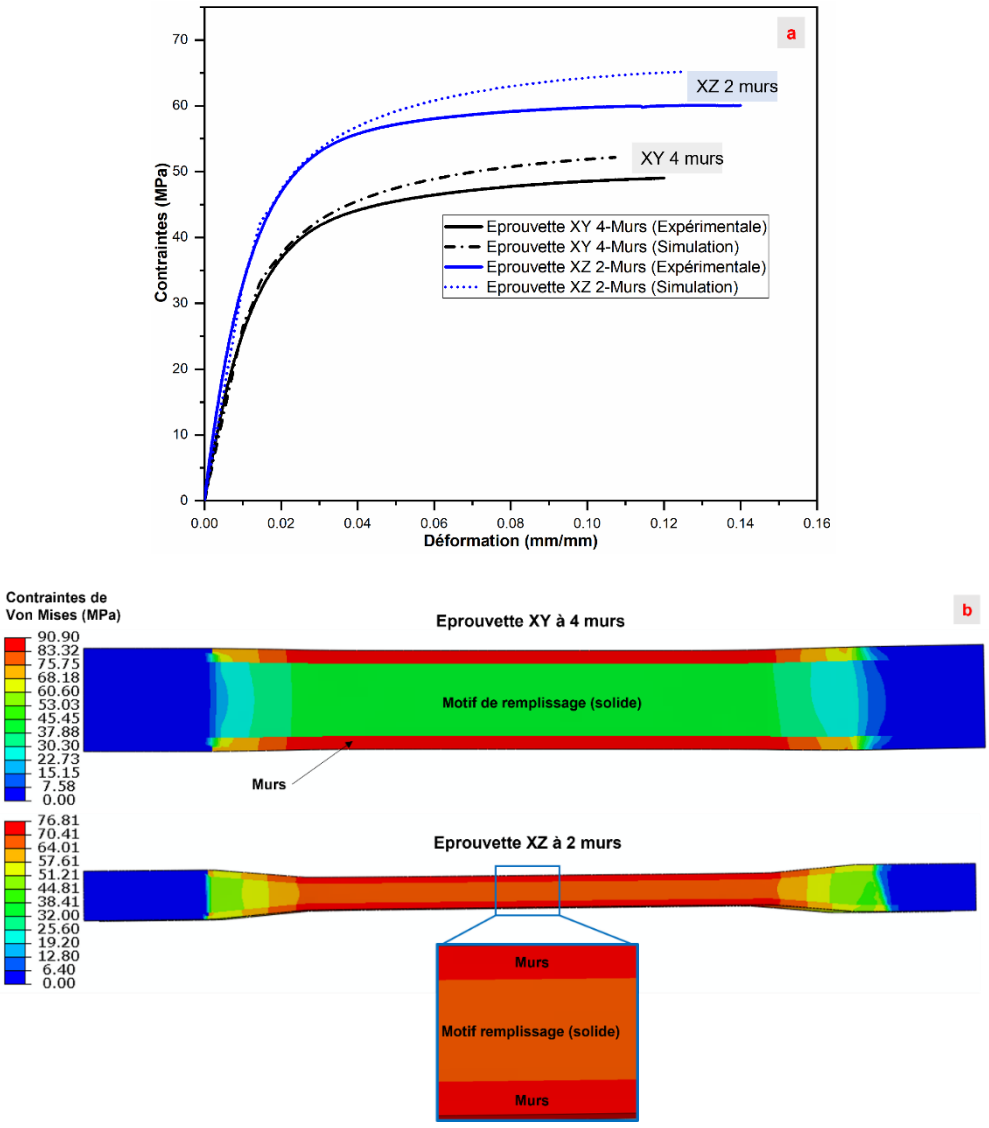


Figure 3.28 : Résultats de la simulation des éprouvettes (éprouvette XY 4 murs et XZ 2 murs) a) comparaison entre courbes expérimentales et numériques et b) champ des contraintes dans les éprouvettes.

Sur la Figure 3.28 (b), la répartition des contraintes est symétrique et homogène dans chaque éprouvette, ce qui valide le paramétrage de la simulation. En plus, les murs et le motif ont des

champs de contraintes clairement identifiables ; les murs supportent les contraintes les plus élevées dans les deux cas de simulation. La bonne superposition des courbes expérimentales et numériques dans le domaine élastique a permis de déterminer le module d'Young numérique équivalent de chaque éprouvette (Figure 3.28 (b)). La limite élastique numérique peut être également calculée à partir de cette courbe numérique.

3.5.1.2 Comparaison des paramètres mécaniques (expérimental et simulation)

Dans le Tableau 3.12, une comparaison est faite entre les propriétés mécaniques prédites et celles expérimentales de l'éprouvette 4 murs (XY) et de l'éprouvette 2 murs (XZ).

Tableau 3.12. Comparaison des propriétés mécaniques élastiques.

	$E_{Expérimental}$ (MPa)	$E_{Simulation}$ (MPa)	Erreur (%)	$Re_{Expérimental}$ (MPa)	$Re_{Simulation}$ (MPa)	Erreur (%)
Eprouvette XY	2661	2630	-1,16	31	32	3,22
Eprouvette XZ	3622	3283	-9,35	40	43	7,5

L'hypothèse d'une liaison parfaite entre les murs et le motif de remplissage n'est peut-être pas tout à fait réaliste du fait du léger décalage observé entre les courbes expérimentales et les courbes numériques dans le domaine plastique (à partir de 4% de déformation). En effet, pour des déformations plastiques importantes, il est possible qu'un phénomène de décohésion entre les murs et le remplissage apparaisse et fasse chuter les contraintes expérimentales de l'éprouvette. L'avantage d'une telle simulation est de pouvoir visualiser individuellement les contraintes dans chaque élément des éprouvettes.

Les résultats montrent des erreurs de prédiction faibles : erreurs comprises entre 1 et 10% et entre 3 et 8% respectivement sur le module d'Young et la limite élastique pour les deux types d'éprouvette XY et XZ. Cela permet de valider la démarche de simulation numérique proposée dans cette étude. Ces résultats prouvent également que l'idée de définir numériquement et séparément une éprouvette avec des propriétés différentes pour les murs et le motif de remplissage est tout à fait justifiée. Cette démarche constitue un nouvel outil prenant en compte l'effet du nombre de murs sur les propriétés mécaniques élastiques des pièces imprimées en 3D. Cet outil peut être utile pour le dimensionnement des pièces imprimées, car il permettra de connaître en amont de l'impression le nombre de murs à prévoir pour répondre aux exigences mécaniques des pièces en service c'est-à-dire dans le domaine élastique. Pour valider l'applicabilité de cette démarche, une pièce de structure (bielle) soumise à des efforts de traction va être simulée afin de prédire son comportement mécanique.

3.5.1.3 Simulation numérique et essai expérimental d'une bielle en traction

La méthode développée a été appliquée sur une bielle soumise uniquement à une sollicitation mécanique de traction afin de prédire son comportement mécanique. L'objectif est de comparer les propriétés mécaniques élastiques obtenues par l'essai expérimental de traction à celles obtenues par la simulation numérique et au calcul analytique utilisant la loi des mélanges. Les

paramètres d'impression sont résumés dans le Tableau 3.13 et les dimensions de la bielle et ses paramètres d'impression sont donnés à la Figure 3.29.

Tableau 3.13. Paramètres d'impression de la bielle.

	Spécifications
Positionnement	XY
Motif d'impression	Solide
Épaisseur de couche	0,1 mm
Nombre de murs	5

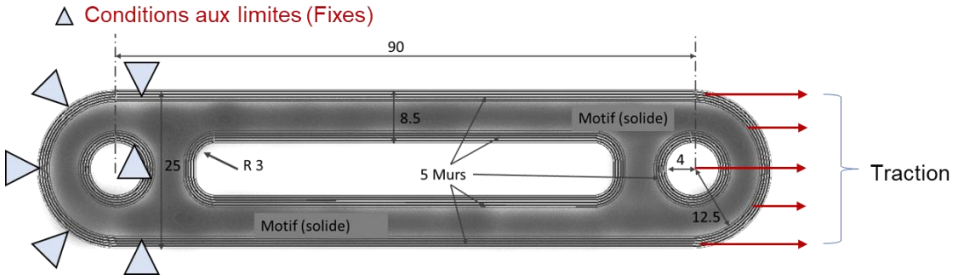


Figure 3.29 : Dimensions et paramètres d'impression. L'épaisseur de la bielle est de 5 mm.

Les résultats de la simulation (Figure 3.30) montrent un niveau de contrainte maximale d'environ 93 MPa localisé dans les murs. La zone de rupture observée expérimentalement correspond bien au niveau de contrainte maximale et de déformation maximale de la simulation.

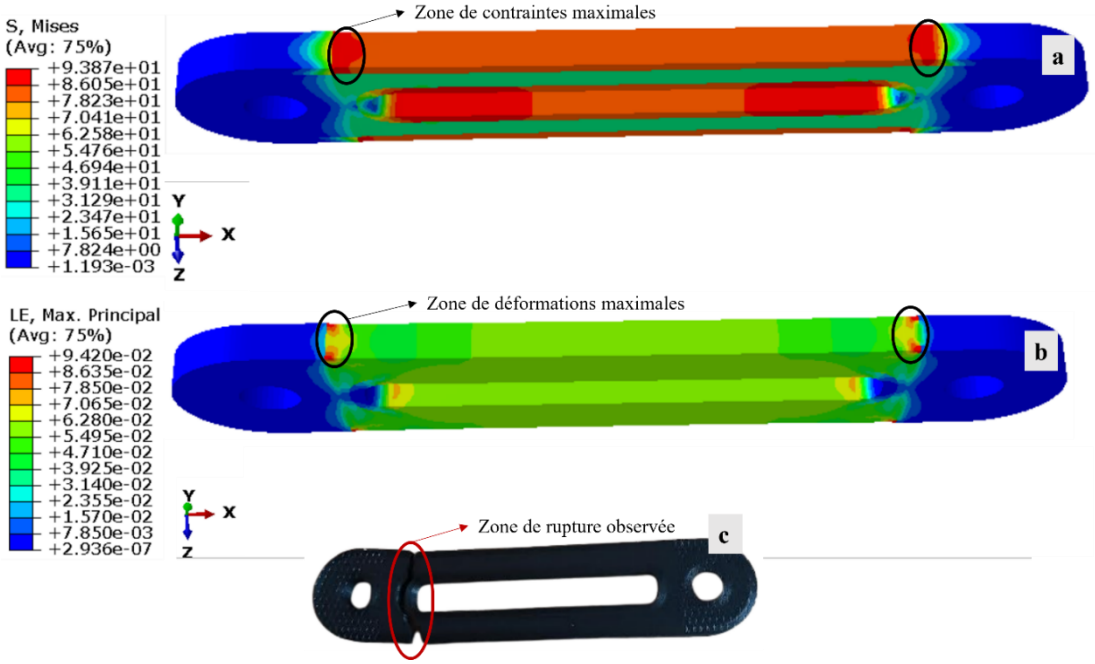


Figure 3.30 : Résultats de la simulation de la bielle a) contraintes de Von Mises, b) déformations et c) zone de rupture observée lors de l'essai de traction de la bielle imprimée.

La courbe de comportement mécanique de la bielle obtenue par la simulation et celle obtenue par l'essai sont présentées dans la Figure 3.31. Une bonne corrélation est observée entre les

deux courbes. Comme précédemment observé, un léger décalage subsiste dans le domaine plastique entre les deux courbes de traction de la bielle après 3% de déformation, la courbe numérique étant de nouveau au-dessus de la courbe expérimentale.

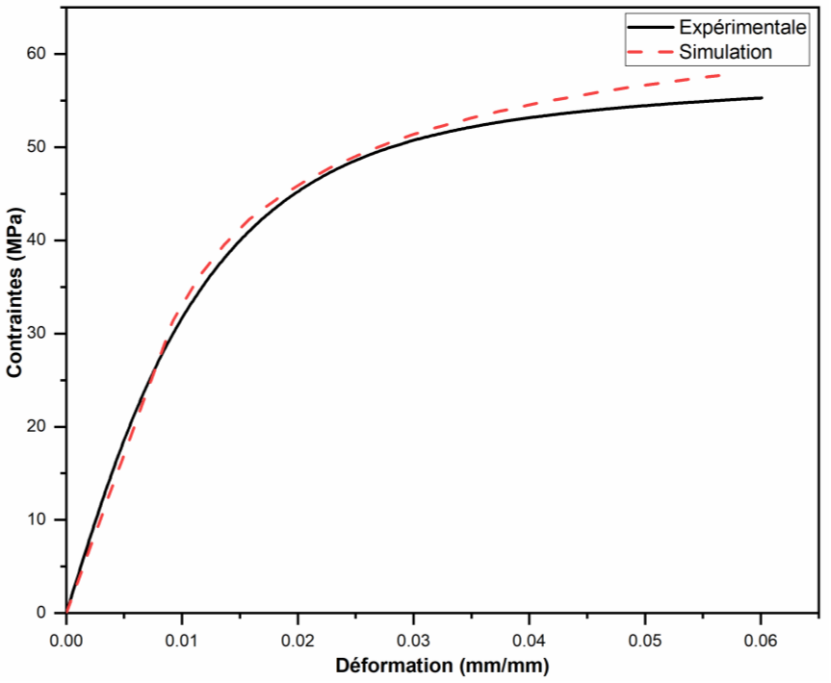


Figure 3.31 : Comportement expérimental et numérique de la bielle en traction.

L'exploitation du domaine élastique de la courbe de simulation numérique permet de calculer les propriétés élastiques à savoir le module d'Young et la limite élastique. Ces paramètres ont également été calculés à l'aide de la loi des mélanges présenté à la section 3.4.1 et une comparaison avec l'essai expérimental a été faite dans le Tableau 3.14. L'erreur de prédiction sur le module d'Young est respectivement 10% entre l'essai et le calcul analytique (RoM), 12% entre la simulation numérique et l'essai et 2% entre la simulation et le calcul analytique. Les mêmes ordres de grandeur d'erreur sont observés sur la limite élastique.

Tableau 3.14. Comparaison des propriétés élastiques de la bielle.

	Expérimental	**Loi des mélanges**	**Erreur**	**Simulation**	**Erreur**
E (MPa)	3865	3481	-9,90%	3402	-11,97%
Re (MPa)	40	37	-7,5%	39	-2,5%

L'ensemble des résultats montrent que la méthode basée sur la loi des mélanges et la méthode de la simulation numérique sont plutôt performantes. Elles permettent alors de prédire, selon le nombre de murs, le comportement mécanique des pièces imprimées. Avec ces deux démarches, une conception optimale (une conception optimisant le nombre de murs et la performance mécanique) de pièces de structure soumises à des contraintes de traction peut être envisagée en bureau d'études. Pour un calcul rapide en préconception, la méthode de la loi des mélanges est

efficace pour calculer les propriétés mécaniques élastiques. La pièce simulée dans cette section est d'une géométrie simple, qu'en sera-t-il pour une pièce avec une géométrie plus complexe ?

3.5.2 Approches de simulation numérique d'une pièce à géométrie « complexe »

Lorsque la pièce imprimée présente une forme plus complexe comme présentée à la Figure 3.32 (a), la simulation numérique devient un peu délicate, car la prise en compte des deux principaux paramètres à savoir le positionnement et le nombre des murs n'est pas aisée. Pour cela, une méthodologie de simulation a été proposée afin de simuler avec le plus de réalisme possible le comportement mécanique de ladite pièce. Sur l'exemple étudié, les 3 positionnements (XY, XZ et ZX) sont identifiés (Figure 3.32 (a)) et la pièce a été paramétrée avec 3 murs comme le montre la Figure 3.32 (b). La forme de la pièce a été imaginée de telle sorte à avoir les trois positionnements simultanément et les dimensions ont été choisies afin de pouvoir mettre au moins trois murs.

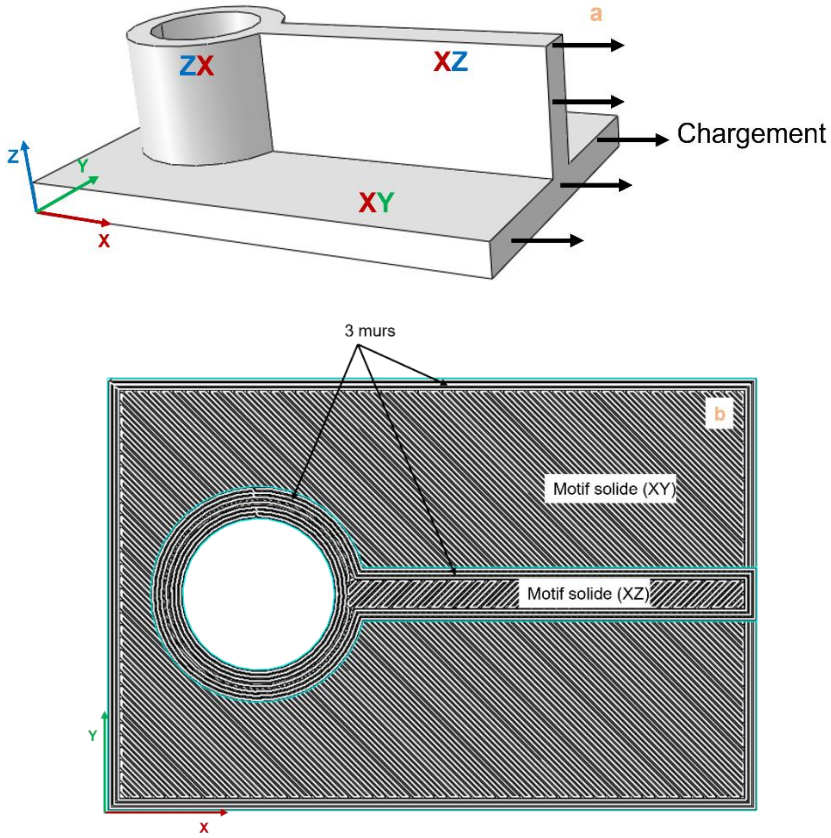


Figure 3.32 : Exemple de pièce étudiée a) modèle CAO avec l'identification des positionnements et du chargement mécanique appliqué et b) vue interne de la section de la pièce.

3.5.2.1 Méthode 1 : Simulation avec plusieurs modèles de comportement isotropes

Lorsque la géométrie n'est pas complexe et que les murs peuvent être facilement découpés, un modèle de comportement isotrope peut être utilisé. Pour cela il faut d'abord découper les murs pour chaque orientation et appliquer les paramètres matériaux correspondant à chaque partie comme le montre la Figure 3.33. Dans cet exemple, la pièce a été partitionnée en 5 zones

distinctes (de A à E) correspondant chacune aux murs ou au motif solide selon le positionnement identifié. La zone A correspond au positionnement ZX et dans ce cas il n'y a pas de différence entre les murs et le motif (cela a été montré dans la section 3.3.5.5).

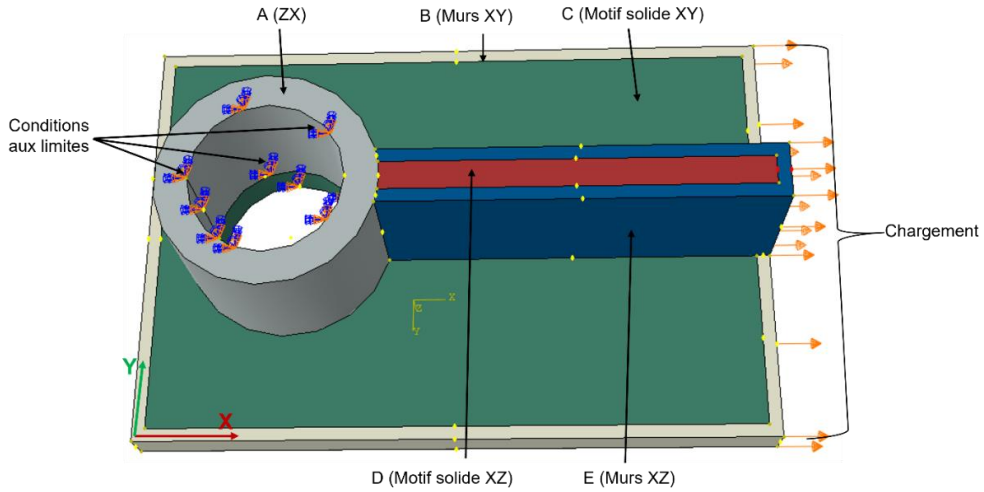


Figure 3.33 : Simulation avec des modèles de comportement isotropes appliqués à chaque partie.

3.5.2.2 Méthode 2 : Simulation avec un modèle de comportement orthotrope

La simulation avec un modèle orthotrope est utile lorsque la découpe des murs est difficile. Dans ce cas de figure, un calcul des différents modules de chaque positionnement doit être fait en utilisant la loi des mélanges vue à la section 3.4.1. Lorsque les différents modules sont calculés, il faut les assembler afin de constituer un modèle de matériau orthotrope. Une fois que le modèle de comportement du matériau est constitué, il faut partitionner les différentes parties correspondant à chaque positionnement et ensuite créer et appliquer les repères locaux à chaque partie. Dans le cas de l'exemple étudié, les trois sections (A, B et C) ont été identifiées et les repères ont été appliqués comme montré sur la Figure 3.34. En application à cette pièce, les constantes élastiques du modèle orthotrope sont : E_{11} = 3584 MPa, E_{22} = 1892 MPa, E_{33} = 2341 MPa, G_{12} = 1378 MPa, G_{23} = 727 MPa, G_{13} = 900 MPa et $\nu = 0{,}3$.

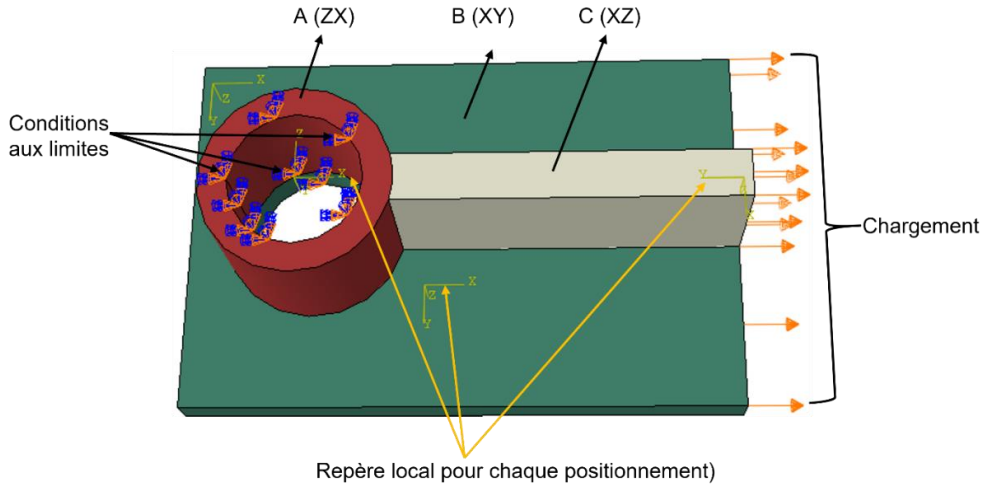


Figure 3.34 : Simulation avec un modèle de comportement orthotrope.

3.5.2.3 Comparaison des deux modèles de simulation numérique

Les résultats de la simulation numérique avec les deux modèles de comportement sont montrés sur la Figure 3.35 (a et b). Les champs de contraintes montrent que les valeurs maximales sont localisées sensiblement aux mêmes endroits sur les deux modèles. Le modèle orthotrope peut être une alternative efficace pour la simulation numérique lorsque l'utilisation de modèle isotrope s'avère compliquée, voire impossible. La principale limite du modèle orthotrope est qu'elle ne prend pas en compte la plasticité qui peut être utile lorsque le comportement global de la pièce imprimée est souhaité. Un modèle d'écrouissage orthotrope de type Hill peut être utilisé dans la simulation pour capter le comportement plastique de la pièce. L'avantage de l'utilisation des modèles isotropes est qu'il permet de prendre la plasticité de chaque partie identifiée.

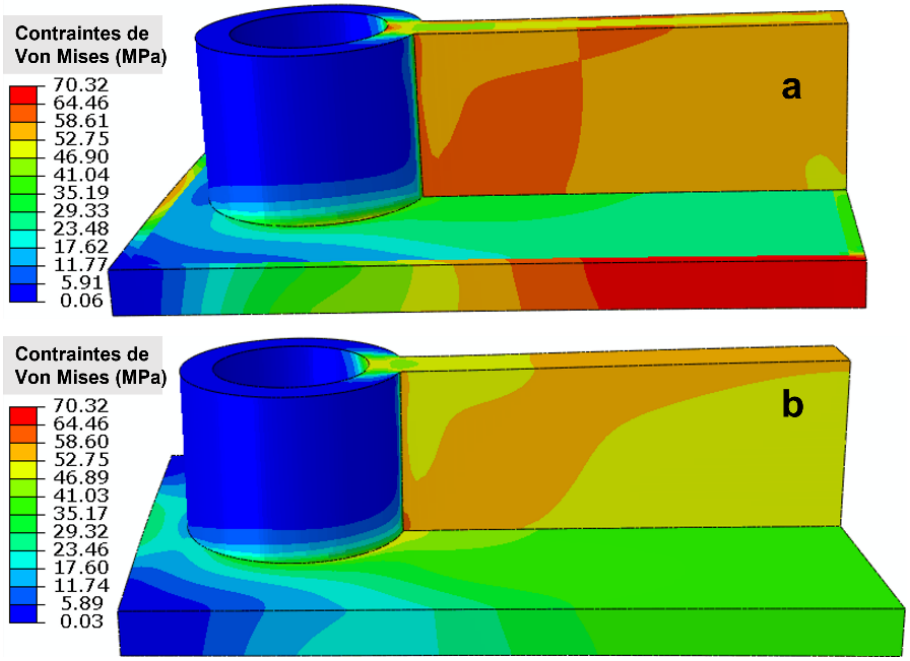


Figure 3.35 : Cartographie des contraintes des deux cas de simulation a) modèle isotrope et b) modèle orthotrope.

Les deux méthodologies permettant de simuler les pièces imprimées 3D sont présentées à la Figure 3.36, elles résument les principales étapes pour réaliser la simulation en prenant en compte les positionnements et les murs.

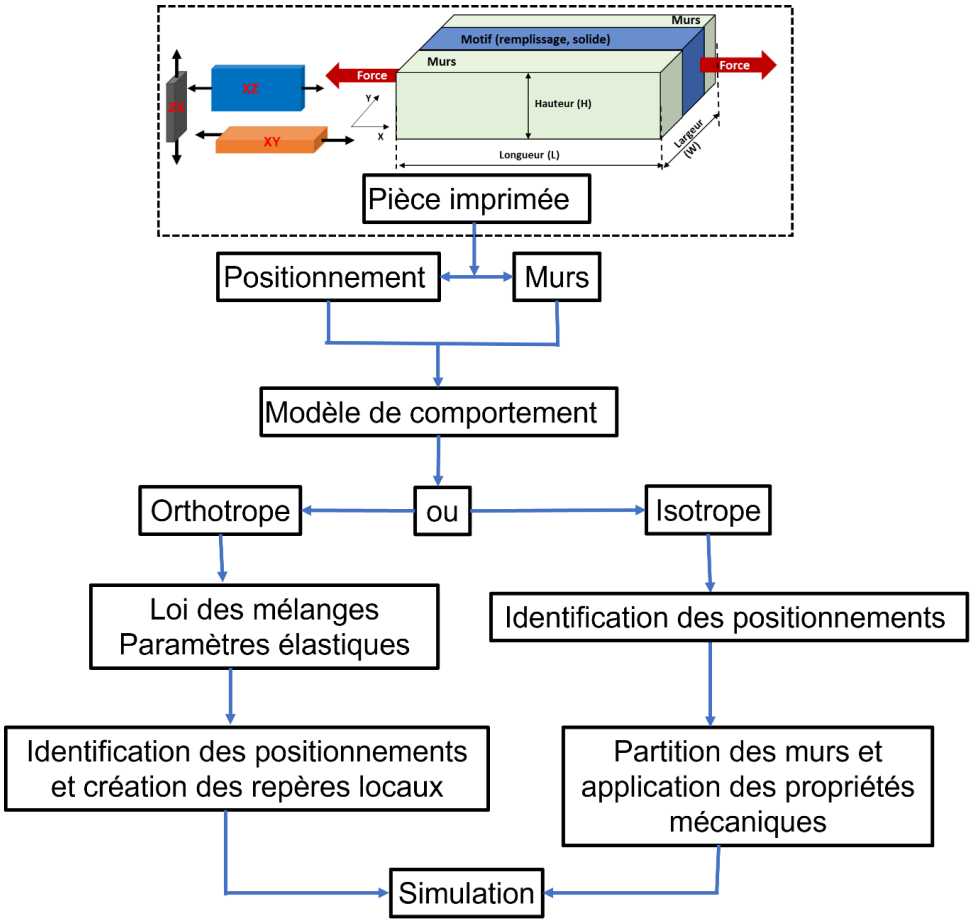


Figure 3.36 : Résumé des deux méthodes de simulation proposées.

3.6 Bilan

Dans ce chapitre, il a été question de la caractérisation, modélisation et simulation numérique des pièces imprimées uniquement en Onyx. La caractérisation mécanique est basée sur les essais de traction. Ces essais ont permis d'étudier l'influence des paramètres d'impression, notamment l'effet des murs, le positionnement et l'orientation des pièces sur le plateau d'impression dont les paramètres clés à retenir sont les murs et le positionnement. L'étude des propriétés mécaniques selon le positionnement XY, XZ et ZX a montré que le procédé est fortement anisotrope en ce sens qu'il y a une grande différence de comportement entre les trois positionnements. L'impression selon un positionnement XZ offre de meilleures propriétés mécaniques que les deux autres positionnements. L'impression selon le positionnement XY et XZ présente un comportement élastoplastique contrairement au positionnement ZX qui présente un comportement élastique, linéaire avec une rupture fragile. Les résultats ont montré également que les murs ont des propriétés mécaniques nettement plus élevées que le motif de remplissage (solide) quel que soit le positionnement adopté.

Une démarche analytique basée sur la loi des mélanges (RoM) a été proposée pour prédire les propriétés mécaniques des pièces sous sollicitations de traction. Cette méthode est complétée d'une simulation numérique avec un code de calcul par éléments finis afin d'en faire un outil

de dimensionnement de pièces imprimées. L'erreur de prédiction observée entre les essais, la loi des mélanges et la simulation numérique est acceptable (erreur comprise entre 1% et 10%), cela a été validé en utilisant une pièce de structure (bielle).

Une démarche de simulation numérique a été proposée pour prendre en compte le positionnement et l'effet des murs à travers deux modèles : un modèle isotrope et un modèle orthotrope qui sont applicables selon la complexité géométrique de la pièce à étudier.

L'apport de ce chapitre est de permettre aux utilisateurs de prédire et d'optimiser les propriétés mécaniques des pièces imprimées uniquement en Onyx en fonction des principaux paramètres d'impression qui sont le positionnement et le nombre de murs.

Annexe 3-1: Données matériaux utilisées en simulation numérique

Elasticité murs	
E = 5412 Mpa	υ = 0.3
Coefficients Hollomon	
n = 0.142	K = 135.5
Plasticité murs	
Contrainte (MPa)	Déformation
55.0	0.000
57.2	0.002
59.8	0.003
62.3	0.004
63.5	0.005
65.7	0.006
67.0	0.007
68.7	0.008
69.9	0.009
71.2	0.011
72.4	0.012
74.7	0.015
76.3	0.017
77.8	0.020
80.9	0.027
82.8	0.031
85.9	0.040
87.5	0.046
88.7	0.051
90.4	0.058
90.9	0.060
92.5	0.068

Elasticité motif solide	
E=1660 MPa	υ = 0.3
Coefficients Hollomon	
n = 0.148	K = 63.62
Plasticité du motif	
Contrainte (MPa)	Déformation
24.0	0.000
26.06	0.002
27.43	0.003
29.05	0.005
29.84	0.006
30.92	0.008
31.53	0.009
32.08	0.010
32.53	0.011
33.06	0.012
35.03	0.018
35.66	0.020
36.86	0.025
37.87	0.030
38.74	0.035
40.01	0.043
40.59	0.048
41.42	0.055
41.96	0.060
42.69	0.067
42.92	0.070
43.36	0.075

Figure_Annexe 3.1 : Paramètres matériaux des murs et motif solide (positionnement XY).

Elasticité murs	
E = 4340 MPa	υ = 0.3
Coefficients Hollomon	
n = 0.141	K = 106.7
Plasticité murs	
Contrainte (MPa)	Déformation
42.0	0.0
44.42	0.002
48.98	0.004
51.87	0.006
54.01	0.008
55.74	0.01
57.19	0.012
58.45	0.014
59.56	0.016
60.56	0.018
61.46	0.02
62.29	0.022
63.06	0.024
63.78	0.026
64.45	0.028
65.08	0.03
65.67	0.032
66.24	0.034
66.77	0.036
67.28	0.038
67.77	0.04
68.24	0.042
68.69	0.044
69.12	0.046
69.54	0.048
69.94	0.05
70.33	0.052
70.70	0.054
71.07	0.056
71.42	0.058
71.76	0.06
72.09	0.062
72.42	0.064
72.73	0.066
73.04	0.068
73.34	0.07
73.63	0.072
73.91	0.074
74.19	0.076
74.46	0.078
74.73	0.08
74.99	0.082
75.25	0.084
75.50	0.086
75.74	0.088
75.98	0.09
76.22	0.092
76.45	0.094
76.68	0.096
76.90	0.098
77.12	0.1

Elasticité motif solide	
E = 2863 MPa	υ = 0.3
Coefficients Hollomon	
n = 0.138	K = 97.51
Plasticité motif	
Contrainte (MPa)	Déformation
40.0	0.0
41.36	0.002
45.51	0.004
48.13	0.006
50.08	0.008
51.64	0.01
52.96	0.012
54.10	0.014
55.10	0.016
56.01	0.018
56.83	0.02
57.58	0.022
58.27	0.024
58.92	0.026
59.53	0.028
60.10	0.03
60.63	0.032
61.14	0.034
61.63	0.036
62.09	0.038
62.53	0.04
62.95	0.042
63.36	0.044
63.75	0.046
64.12	0.048
64.49	0.05
64.84	0.052
65.17	0.054
65.50	0.056
65.82	0.058
66.13	0.06
66.43	0.062
66.72	0.064
67.00	0.066
67.28	0.068
67.55	0.07
67.81	0.072
68.07	0.074
68.32	0.076
68.57	0.078
68.81	0.08
69.04	0.082
69.27	0.084
69.50	0.086
69.72	0.088
69.93	0.09
70.15	0.092
70.36	0.094
70.56	0.096
70.76	0.098
70.96	0.1

Figure_Annexe 3.2 : Paramètres matériaux des murs et motif solide (positionnement XZ).

Chapitre 4 :

Caractérisation mécanique et simulation numérique des pièces imprimées 3D renforcées en fibres continues

Ce chapitre porte son regard sur la caractérisation mécanique et la simulation numérique des pièces imprimées 3D renforcées avec des fibres de verre continues. L'objectif du chapitre est double, d'une part il doit permettre une meilleure connaissance du procédé, cela à travers les investigations expérimentales et d'autre part, il doit permettre une intégration des outils numériques et analytiques de prédiction des propriétés mécaniques. Pour atteindre ces deux objectifs, les démarches menées sont les suivantes :

- Une étude expérimentale du filament de fibres de verre pour en déduire sa composition physico-chimique.
- Une étude des paramètres d'impression des fibres de verre pour en déterminer l'influence sur le comportement et les propriétés mécaniques des pièces imprimées.
- Une mise en place de démarches de simulation numérique en vue de prédire les propriétés mécaniques des pièces prenant en compte les paramètres d'impression de l'Onyx et des fibres.

Article publié en lien avec ce chapitre :

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Experimental and numerical investigations of 3D-printed glass fiber reinforced onyx composites with infill patterns, J. Reinf. Plast. Compos. (2024). https://doi.org/10.1177/07316844241247901.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Study of 3D-printed onyx parts reinforced with continuous glass fibers: Focus on mechanical characterization, analytical prediction and numerical simulation, J. Compos. Mater. 58 (2024) 1717–1736. https://doi.org/10.1177/00219983241247913.

D. Nikiema, P. Balland, A. Sergent, Experimental and numerical investigations of 3D-printed Onyx parts reinforced with continuous glass fibers, Arch. Civ. Mech. Eng. 24 (2024) 50. https://doi.org/10.1007/s43452-024-00861-5.

4 Caractérisation mécanique et simulation numérique des pièces imprimées 3D renforcées en fibres continues

4.1 Revue de littérature

L'impression 3D des composites ou thermoplastiques renforcés de fibres a connu un développement assez remarquable ces dernières années. Cela a été rendu possible grâce à l'arrivée sur le marché de nouvelles imprimantes plus performantes et permettant d'imprimer des pièces renforcées avec des fibres appelées aussi composites.

4.1.1 Renforts et caractérisation mécanique des pièces

Les fibres utilisées comme renforts dans l'impression 3D des composites sont généralement des fibres courtes ou longues pour pallier les faiblesses des matériaux plastiques en termes de performance mécanique. Cela a été montré dans les travaux de Lupone et al. [117] qui ont prouvé que le filament de fibre continue de carbone avait des propriétés mécaniques largement supérieures à celles du filament de nylon. Fernandes et al. [31] ont trouvé un module élastique de 1,75 GPa pour une éprouvette en Onyx seul et 39 GPa pour une éprouvette en Onyx renforcée en fibres continues de carbone. L'intérêt envers ce nouveau procédé devient ainsi grandissant et donc les questions de caractérisation mécanique des pièces qui en sont issues deviennent très vite des préoccupations importantes pour la communauté scientifique et pour les industriels.

L'étude des paramètres d'impression et leurs influences sur les propriétés mécaniques des pièces renforcées en fibres longues imprimées 3D restent nécessaires. Pour répondre à ces préoccupations, Li et al. [118] ont trouvé dans leurs travaux que le mode d'impression des fibres a une forte influence sur les propriétés mécaniques des pièces imprimées. Ils ont pu observer différents mécanismes de rupture des éprouvettes, notamment l'arrachement de fibres, la délamination fibre/matrice et des ruptures de fibres et matrices. Saeed et al. [119] ont montré que l'augmentation du volume des fibres de carbone dans les pièces imprimées permet d'augmenter le module d'Young et la résistance mécanique des éprouvettes. Dans le même sens, Ali et al. [120] ont montré qu'une éprouvette renforcée en fibres de carbone, imprimée selon une orientation latérale (XZ) présente un module d'Young et une résistance à la traction plus élevée par rapport à une éprouvette imprimée selon une orientation plate (XY).

4.1.2 Prédiction des propriétés mécaniques

Les méthodes analytiques de prédiction des propriétés mécaniques des composites imprimés 3D sont inspirées des procédés traditionnels de fabrication des composites. La méthode la plus utilisée dans la littérature est la loi des mélanges (**RoM**) comme décrite dans le précédent chapitre. Díaz-Rodríguez et al. [121] ont confirmé la capacité de prédiction de cette méthode en étudiant des composites avec des fibres de verre, de carbone et de kevlar en fonction du volume de fibres imprimées. Dans [114], la RoM a également été utilisée et les erreurs de prédiction par rapport aux essais rapportées étaient comprises entre 0% et 60% en fonction du volume de fibres. D'autres méthodes analytiques comme le Volume Average Stiffness (**VAS**)

ou rigidité moyenne en volume et la théorie classique des laminés (**CLT**) sont couramment utilisées également. Lupone et al. [117] ont rapporté des erreurs de prédiction entre 2 et 12%, 1 et 8%, 2 et 6% respectivement pour la RoM, le VAS et la CLT. Les méthodes analytiques sont aussi importantes que les méthodes de simulation numérique qui permettent aussi la prédiction des propriétés mécaniques et du comportement global des pièces.

4.1.3 Simulation numérique

En termes de prédiction des propriétés et du comportement mécanique par la simulation numérique, plusieurs approches existent dans la littérature. La méthode de simulation numérique des composites la plus utilisée est la simulation à l'aide des **éléments Shell 2D** [122]. Krzikalla et al. [97] ont comparé l'efficacité de 4 types de modélisation principalement par des éléments 3D et des éléments 2D Shell. Ils ont trouvé que la modélisation avec les éléments Shell et celle utilisant des éléments 3D renforcés avec des éléments 1D (Link) permettent une bonne prédiction avec 3% d'erreur en moyenne par rapport aux essais de flexion. Récemment, Avanzini et al. [123] ont utilisé la technique des **éléments imbriqués** pour prédire la rigidité des éprouvettes en nylon renforcées avec des fibres de carbone continues, leurs résultats ont montré une bonne efficacité de cette technique. Cependant, leurs travaux ne font pas cas de la prise en compte des paramètres d'impression et la prédiction du comportement global des pièces.

4.1.4 Utilisation des motifs de remplissage

L'impression de pièces légères est un des gros avantages du procédé, cela est possible grâce à l'utilisation de motifs d'impression (motif de remplissage) qui sont généralement des structures complexes à faible densité volumique. Plusieurs types de motifs d'impression existent, les plus couramment rencontrés sont les motifs pleins, triangulaires, hexagonaux et rectangulaires. La densité relative ou densité de remplissage du motif est le paramètre le plus important à considérer dans les études. Bárnik et al. [124], ont montré dans leurs travaux qu'à densité de remplissage égale, la force maximale de traction des éprouvettes à motif rectangulaire est supérieure à celles à motif hexagonal et triangulaire. Contrairement à Ali et al. [125] qui ont montré dans leurs travaux que les pièces imprimées (pièces renforcées en fibres de carbone) avec un motif triangulaire sont plus résistantes que celles avec le motif hexagonal et rectangulaire à densité de remplissage égale. Dans [126], il a été prouvé que la densité de remplissage a une grande influence sur les propriétés mécaniques, pour une densité entre 20 et 100% (éprouvette à motif rectangulaire), la contrainte maximale de traction passe de 427 à 792 MPa. Considérant l'importance des motifs dans l'impression 3D, la caractérisation et la prédiction de leurs paramètres mécaniques sont essentielles.

Au regard de la géométrie des motifs, leurs comportements mécaniques sont généralement anisotropes. Pour simplifier la résolution des problèmes d'ingénierie et l'identification de leurs paramètres mécaniques, des techniques d'homogénéisation sont utilisées. Deux principales méthodes sont généralement déployées à savoir une méthode analytique et une méthode

numérique. Malek et al. [127] ont utilisé ces deux techniques pour déterminer les propriétés homogénéisées de motifs hexagonaux et ont trouvé de faibles erreurs de prédiction. L'utilisation des méthodes analytiques montre très vite des limites lorsque la structure du motif devient complexe comme le gyroïde. Dans ce cas de figure, la solution la plus appropriée est l'utilisation de méthodes numériques d'homogénéisation [128]. Lei et al. [129] ont déterminé les paramètres mécaniques élastiques d'éprouvettes imprimées en PLA, pour cela ils ont identifié un volume élémentaire représentatif (VER) et en y appliquant des conditions aux limites périodiques (PBCs). Dans [130], les propriétés mécaniques de pièces composites époxy/ fibres de verre et époxy/ fibres de carbone ont été calculées grâce à l'homogénéisation mécanique utilisant les conditions aux limites périodiques. Généralement, les études se font selon plusieurs échelles à savoir une échelle mésoscopique et une échelle macroscopique. À l'échelle mésoscopique, c'est la détermination des paramètres mécaniques homogénéisés d'un volume élémentaire représentatif ou des motifs (cellule unitaire) qui sont utilisés à l'échelle macroscopique pour reproduire le comportement global des pièces imprimées. Toutefois, les principaux travaux menés jusque-là n'abordent pas assez la relation motif/densité de remplissage en termes de paramètres mécaniques homogénéisés d'une part, et d'autre part ne prennent pas en compte des différentes parties constituant les pièces dans le cadre d'une simulation numérique.

4.1.5 Bilan de l'état de l'art

De cette revue de littérature, plusieurs aspects ressortent et peuvent se résumer comme suit :

- Comparée aux pièces imprimées 3D sans renforts, l'utilisation des fibres continues permet de garantir de bonnes propriétés mécaniques. Ces propriétés mécaniques augmentent avec le volume des fibres dans les pièces imprimées.
- Certaines études montrent que le mode d'impression des fibres et le positionnement sur le plateau d'impression ont une influence sur les propriétés mécaniques des pièces.
- Pour prédire les propriétés mécaniques des pièces, plusieurs méthodes analytiques (RoM, VAS, CLT) sont déployées et permettent une prédiction avec des erreurs acceptables.
- Sur le plan de la simulation numérique, la méthode classique de simulation des composites utilisant les éléments Shell 2D est largement utilisée. Une nouvelle technique de simulation basée sur la technique des éléments imbriqués est aussi utilisée pour prédire les propriétés mécaniques.
- Grâce à l'utilisation des motifs de remplissage, l'allègement des pièces imprimées est possible. La prédiction des propriétés mécaniques des pièces imprimées avec les motifs est faite à l'aide de méthodes numériques d'homogénéisation.

Toutefois de ce qui précède, il ressort une non-prise en compte des paramètres comme les murs à la fois dans la simulation et dans les méthodes analytiques. Cela représente une insuffisance, car l'importance et l'influence des murs dans l'impression 3D ne sont plus à démontrer. À cela s'ajoute le fait qu'en simulation numérique, le comportement mécanique global des pièces

étudiées n'est pas analysé. Cela ne permet donc pas de savoir si les techniques de simulation adoptée en impression 3D sont aptes ou non à prédire le comportement global d'une pièce soumise à une sollicitation mécanique. Enfin sur l'utilisation des motifs de remplissage, l'aspect qui n'est pas pris en compte est la relation entre la densité de ces motifs et leurs propriétés mécaniques. Dans ce chapitre, il sera question de prédire les propriétés mécaniques et le comportement mécanique des pièces en considérant tous les éléments constitutifs des pièces imprimées 3D. La relation densité de remplissage des motifs/propriétés mécaniques sera prise en compte pour faciliter la simulation numérique des pièces selon la densité des motifs choisie par un utilisateur.

4.2 Caractérisation des fibres de verre imprimées 3D

4.2.1 Module élastique des fibres de verre imprimées

L'impression d'une éprouvette uniquement en fibres de verre n'était pas encore disponible sur l'imprimante Markforged X7 au moment de la rédaction de ce document. Pour parer à cette difficulté, une éprouvette a été paramétrée avec une seule couche inférieure d'Onyx et un mur qui ont été retirés avant les essais. L'objectif de ces essais est double, premièrement il s'agit de déterminer le module de traction des éprouvettes en fibres de verre en faisant varier le nombre de couches de fibre (c'est-à-dire l'épaisseur de l'éprouvette) et deuxièmement comparer ces valeurs au module élastique fourni par le fabricant. Pour cela, les éprouvettes testées ont respectivement 7, 14 et 20 couches de fibres de verre et nommées respectivement 7FGL, 14FGL et 20FGL comme le montre la Figure 4.1. Les moyens et conditions d'essai restent les mêmes que dans le précédent chapitre. Le module élastique est calculé selon la norme ASTM D3039 par la relation (4.28).

$$E = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \tag{4.1}$$

σ_1 et σ_2 sont respectivement la contrainte pour une déformation $\varepsilon_1 = 0{,}1\%$ et $\varepsilon_2 = 0{,}3\%$.



Figure 4.1 : Eprouvettes imprimées uniquement en filament de fibres de verre.

Les courbes contrainte – déformation des éprouvettes testées et la comparaison des modules de traction et celui fourni par le fabricant sont montrées respectivement sur la Figure 4.2 (a, b).

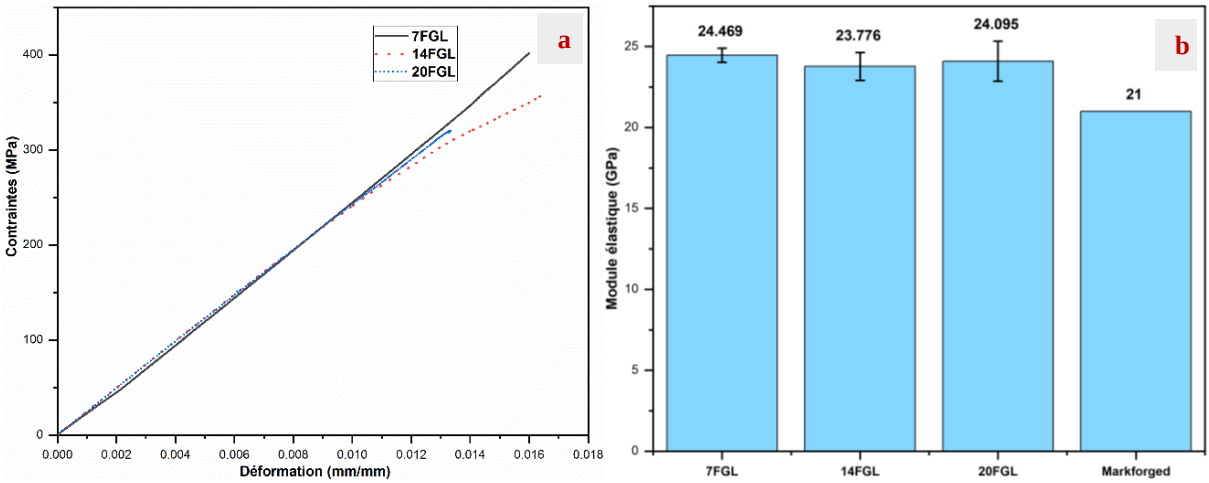


Figure 4.2 : a) Courbe contrainte-déformation des filaments de fibres de verre et b) comparaison des modules élastiques.

Les courbes de traction sont purement linéaires et quasiment identiques. D'une part, cela montre un comportement purement élastique – linéaire des filaments de fibres de verre, ce qui est en accord avec le comportement des fibres de verre constaté dans la littérature. La comparaison des modules élastiques montre d'autre part que l'influence du nombre de couches ou de l'épaisseur des éprouvettes est négligeable. La comparaison entre ces valeurs et le module fourni par le fabricant montre une différence d'environ 3 GPa (le module obtenu dans cette étude est supérieur à celui donné par le fabricant) qui pourrait s'expliquer soit par le fait que les filaments de fibres de verre utilisés dans cette étude sont d'une génération supérieure au filament testé par le fabricant qui date d'un certain temps. Une autre explication pourrait venir du fait que le fabricant n'explique pas comment il imprime ses éprouvettes de fibres de verre. Peut-être, leurs éprouvettes ont été imprimées avec un certain nombre de couches de thermoplastique comme le nylon par exemple. Les questions sur la composition physico-chimique et de la présence ou non de porosités dans le filament de fibres de verre trouveront réponses dans cette étude.

4.2.2 Constituants du filament de fibres de verre imprimées

La connaissance des éléments constituant le filament de fibres de verre est importante pour une caractérisation et une simulation numérique complète des pièces. Selon le fournisseur, le filament est constitué principalement de nylon et de fibres continues de verre. Aucune information n'est donnée sur le ratio de chaque élément. Dans cette section, deux méthodes sont utilisées pour déterminer le ratio de chaque constituant.

La première méthode est une méthode destructive basée sur la norme ASTM D3171 consistant à attaquer les éprouvettes avec de l'acide sulfurique afin d'éliminer la résine et autres constituants puis ne garder que les fibres de verre. La Figure 4.3 montre une image des fibres de verre après dissolution des constituants et après séchage. Les fractions volumiques des différents constituants ($\%V_{fibre}$, $\%V_{nylon}$ et $\%V_{vide}$) sont calculées à partir des relations (4.2) à (4.4), pour des éprouvettes imprimées à 0°, +/- 45° et 90°. Au moins 6 échantillons par essai ont été utilisés et les valeurs moyennes ont été retenues.



Figure 4.3 : Fibres de verre après dissolution du nylon dans l'acide sulfurique.

$$\%V_{fibre} = 100 * \left(\frac{m_2 * \rho_1}{m_1 * \rho_2}\right) \quad (4.2)$$

$$\%V_{nylon} = 100 * (\frac{m_1 - m_2}{m_2} \times \frac{\rho_1}{\rho_3}) \quad (4.3)$$

$$\%V_{vide} = 100 - (\%V_{fibre} + \%V_{nylon}) \quad (4.4)$$

Avec m_1 : la masse de l'éprouvette en filament de fibres de verre, m_2 : la masse des fibres de verre après attaque de l'acide et séchage. ρ_2 : la masse volumique des fibres de verre (2,58 $g.cm^{-3}$), ρ_1 : la masse volumique du filament de fibres de verre (1,5 $g.cm^{-3}$) et ρ_3 : la masse volumique du nylon (1,1 $g.cm^{-3}$).

Les résultats ont montré principalement qu'il y a entre 31% et 33% en volume de fibres de verre, entre 58% et 63% en volume de résine (nylon) et entre 5% et 8% en volume de vide dans les éprouvettes en filament de fibres de verre imprimées 3D. Ces résultats sont présentés sur la Figure 4.4.

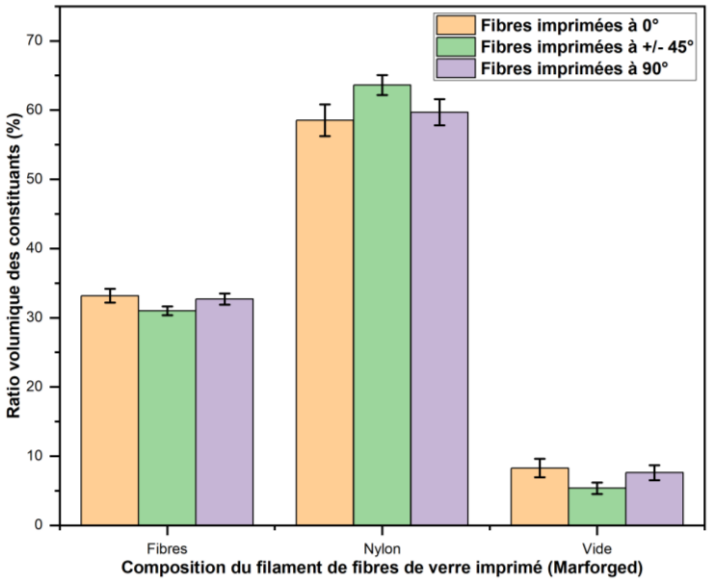


Figure 4.4 : Ratios des constituants du filament de fibres de verre en fonction de l'angle d'impression.

L'angle d'impression des fibres n'a pas une grande influence sur le ratio volumique des constituants. Ces résultats s'opposent à ceux trouvés précédemment par Delbart et al. [112] qui avaient montré l'existence d'une certaine influence de l'angle d'impression des couches sur la

porosité des éprouvettes imprimées en PLA. Dans la littérature en général, la teneur en fibres de verre varie entre 31,5 et 38% [131].

La deuxième méthode (méthode non destructive) est basée sur une analyse tomographique aux rayons X de l'éprouvette imprimée en fibres de verre uniquement. L'objectif de cette démarche est de déterminer le ratio de vide contenu dans les éprouvettes imprimées en fibres de verre. Cela a consisté à scanner chaque éprouvette au tomographe pour obtenir les images nécessaires qui ont été ensuite analysées avec le logiciel ImageJ afin de déterminer le taux de porosité (vide). Les résultats de cette méthode comparés à la précédente méthode sont présentés sur la Figure 4.5.

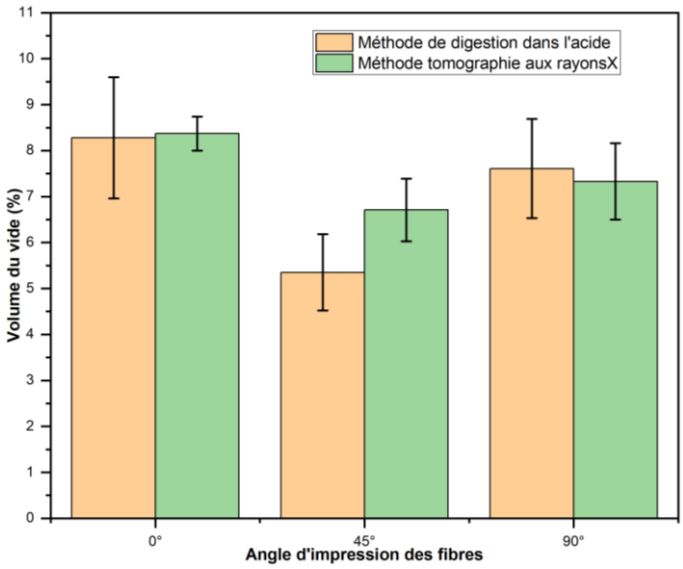


Figure 4.5 : Comparaison du ratio de vide entre les deux méthodes.

Les analyses tomographiques ont montré des ratios de vides proches de ceux obtenus par la méthode de digestion d'acide. Le seul inconvénient de la méthode tomographique est qu'elle ne permet de connaître le ratio de résine (nylon), mais elle est non destructive à l'opposé de la méthode de l'acide sulfurique qui elle est destructive, mais qui permet d'obtenir le ratio de chaque constituant.

La connaissance du ratio de fibres de verre permet de calculer les propriétés effectives de celles-ci par la relation (4.5).

$$E_{fibre} = \frac{E_{FFV} - E_{nylon} * \%V_{nylon}}{\%V_{fibre}} \quad (4.5)$$

Avec $E_{FFV} = 2{,}4\ GPa$ le module élastique du filament de fibres de verre imprimé, $E_{nylon} = 1{,}7\ GPa$ le module élastique du nylon selon le fabricant, $\%V_{nylon} = 59\%$ le ratio de résine (nylon) dans le filament de fibres de verre et $\%V_{fibre} = 33\%$ le ratio de fibres de verre contenues dans le filament de fibre de verre. La valeur du module élastique des fibres de verre calculé est d'environ $E_{fibre} = 70\ GPa$. Cette valeur est proche de celles mentionnées dans la

littérature [132]. Connaître la valeur effective du module élastique des fibres de verre est très important dans la simulation numérique.

Un scan du filament de fibres de verre obtenu au microscope électronique à balayage (MEB) montre clairement les fibres et la résine (nylon) et éventuellement le vide (Figure 4.6 (a)). Cela a permis une représentation simplifiée de la section initiale des fibres de verre imprimées et la section effective déduite du calcul des porosités (Figure 4.6 (b) et Figure 4.6 (c)).

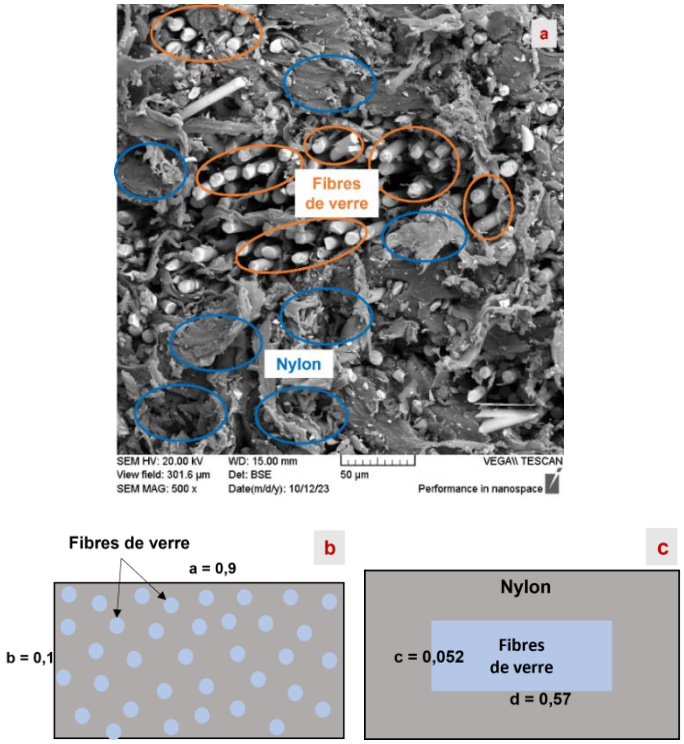


Figure 4.6 : a) Scan du filament de fibres de verre au MEB, b) représentation simplifiée de la section du filament de fibres de verre et c) section équivalente idéalisée du filament de fibres de verre.

Les expressions (4.6) à (4.9) permettent de calculer les dimensions effectives du filament de fibres de verre présentées à la Figure 4.6 (c). La section initiale imprimée (A_{FFV}) est supposée rectangulaire comme le montre la Figure 4.6 (b), il est supposé également que les fibres de verre peuvent être groupées en une seule fibre de section rectangulaire (A_{fibre}) comme le montre la Figure 4.6 (c).

$$A_{FFV} = a * b \tag{4.6}$$

En supposant que les fractions volumiques sont équivalentes aux fractions surfaciques, la section de fibres peut s'exprimer par la relation (4.7) :

$$A_{fibre} = \%V_{fibre} * A_{FFV} = c * d \tag{4.7}$$

Avec c et d les dimensions fictives définies pour la fibre de verre équivalente. La section A_{fibre} peut s'écrire autrement par l'expression (4.8) :

$$A_{fibre} = c * d = \%V_{fibre} * a * b = \left(a * \sqrt{\%V_{fibre}}\right) * \left(b * \sqrt{\%V_{fibre}}\right) \tag{4.8}$$

Les dimensions c et d de la section de la fibre équivalente peuvent être calculées par l'expression (4.9). Un facteur de forme géométrique identique de $\sqrt{\%V_{fibre}}$ a été retenu pour les deux dimensions de la fibre de verre équivalente.

$$c = \left(a * \sqrt{\%V_{fibre}}\right) \text{ et } d = \left(b * \sqrt{\%V_{fibre}}\right) \quad (4.9)$$

La fraction volumique de fibres retenue pour le calcul est $\%V_{fibre} = 33\%$, les valeurs des dimensions calculées sont $c = 0{,}052\ mm$ et $d = 0{,}57\ mm$. Ces dimensions seront utilisées dans la section 4.5 pour la simulation numérique.

4.3 Étude des propriétés mécaniques et des paramètres d'impression des fibres

L'imprimante Markforged X7 offre plusieurs possibilités pour l'ajout des fibres dans une pièce à savoir le mode d'impression des fibres et leur arrangement suivant la direction d'extrusion de la pièce à imprimer. Dans ce paragraphe, ces deux principales variables sont étudiées. Une éprouvette en Onyx, renforcée en fibres de verre, est imprimée selon les cas de figure à étudier. La forme et les dimensions de cette éprouvette sont présentées à la Figure 4.7 (a), et sont identiques à l'éprouvette étudiée au chapitre précédent. Les essais réalisés dans ce chapitre sont d'une part des essais de traction (Figure 4.7 (b)) et d'autre part des essais de flexion 3 points (Figure 4.7 (c)).

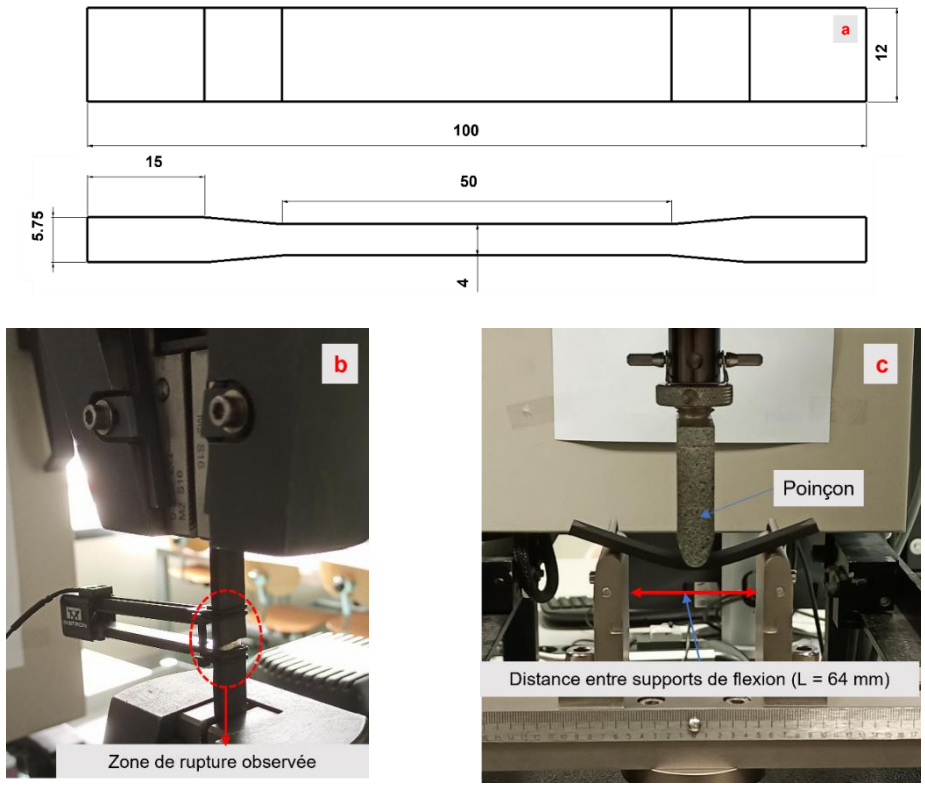


Figure 4.7 : a) Dimensions de l'éprouvette Onyx/fibres de verre étudiée (dimensions en millimètre), forme et dimensions tirées de la norme ASTM D3039, b) essai de traction et c) essai de flexion 3 points.

4.3.1 Influence de l'arrangement des couches de fibres de verre

Lorsqu'une pièce est renforcée avec des fibres, l'utilisateur choisit la manière dont les fibres seront disposées suivant la direction de l'extrusion de cette pièce : c'est-à-dire la façon dont les couches successives de fibres sont positionnées dans l'épaisseur de la pièce. Par exemple, lorsqu'un utilisateur décide d'imprimer 8 couches de fibres dans une pièce, il choisit sa combinaison d'arrangement des fibres : il peut décider d'imprimer les 8 couches en un seul bloc, ou bien il peut alterner chaque couche de fibres par une ou des couches d'Onyx ou bien il peut choisir d'imprimer 4 blocs de 2 couches de fibres alternés par des couches d'Onyx ou une autre combinaison. Dans cette section, l'objectif est de vérifier l'influence du mode d'arrangement des fibres dans une pièce. Pour cela, une éprouvette en Onyx contenant 12 couches de fibres de verre a été imprimée selon 3 séquences. La première séquence est une éprouvette dont les couches de fibres de verre ont été imprimées couche par couche alternée par une couche d'Onyx, cette séquence est notée 1GFL x 12 comme le montre la Figure 4.8 (a). La deuxième séquence, notée 6GFL x 2, est une impression avec deux blocs de couche de fibres de verre séparés par des couches d'Onyx, chaque bloc est constitué de 6 couches de fibres de verre comme présenté sur la Figure 4.8 (b). La dernière séquence notée 12GFL x 1 est une impression avec un seul bloc de 12 couches de fibres de verre centré dans la section de l'éprouvette comme présentée à la Figure 4.8 (c).

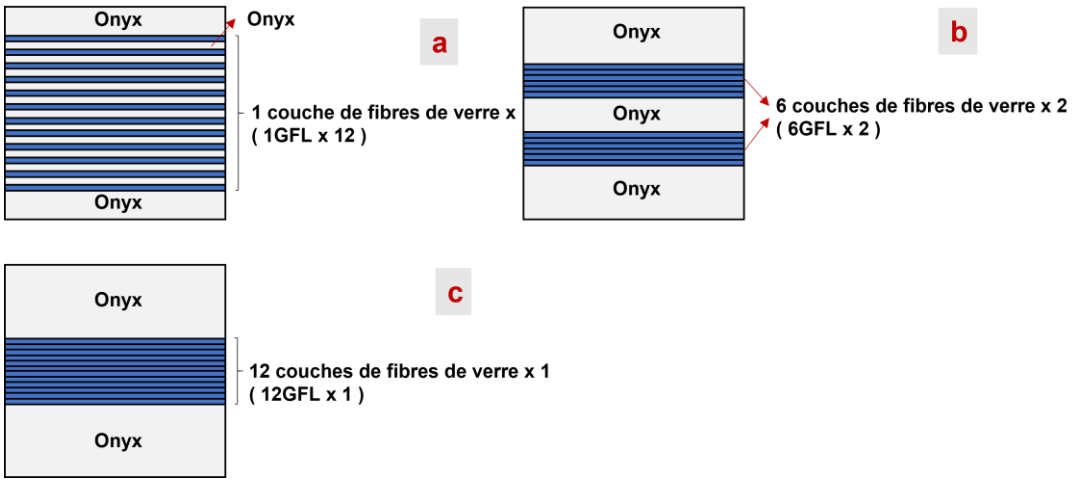


Figure 4.8 : Arrangement des couches de fibres de verre dans l'éprouvette étudiée a) arrangement 1GFLx12, b) arrangement 6GFLx2 et c) arrangement 12GFLx1.

Les résultats des essais de traction indiquent une légère variation des valeurs du module d'élasticité entre les trois séquences d'impression. Plus précisément, le module d'élasticité pour les séquences 1Lx12, 6Lx2 et 12Lx1 est respectivement de 8,313±0,546 GPa, 8,553±0,257 GPa et 9,229±0,158 GPa. La configuration d'impression qui donne des résultats optimaux consiste à grouper les couches de fibres de verre le plus près possible les unes des autres, plutôt que de les imprimer successivement avec le matériau Onyx entre deux couches de fibres de verre. Ceci est probablement dû à une adhésion insuffisante entre l'Onyx et les fibres de verre. Imprimer plusieurs couches de fibres et les alterner avec de l'Onyx augmente le nombre de surfaces de

contact entre les deux matériaux. Il est important de noter que cela peut entraîner une adhésion plus faible entre les fibres de verre et l'Onyx, conduisant à une éprouvette potentiellement moins performante mécaniquement. Cependant, l'impression en bloc des fibres réduit le nombre de surfaces de contact, ce qui permet d'obtenir une éprouvette dont la résistance mécanique est nettement supérieure. Ces observations et conclusions sont cohérentes avec celles d'autres études [133,134], qui ont montré une faible adhérence entre les fibres et les couches de plastique et de bonnes performances mécaniques lorsque les fibres étaient regroupées en bloc plutôt qu'alternées avec les couches de plastique.

4.3.2 Modes d'impression des fibres

Il existe principalement deux modes d'impression des couches de fibres dans l'imprimante X7 à savoir le mode **concentrique** et le mode **isotropique** qui sont montrés respectivement à la Figure 4.9 (a) et à la Figure 4.9 (b). Le mode concentrique suit une trajectoire qui fait le tour de la forme géométrique de la pièce à imprimer ; pour une pièce comportant des trous, l'utilisateur peut choisir de mettre les fibres autour des trous uniquement ou autour des trous et autour de la pièce. Quant au mode isotropique, il permet d'imprimer des fibres selon différents angles d'impression choisis par l'utilisateur lors du paramétrage de l'impression. 2 murs ont été paramétrés dans les éprouvettes étudiées (nombre de murs par défaut).

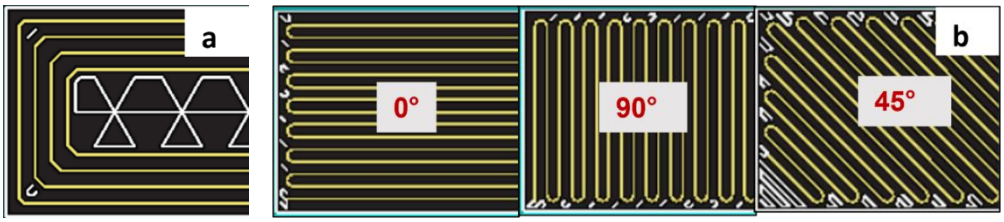


Figure 4.9 : Modes d'impression des fibres sur l'imprimante Markforged X7 a) mode concentrique et b) mode isotropique.

4.3.2.1 Mode concentrique

Dans le mode « concentrique », deux catégories de variables existent. La première catégorie regroupe les paramètres qui ont une influence directe sur le volume de fibres imprimées : ces paramètres sont le nombre de fibres concentriques, le nombre de blocs et le nombre de couches. Le positionnement du début d'impression des fibres constitue la deuxième catégorie de variables du mode concentrique. Il sert à positionner le démarrage de l'impression des fibres. L'influence de ces deux catégories de variables est étudiée dans cette section.

4.3.2.1.1 Première catégorie de variables concentriques

Cette catégorie de paramètres joue sur le volume de fibres imprimées dans une pièce. Ces paramètres sont le nombre de fibres concentriques ou « concentric fibers » (**CF**), le nombre de blocs ou « fiber stripe » (**FS**) et le nombre de couches par bloc ou « fiber layers per stripe » (**LS**). Ces différents paramètres sont mis en évidence sur la Figure 4.10 (a), obtenus par analyse tomographique aux rayons X et schématisés sur la Figure 4.10 (b).

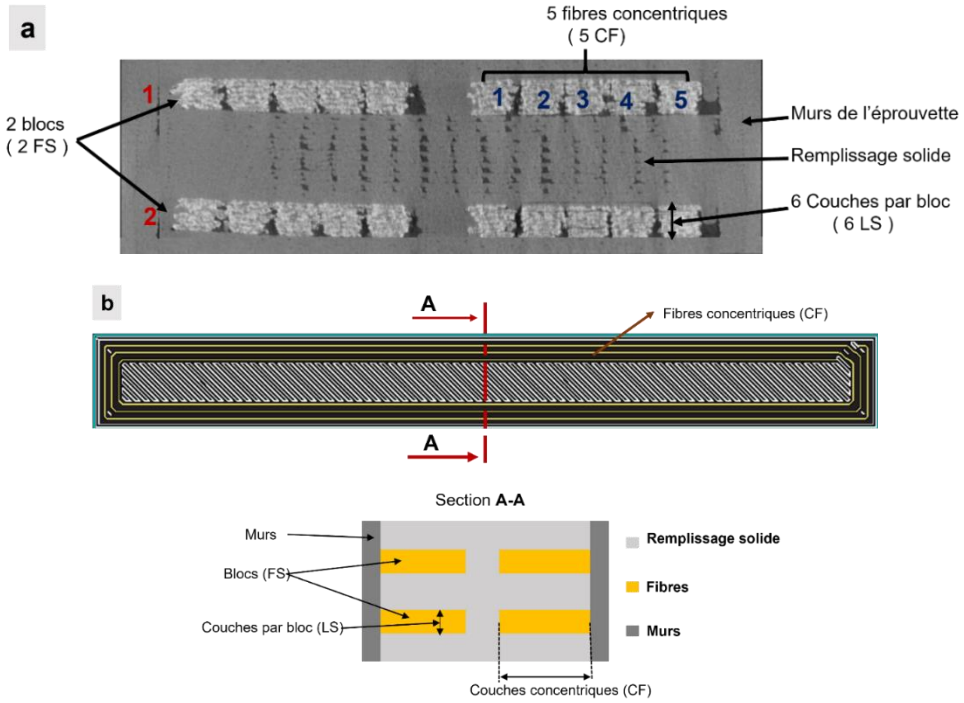


Figure 4.10 : Illustration du mode concentrique des fibres (5CF-6LS-2FS) a) image de la section obtenue en tomographie et b) modèle simplifié de la section.

Deux éprouvettes nommées **3CF-6LS-2FS** et **5CF-6LS-2FS** sont étudiées et ont respectivement 0,135 mm^3 et 0,225 mm^3 de volume de fibres de verre. Les courbes de traction des deux types éprouvettes étudiés sont présentées sur la Figure 4.11 et ont pour module élastique respectif 5438±264 MPa et 8183±269 MPa. Les résultats montrent que l'éprouvette **5CF-6LS-2FS** est plus rigide et plus résistante que l'éprouvette **3CF-6LS-2FS** ce qui est logique du fait qu'elle contient plus de fibres en volume. Les courbes de comportement mécanique montrent que la quasi-totalité de la plasticité de l'Onyx est absorbée par les fibres de verre. Ces courbes présentent donc une faible plasticité au regard du comportement global observé.

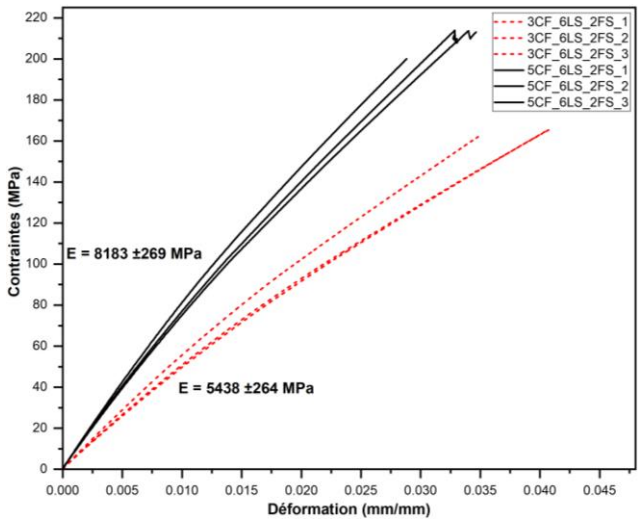


Figure 4.11 : Courbe de traction des deux types d'éprouvettes avec fibres concentriques.

4.3.2.1.2 Deuxième catégorie de variable concentrique : start rotation

La dernière variable du mode d'impression concentrique des fibres appelée **start rotation** définit l'endroit où débute l'impression des fibres concentriques. Il peut être situé dans un endroit plus ou moins sollicité de la pièce comme le montre la Figure 4.12. L'objectif est d'évaluer l'influence de ce paramètre sur le comportement mécanique des pièces imprimées. Trois positions de ce paramètre sur la longueur nommées respectivement Start1, Start2 et Start3 ont été retenues (Figure 4.12). Pour changer de position dans le logiciel, il suffit de changer la valeur du start rotation jusqu'à obtenir l'emplacement souhaité. Aucune information supplémentaire n'est donnée sur ce paramètre par le fabricant.

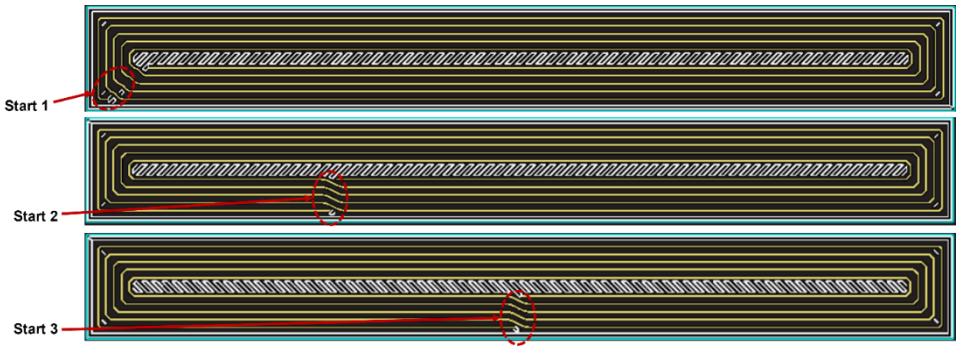


Figure 4.12 : Illustration du démarrage d'impression des fibres, cas de l'éprouvette 5CF-6LS-2FS.

Les courbes de traction et les valeurs du module élastique des éprouvettes sont montrées respectivement dans la Figure 4.13 et dans le Tableau 4.1.

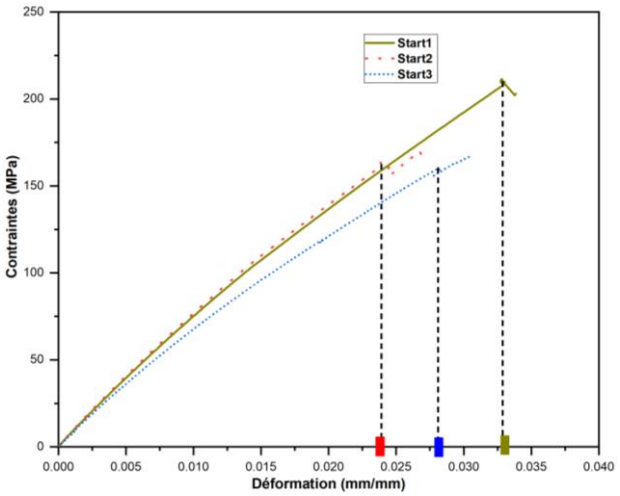


Figure 4.13 : Courbes de traction des éprouvettes en fonction du démarrage d'impression des fibres.

Tableau 4.1. Module élastique moyen en fonction du démarrage d'impression des fibres.

	Start1	**Start2**	**Start3**
E_{moyen} (GPa)	8,183	8,252	7,439
Ecart-type	0,269	0,321	0,279

Les résultats montrent que si le début de l'impression des fibres est situé dans la longueur utile de l'éprouvette, il y a de fortes probabilités d'observer une rupture prématurée de celle-ci à cet endroit. À titre d'exemple, la déformation totale à rupture de l'éprouvette Start1 est d'environ 3,5% contre 2,3% et 2,8% de déformation totale à rupture pour les éprouvettes Start2 et Start3 respectivement (cela correspond à une déformation d'environ 34% de moins). Ces résultats montrent clairement une rupture prématurée des éprouvettes dont le début d'impression des fibres est situé dans la longueur utile. L'analyse des modules élastiques ne montre pas une différence notable entre ces éprouvettes. Un écart maximal d'environ 10% a été observé entre les différents modules d'Young. Le paramètre « start rotation » est finalement un paramètre clé à prendre en compte dans la conception des pièces. Il faut donc jouer sur les valeurs de ce paramètre afin de positionner le début de l'impression des fibres dans les zones les moins chargées des pièces pour minimiser les risques de ruptures prématurées et garantir une plus grande ductilité.

4.3.2.2 Mode isotropique

Dans le mode isotropique, l'utilisateur définit l'orientation des couches de fibres de verre selon ses besoins techniques. Ce mode d'impression est proche des méthodes traditionnelles de fabrication des composites. L'éprouvette étudiée dans cette section a été imprimée avec des fibres orientées à 0°, +45°, -45° et 90° ; dans le jargon des matériaux composites, ce type d'éprouvette est dite « quasi isotrope ». 16 couches de fibres de verre (correspondant à 33% de volume en fibres) ont été imprimées dans l'éprouvette selon la configuration [0/+45/-45/90]2S comme le montre la Figure 4.14.

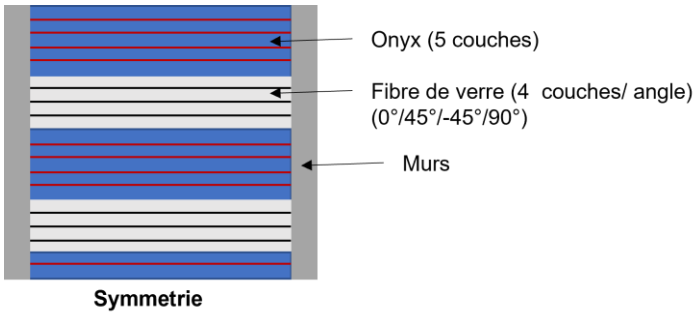


Figure 4.14 : Éprouvette avec des fibres de verre imprimées en mode isotropique.

La courbe de traction de l'éprouvette est montrée sur la Figure 4.15. Le module élastique moyen calculé est de 5,121 ±0,195 GPa. Dans les travaux de Goh et al. [135], il a été rapporté un module élastique d'environ 7,2 GPa pour un composite à 35% en volume de fibres de verre unidirectionnelles à 0°. Ce qui montre que les fibres unidirectionnelles à 0° sont plus rigides que les fibres orientées autrement, tout comme dans le procédé traditionnel de fabrication des composites.

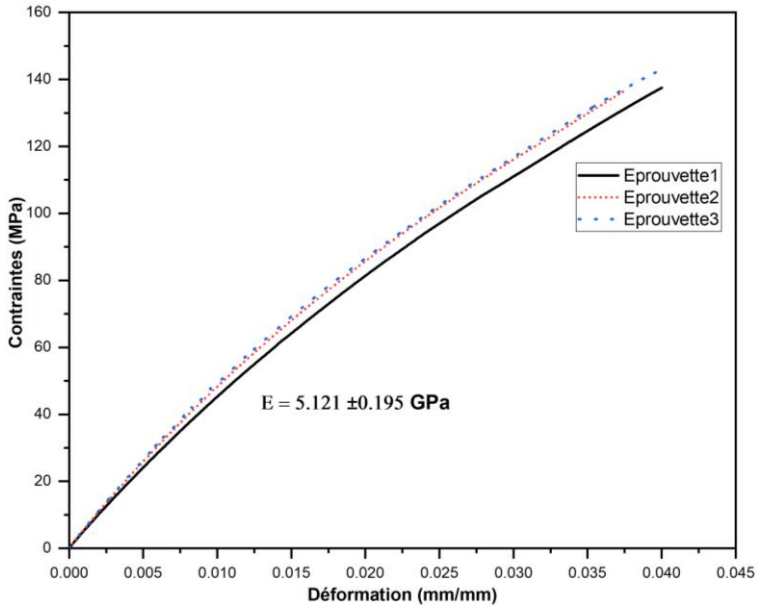


Figure 4.15 : Courbes de traction de l'éprouvette étudiée avec mode d'impression isotropique des fibres.

L'analyse du comportement global des courbes montre également que les fibres imposent leur comportement à l'Onyx. À volume de fibres égal, le mode concentrique présente une bonne performance mécanique du point de vue du module élastique obtenu dans la direction longitudinale de l'éprouvette. Dans les autres directions de l'éprouvette, le mode concentrique serait moins performant que le mode isotropique.

4.3.3 Analyses tomographiques des éprouvettes après rupture

Une analyse tomographique dans la section après rupture des éprouvettes a été faite dans l'objectif d'identifier les phénomènes d'endommagement en présence. Pour cela, une éprouvette après rupture a été scannée à l'aide du tomographe aux rayons X. Les différents phénomènes observés sont montrés sur la Figure 4.16.

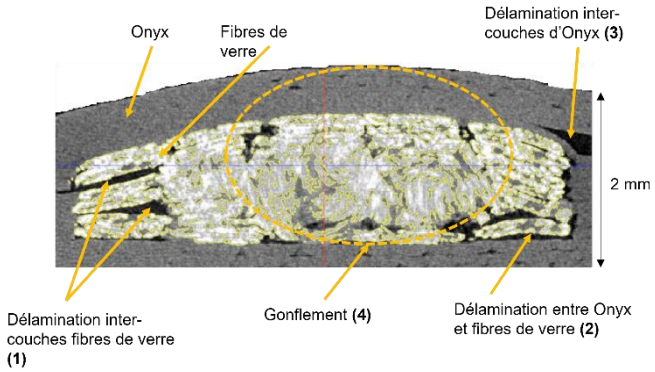


Figure 4.16 : Scan tomographique de la section longitudinale d'une éprouvette après rupture.

Les phénomènes observés peuvent se résumer comme suit :

- Une délamination intercouches des fibres de verre **(1)** : cela est dû à la faible adhésion entre les couches de fibres imprimées. La faible adhésion interlaminaire est causée par la présence de vide entre les couches de fibres lors de l'impression comme l'ont rapporté d'autres études antérieures [117],[136].
- Une délamination entre fibres de verre et Onyx **(2)** : une délamination entre fibres et matrice est également observée. Elle est causée par la mauvaise adhésion à la surface de contact entre les deux matériaux. Cela peut être dû à la différence de température d'extrusion de l'Onyx et des fibres.
- Une délamination intercouches d'Onyx **(3)** : une délamination des couches d'Onyx a été constatée, cela traduit également une mauvaise adhésion des couches imprimées.
- Un gonflement de la section **(4)** : le gonflement d'une partie de l'Onyx et des fibres de verre provient certainement de la mauvaise adhésion et de la présence de porosité qui ont facilité un glissement des fibres par rapport à l'Onyx ou vice versa.

4.3.4 Vers une optimisation du module élastique de pièces imprimées 3D

L'optimisation des paramètres d'impression permet aux utilisateurs d'optimiser la consommation de la matière première (plastique et fibres), les coûts et le temps d'impression. Dans cette section, une investigation a été menée dans le sens d'optimiser ces paramètres tout en gardant un œil sur les propriétés mécaniques. Cela consiste à trouver un compromis entre le module d'Young, le temps d'impression et le coût de la matière. L'éprouvette étudiée est celle vue précédemment ([0/+45/-45/90]2S). Dans la pratique de l'impression 3D, il a été constaté que les fibres de verre coûtent plus cher que l'Onyx et aussi une pièce imprimée avec un nombre de murs élevé nécessite plus de temps d'impression. Sachant que les murs ont un module d'Young important (environ 5400 MPa), l'objectif est d'augmenter le nombre de murs de l'éprouvette afin de réduire le volume des fibres de verre à utiliser et du même coup réduire le coût d'impression tout en portant le regard sur le temps d'impression et le module d'Young.

Les résultats ont montré effectivement que le temps d'impression augmente avec le nombre de murs. Inversement, le coût de la matière diminue avec le nombre de murs, cela s'explique par le fait que lorsque le nombre de murs augmente, le volume des fibres diminue et par conséquent le coût final de l'éprouvette diminue. Le compromis trouvé dans ces analyses est un module d'Young de 5300 MPa, un temps d'impression de 99 minutes et un coût de 3,15 $ (donné par le logiciel d'impression Eiger) correspondant à l'éprouvette à 4 murs. Ces résultats sont résumés sur la Figure 4.17.

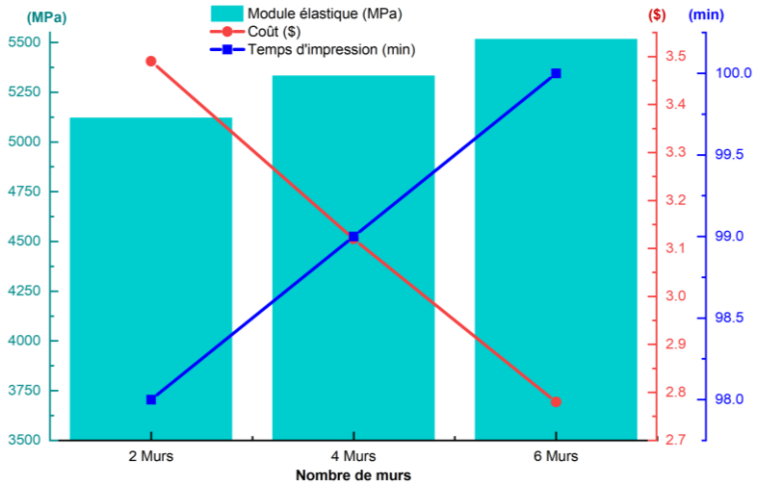


Figure 4.17 : Optimisation du module élastique d'une éprouvette en fonction du temps d'impression, du coût et du nombre de murs.

Pour une production en masse, une étude pareille peut conduire à faire des économies non négligeables sur le temps et le coût d'impression tout en gardant des propriétés mécaniques raisonnables.

4.4 Prédictions analytiques des propriétés mécaniques

Les prédictions analytiques des propriétés mécaniques sont importantes pour les fabricants de pièces composites imprimées 3D. Dans ce paragraphe, 4 méthodes analytiques ont été explorées pour prédire le module élastique : la loi des mélanges (RoM), la théorie classique des laminées (CLT), le volume average stiffness (VAS) et la méthode 10%. Pour l'utilisation de ces méthodes, une différence entre les deux modes d'impression des fibres sera faite. Les propriétés mécaniques élastiques des fibres et de l'Onyx sont rappelées dans le Tableau 4.2 (elles sont issues des essais réalisés dans ces travaux et aussi de la littérature). Les prédictions analytiques se feront sans une prise en compte des porosités dans les pièces.

Tableau 4.2. Paramètres mécaniques du filament de fibres de verre et de l'Onyx (motif et murs).

	Filament fibres de verre (FFV)	**Motif solide**	**Murs**
Module élastique E1 (GPa)	24	1,66	5,4
Module transversal E2 (GPa)	0,8	1,66	5,4
Coefficient de Poisson ν_{12}	0,25	0,3	0,3
Module de cisaillement G12 (GPa)	1	0,615	2

4.4.1 Prédiction du module élastique pour le mode d'impression concentrique

Pour prédire le module élastique d'une éprouvette contenant des fibres imprimées selon le mode concentrique, la loi des mélanges est privilégiée, car les fibres sont unidirectionnelles et sollicitées dans leur direction longitudinale. La démarche consiste à prendre en compte les fibres, les murs, et le motif de remplissage de l'éprouvette par le ratio volumique de chaque

élément. L'expression (4.10) permet d'établir le lien entre le module élastique en fonction des éléments cités.

$$E = \%V_{FFV} * E_{FFV} + \%V_{murs} * E_{murs} + \%V_{motif} * E_{motif} \quad (4.10)$$

Avec E_{FFV}, E_{murs} et E_{motif} qui représentent respectivement le module élastique du filament de fibres de verre, les murs et du motif de remplissage (solide). $\%V_{FFV}$, $\%V_{murs}$ et $\%V_{motif}$ représentent leurs fractions volumiques respectives et sont calculées par les relations (4.11) à (4.13). Les différents éléments utilisés dans ces équations sont résumés dans le Tableau 4.3.

$$\%V_{FFV} = 100 * \frac{2 * (N_{CF} * Largeur_{FFV} * Epaisseur_{FFV}) * N_{FS} * N_{LS}}{A} \quad (4.11)$$

$$\%V_{murs} = 100 * \frac{2 * (N_w * Largeur_{murs} * Epaisseur_{murs}) * Epaisseur_{éprouvette}}{A} \quad (4.12)$$

$$\%V_{motif} = 100 - (\%V_{murs} + \%V_{FFV}) \quad (4.13)$$

Tableau 4.3. Différents éléments utilisés dans les équations pour le calcul du module élastique.

Paramètres	Définition	Valeur
N_{CF}	Nombre de fibres concentriques	Définie par l'utilisateur
$Largeur_{FFV}$	Largeur du filament de fibres de verre	0,9 mm (valeur fixe)
$Epaisseur_{FFV}$	Epaisseur du filament de fibres de verre	0,1 mm (valeur fixe)
N_{FS}	Nombre de blocs de fibres	Définie par l'utilisateur
N_{LS}	Nombre de fibres par bloc	Définie par l'utilisateur
A	Section de l'éprouvette	48 mm² dans cette étude
N_{murs}	Nombre de murs	Définie par l'utilisateur
$Largeur_{murs}$	Largeur d'un mur	0,9 mm (valeur fixe)
$Epaisseur_{murs}$	Epaisseur d'un mur	0,1 mm (valeur fixe)
$Epaisseur_{éprouvette}$	Epaisseur de l'éprouvette	4 mm dans cette étude
$\%V_{FFV}$	13,5% — **3CF-6LS-2FS**	22,5% — **5CF-6LS-2FS**
$\%V_{murs}$	13,3% — **3CF-6LS-2FS**	13,3% — **5CF-6LS-2FS**
$\%V_{motif}$	73,2% — **3CF-6LS-2FS**	64,2% — **5CF-6LS-2FS**

Les résultats prédits par la RoM et l'erreur de prédiction par rapport aux valeurs expérimentales sont reportés dans le Tableau 4.4

Tableau 4.4. Comparaison entre module expérimental et module prédit par la RoM.

Éprouvette	$E_{Expérimental}$ (MPa)	$E_{Prédit}$ (MPa)	Erreur (%)
3CF-6LS-2FS	5438	5174	-4,85
5CF-6LS-2FS	8183	7185	-12,2

L'erreur de prédiction est comprise entre 4,85 et 12,2%. Cela signifie que la loi des mélanges est assez efficace pour prédire les propriétés mécaniques des pièces renforcées en fibres de verre. Comparativement aux résultats obtenus par Díaz-Rodríguez et al. [121] qui ont montré que la RoM sous-estime les propriétés mécaniques à partir de 15 % de volume de fibre dans les

éprouvettes. Dans les travaux de Naranjo-Lozada et al. [114], il a été montré que pour un volume en fibre de 33 %, l'erreur de prédiction entre la RoM et l'essai expérimental atteint 60 %. La bonne prédiction de la loi des mélanges dans cette étude est certainement due à une bonne estimation des fractions volumiques des constituants et aussi à la prise en compte de murs dans la formulation de la loi des mélanges.

4.4.2 Prédiction du module élastique pour le mode d'impression isotropique

Dans cette section, les 4 méthodes analytiques citées précédemment (RoM, VAS, CLT et la méthode 10%) ont été implémentées en vue de prédire le module élastique de l'éprouvette [0/+45/-45/90]2S. Les paramètres mécaniques élastiques utilisés dans les calculs sont ceux rappelés dans le Tableau 4.2. Les expressions développées dans cette section pour calculer les modules élastiques ont été codées dans le logiciel Matlab 2018a.

4.4.2.1 Méthode RoM

Cette méthode est basée sur la loi des mélanges (RoM) qui est largement utilisée dans la littérature pour prédire les propriétés mécaniques des composites. Elle est la même que celle utilisée précédemment à la différence qu'ici elle a été modifiée afin de prendre en compte l'orientation des fibres. Un coefficient dit **facteur de Krenchel (n_0)** a été introduit et permet de prendre en compte l'angle d'orientation des fibres. Le module élastique de l'éprouvette est donc calculé par l'expression (4.14) :

$$E = n_0 E_{FFV} \%V_{FFV} + E_{motif} \%V_{motif} + E_{murs} \%V_{murs} \quad (4.14)$$

avec E_{FFV} le module élastique du filament de fibres de verre et $\%V_{FFV}$ son ratio volumique ; E_{motif} est le module élastique de l'Onyx et V_{motif} son ratio volumique ; E_{murs} est le module élastique des murs et $\%V_{murs}$ sa fraction volumique ; n_0 est le coefficient de Krenchel donné par la formule (4.15) :

$$n_0 = \sum a_n \cos^4 \theta_n \quad (4.15)$$

avec θ_n l'angle d'orientation des couches de fibres de verre et a_n le ratio des fibres orientées à θ_n degré par rapport au nombre total de fibres imprimées. Dans le cas présent, il y a au total 16 couches de fibres, dont 4 couches à 0°, 45°, -45° et 90°. Donc $a_{0°} = a_{45°} = a_{-45°} = a_{90°} = 0{,}25$ et $n_0 = 0{,}375$.

4.4.2.2 Méthode VAS

La deuxième méthode implémentée est dite Volume Average Stiffness (VAS) ou rigidité moyenne en volume. Cette méthode s'exploite sous l'hypothèse de la continuité des déformations de l'éprouvette. Plusieurs sous-étapes sont nécessaires pour obtenir le module élastique du composite. Il faut d'abord calculer les matrices de rigidité des fibres, du motif solide (Onyx) et des murs représentés respectivement par Q_{FFV}, Q_{motif} et Q_{murs} en utilisant les expressions (4.16) à (4.18). Le motif solide et les murs sont supposés isotropes.

$$Q_{FFV} = \begin{bmatrix} E_{11}/(1-\nu_{12}\nu_{21}) & \nu_{21}E_{11}/(1-\nu_{12}\nu_{21}) & 0 \\ \nu_{12}E_{22}/(1-\nu_{12}\nu_{21}) & E_{22}/(1-\nu_{12}\nu_{21}) & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

$$Q_{motif} = \begin{bmatrix} E_o/(1-\nu^2) & \nu E_o/(1-\nu^2) & 0 \\ \nu E_o/(1-\nu^2) & E_o/(1-\nu^2) & 0 \\ 0 & 0 & G_o \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

$$Q_{murs} = \begin{bmatrix} E_w/(1-\nu^2) & \nu E_w/(1-\nu^2) & 0 \\ \nu E_w/(1-\nu^2) & E_w/(1-\nu^2) & 0 \\ 0 & 0 & G_w \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

avec E_{11}, E_{22}, ν_{12}, ν_{12}, and G_{12} les paramètres élastiques du filament de fibres de verre. E_o et G_o sont les paramètres élastiques de l'Onyx (motif) et E_w et G_w sont les paramètres élastiques des murs et $\nu_{motif} = \nu_{murs} = \nu$. La matrice de rigidité des fibres de verre dans le repère global $\bar{Q}_{FFV}$ est donnée par l'expression (4.19).

$$\bar{Q}_{FFV} = T Q_{FFV} T^{-1} \quad (4.19)$$

avec T la matrice de transformation donnée par l'expression (4.20).

$$T = \begin{bmatrix} C^2 & S^2 & 2CS \\ S^2 & C^2 & -2CS \\ -CS & CS & C^2 - S^2 \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

C et S sont respectivement le $cos(\theta)$ et le $sin(\theta)$ des différentes couches de fibres de verre.

$Q_{motif} = \bar{Q}_{motif}$ et $Q_{murs} = \bar{Q}_{murs}$ car le motif solide et les murs sont considérés isotropes. La matrice de rigidité globale de l'éprouvette peut être calculée par l'expression (4.21).

$$\bar{Q} = \bar{Q}_{FFV}\%V_{FFV} + Q_{motif}\%V_{motif} + Q_{murs}\%V_{murs} \quad (4.21)$$

Une fois que la matrice $\bar{Q}$ est calculée, il faut déterminer son inverse et obtenir la matrice $\bar{S}$ (matrice de souplesse). Le module élastique E de l'éprouvette est obtenu grâce au premier coefficient de la matrice de souplesse par l'expression (4.22) :

$$E = \frac{1}{\bar{S}_{11}} \quad (4.22)$$

4.4.2.3 Méthode CLT

La troisième méthode est basée sur la théorie classique des laminés (CLT). Cette méthode est l'une des méthodes les plus utilisées dans les calculs de composites. Les expressions (4.23) et (4.25) sont nécessaires pour calculer le module élastique de l'éprouvette.

$$\bar{Q}_{FFV} = T^{-1} Q_{FFV} T^{-T} \quad (4.23)$$

Avec T^{-1} l'inverse de la matrice de transformation (T) et T^{-T} l'inverse de sa transposée. $\bar{Q}_{FFV}$ est calculée pour les couches de fibres à 0°, 45°, -45° et 90°. $\bar{Q}_{motif} = Q_{motif}$, car l'Onyx est supposé isotrope. La matrice de rigidité (A) du laminé constitué des couches de fibres de verre et des couches d'Onyx est calculée par l'expression (4.24) :

$$A = nfl * [\bar{Q}_{FFV}(0°) + \bar{Q}_{FFV}(45°) + \bar{Q}_{FFV}(-45°) + \bar{Q}_{FFV}(90°)] + nol * \bar{Q}_{motif} \quad (4.24)$$

nfl est le nombre de couches de fibres de verre par angle d'orientation. Dans l'exemple étudié, il y a 16 couches de fibres de verre au total donc 4 couches pour chaque orientation ($nfl = 4$) et nol est le nombre de couches d'Onyx ($nol = 28$). Le module élastique E_1^{Lam} du laminé (fibres de verre et couches d'Onyx) est calculé par l'expression (4.25).

$$E_1^{Lam} = \frac{A_{11} * A_{22} - (A_{12})^2}{t * A_{22}} \quad (4.25)$$

t est l'épaisseur de l'éprouvette ($t = 4\,mm$). Une fois que le module élastique (E_1^{Lam}) du laminé est calculé, le module élastique de l'éprouvette est déterminé avec l'expression (4.26).

$$E = \%V_{lam} * E_1^{Lam} + \%V_{murs} * E_{murs} \quad (4.26)$$

Avec $\%V_{lam} = \%V_{PGF} + \%V_{motif}$ la fraction volumique du laminé (fibres de verre + motif) et $\%V_{murs}$ la fraction volumique des murs.

4.4.2.4 Méthode 10%

La dernière méthode analytique de prédiction du module élastique étudiée est dite la méthode 10%. Cette méthode stipule que dans un matériau composite, les fibres orientées à 90° et +/- 45° contribuent de 10% sur la rigidité globale du composite (rigidité dans le sens longitudinal). Cette méthode a été proposée pour la première fois par Hart-Smith et al. [137] en 1992. Elle est largement utilisée dans le secteur de l'aéronautique pour le dimensionnement des composites. L'expression (4.28) permet de calculer le module élastique du composite :

$$E = E_{FFV}\%V_{FFV}\big(0{,}1 + 0{,}9 * Rfibre(0°)\big) + E_{motif}\%V_{motif} + E_{murs}\%V_{murs} \quad (4.27)$$

$Rfibre(0°)$ est le ratio des fibres à 0° par rapport au nombre total de fibres imprimées qui est égal à 0,25 dans l'exemple étudié.

4.4.2.5 Comparaison des résultats prédits

Les résultats obtenus avec les 4 méthodes sont reportés sur la Figure 4.18.

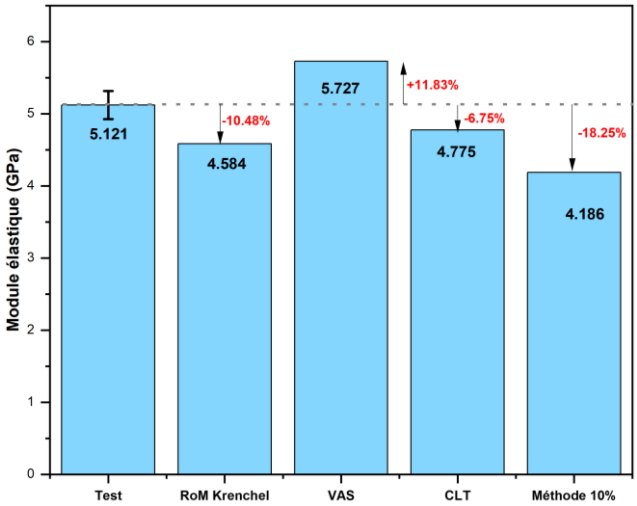


Figure 4.18 : Comparaison du module élastique prédit par les quatre méthodes analytiques.

La RoM, la méthode 10% et la CLT sous-estiment la valeur du module comparativement à la VAS qui surestime la valeur du module. Les erreurs de prédiction calculées sont respectivement 10,48%, 11,83, 6,75% et 18,25% pour la RoM, VAS, CLT et la méthode 10%. La méthode 10% de Hart-Smith induit l'erreur de prédiction la plus importante par rapport aux autres méthodes. La différence des résultats entre les modules peut être due certainement à un manque de précision dans le calcul des ratios volumiques de chaque constituant d'une part et d'autre part cela est dû certainement aux différentes hypothèses émises pour appliquer ces méthodes de calculs analytiques. Dans la littérature, les erreurs de prédiction rencontrées sont dans le même ordre de grandeur et souvent plus élevées que les erreurs observées dans ce travail. À titre de comparaison, Lupone et al. [117] ont observé des erreurs de prédiction comprise entre 2,2 et 12,4% pour la RoM, entre 0,9 et 8,3% pour la VAS et entre 2,3 et 5,9% pour la CLT. León-Becerra et al. [138], ont observé une erreur de prédiction de 5,3% en utilisant la méthode VAS. Au regard de ces résultats satisfaisants, ces méthodes de prédiction analytiques peuvent être utilisées en impression 3D des composites à fibres longues pour prédire les propriétés mécaniques en prédimensionnement et/ou en dimensionnement.

4.5 Simulations numériques

L'importance de la simulation numérique dans les études de conception mécanique n'est plus à démontrer. Elle permet entre autres : de réduire le nombre des essais physiques à réaliser, d'étudier l'influence de certains paramètres sans avoir à réaliser des essais, de prédire le comportement mécanique de pièces ou assemblage et dans certains cas de faire l'optimisation des performances mécaniques des pièces. En impression 3D des composites (fibres continues), la simulation numérique en est à ses débuts et plusieurs approches de simulation se font concurrence. Dans le cadre des travaux de cette thèse, deux approches sont étudiées dans le but de prédire efficacement les propriétés mécaniques des pièces imprimées tout en prenant en compte les paramètres d'impression les plus pertinents. Ces deux approches sont basées sur la méthode des éléments finis. Le logiciel Abaqus (CAE standard) a été utilisé pour la mise en œuvre de ces simulations.

4.5.1 Approches adoptées en simulation numérique

4.5.1.1 Simulation à l'aide d'éléments Shell 2D

La simulation avec des éléments Shell 2D est la méthode la plus répandue. C'est une technique qui utilise la théorie des plis ou des laminés qui considère chaque couche comme un élément Shell 2D. Dans la présente modélisation, les couches d'Onyx (motif solide) et les murs sont considérés isotropes et les couches de fibres de verre sont considérés isotropes transverses. Les propriétés matérielles utilisées sont les mêmes que celles présentées dans le Tableau 4.2. La Figure 4.19 présente un modèle numérique de l'essai de traction pour le cas de l'éprouvette 3CF-6LS-2FS étudiée précédemment.

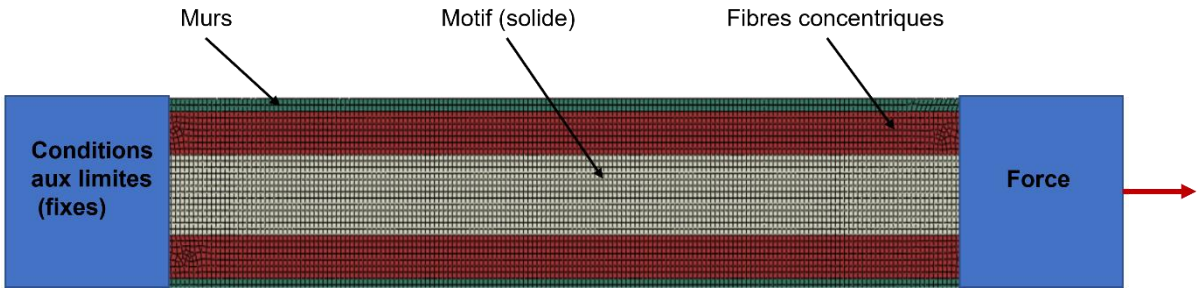


Figure 4.19 : Modèle numérique de l'éprouvette 3CF-6LS-2FS (Shell 2D).

Les différents éléments constitutifs de l'éprouvette (murs, fibres de verre et motif solide) ont été maillés avec des éléments 2D de type S4R (Shell 4-nœuds à intégration réduite). Une étude de convergence de solution a été faite afin d'éliminer l'influence de la taille des éléments sur les résultats de simulation, la taille retenue est approximativement 0,4 mm/élément.

4.5.1.2 *Simulation à l'aide de la technique des éléments imbriqués*

La technique des éléments imbriqués est utilisée habituellement dans le domaine du bâtiment et travaux publics pour la simulation des poutres en béton armé [139,140]. Les poutres en béton armé sont généralement constituées du béton (ciment + agrégats) renforcé avec du fer à béton. Le principe de cette modélisation repose sur deux types d'éléments : l'élément « **hôte** » et l'élément « **enrobé ou imbriqué** ». L'élément « hôte » est généralement un corps solide ou volumique (béton) dans lequel vient s'insérer l'élément « enrobé » qui est constitué des matériaux de renfort (fer) pour le cas de la modélisation des poutres en béton armé. Dans la présente étude, l'élément « hôte » sera représenté par l'Onyx (motif solide) et l'élément « imbriqué » représenté par les fibres de verre. L'avantage de ce type de modélisation est qu'il représente le plus fidèlement possible les différents éléments constituant l'éprouvette donc plus proche de la réalité.

Pour constituer le modèle numérique, l'Onyx est maillé en élément volumique de type C3D8R (élément brique 8-nœuds à intégration réduite) et les fibres sont maillées en éléments filaires 1D de type B31 (élément Beam 2-nœud linéaire). La taille approximative des éléments est 0,4 mm/élément comme dans le cas précédent. Le modèle numérique de l'éprouvette 3CF-6LS-2FS est présenté sur la Figure 4.20.

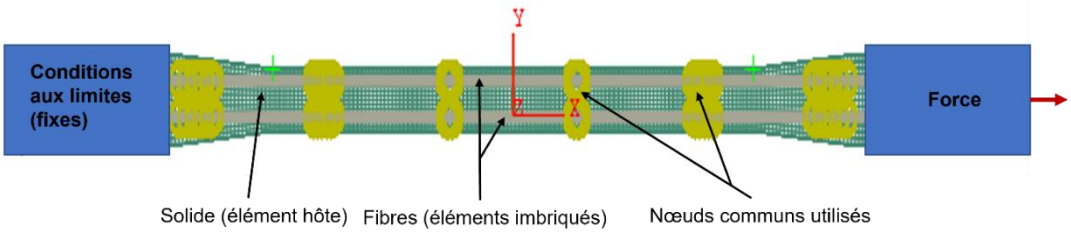


Figure 4.20 : Modèle numérique de l'éprouvette 3CF-6LS-2FS.

La démarche globale pour la constitution du modèle numérique est présentée sur la Figure 4.21. Une brève description mathématique de la technique est présentée en Annexe 4-1. Les

dimensions et paramètres mécaniques élastiques des fibres sont rappelés dans le Tableau 4.5 (paramètres calculés à la section 4.2.2).

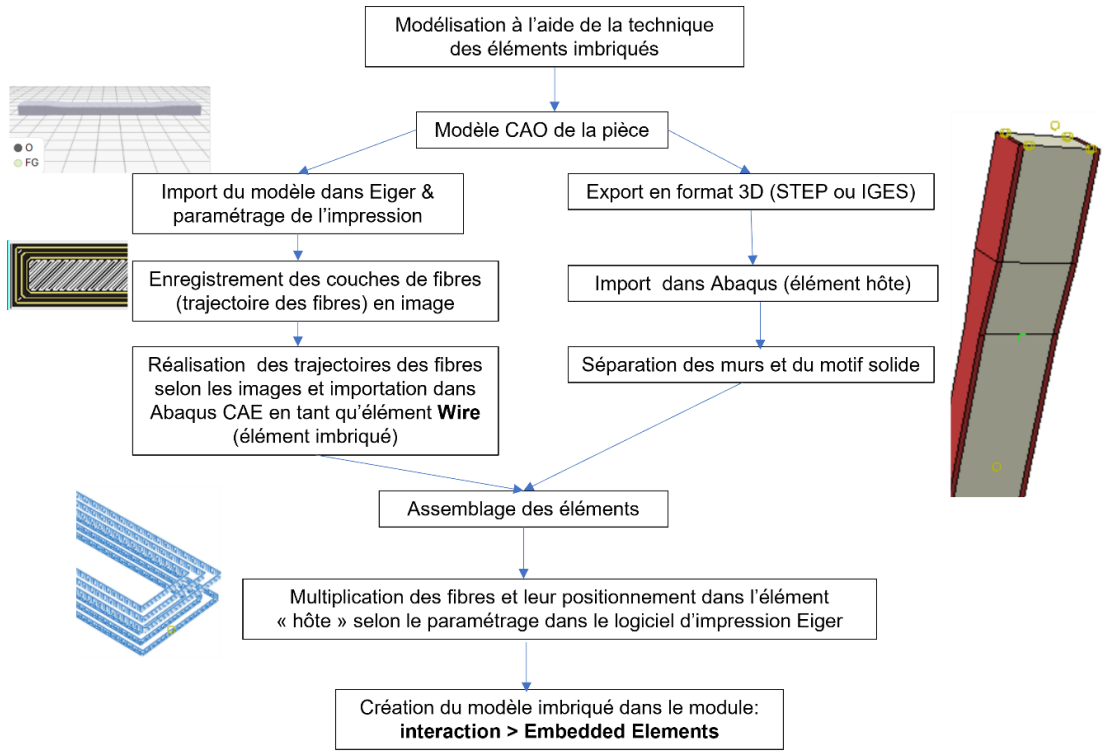


Figure 4.21 : Démarche synthétique de modélisation à l'aide des éléments imbriqués.

Tableau 4.5. Paramètres dimensionnels et élastiques des fibres de verre.

	Spécification
Type d'élément	Elément 1D (B31)
Dimensions (largeur – hauteur)	0,52 – 0,057 (mm)
Module d'Young	70 (GPa)
Coefficient de Poisson	0,25

4.5.2 Résultats des simulations

4.5.2.1 Modules élastiques prédits

Les modules élastiques prédits par les deux approches de simulation pour les deux modes d'impression (isotropique et concentrique) sont présentés dans le Tableau 4.6. Une comparaison est faite entre les modules prédits et les modules expérimentaux.

Tableau 4.6. Modules élastiques (E) prédits en simulation numérique vs module expérimental (GPa).

	Essai	**Méthode Shell 2D**	**Erreur (%)**	**Eléments imbriqués**	**Erreur (%)**
Mode d'impression Concentrique					
3CF-6LS-2FS	5,437±0,264	5,351	-1,6	5,264	-3,2
5CF-6LS-2FS	8,182±0,330	7,127	-12,9	7,283	-10,9
Mode d'impression isotropique					
[0/+45/-45/90]2S	5,121±0,195	4,727	-7,7	4,878	-4,7

Les résultats montrent une erreur de prédiction comprise entre 3 et 11% pour les éléments imbriqués et entre 2 et 13% pour la modélisation avec les éléments Shell 2D. Ces erreurs de prédiction montrent que les résultats numériques sont assez proches des résultats expérimentaux. Ces résultats sont cohérents par rapport à la littérature, notamment dans les travaux de Avanzini et al. [123]. Le constat global qui se dégage est que les modèles numériques sous-estiment la valeur du module élastique des éprouvettes dans les deux cas de simulation. L'erreur moyenne de prédiction observée est maximale pour la méthode Shell 2D (environ 7,2% contre 6,26% d'erreur pour les éléments imbriqués).

4.5.2.2 Analyse des courbes de traction et des champs de contraintes numériques

Dans l'analyse des résultats prédits numériquement, il n'y a pas que le module élastique qui peut être intéressant à étudier. Le comportement global de l'éprouvette peut être intéressant à étudier dans certains cas d'où l'analyse des courbes contrainte – déformation en traction. Ces courbes sont présentées sur la Figure 4.22 pour les deux types de modélisation (cas de l'éprouvette imprimée en mode isotropique).

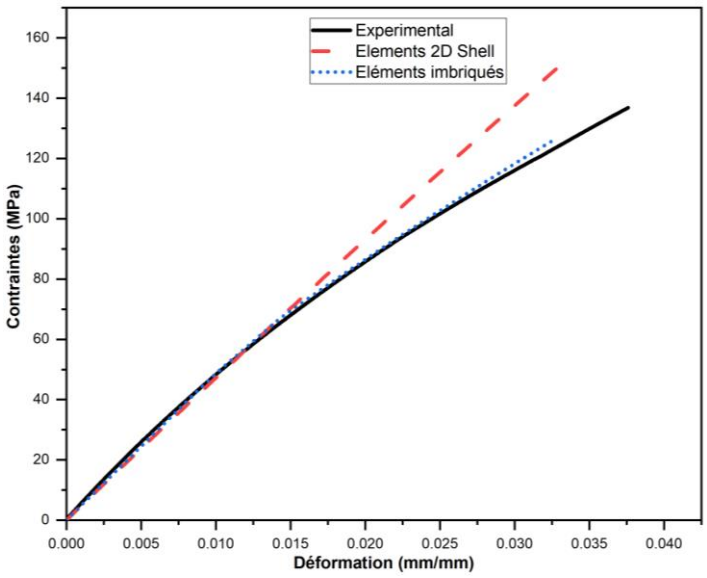


Figure 4.22 : Courbe expérimentale vs courbes numériques de l'éprouvette [0/+45/-45/90]2S.

Les courbes montrent une bonne corrélation entre la courbe expérimentale et les courbes numériques pour le modèle Shell 2D dans le domaine élastique. Cela justifie la faible erreur de prédiction du module élastique des éprouvettes. Par contre, dans le domaine plastique des éprouvettes, les courbes numériques restent élastiques du fait que la modélisation classique des composites en éléments Shell 2D n'utilise que les paramètres élastiques. Contrairement au modèle utilisant les éléments imbriqués, les courbes (numériques et expérimentale) corrèlent bien tant dans le domaine élastique que dans le domaine plastique.

Les mêmes observations sont faites sur les éprouvettes imprimées en mode concentrique. L'utilisation de la technique des éléments imbriqués est plus efficiente pour prédire le comportement global des éprouvettes que les éléments Shell 2D.

Les champs de contraintes dans les fibres et dans l'Onyx (motif et murs) sont présentés à la Figure 4.23 (a) et à la Figure 4.23 (b) respectivement. La cartographie des contraintes observées dans l'Onyx montre clairement la différence entre les murs et le motif. Les contraintes dans chaque fibre peuvent être visualisées séparément. Lorsque la charge expérimentale de rupture de l'éprouvette est atteinte, les contraintes maximales observées en simulation sont respectivement 81 MPa et 3350 MPa pour la matrice (Onyx) et les fibres. Le niveau de contrainte atteint par l'Onyx montre une plastification de celui-ci, la résistance à la traction des fibres de verre est d'environ 3400 MPa selon El-Wazery et al. [132] donc les fibres (principalement celles à 0°) ont probablement subi une rupture. La prise en compte distincte de chaque constituant dans la modélisation permet une prédiction plus fine des champs de contraintes et un comportement global plus réaliste que dans le cas de la modélisation avec les éléments Shell.

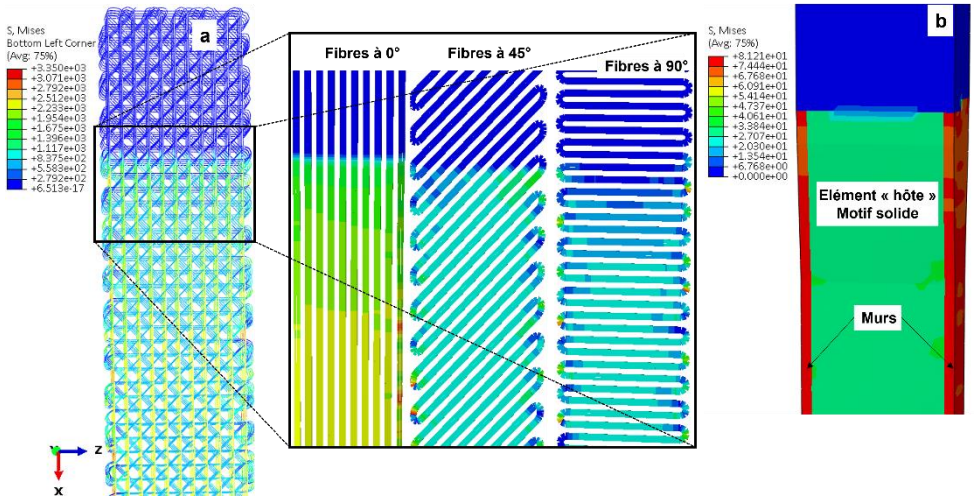


Figure 4.23 : Cartographie des contraintes dans les éléments de l'éprouvette [0/+45/-45/90]2S a) contraintes dans les fibres et b) contraintes dans l'Onyx (motif et murs).

Une éprouvette avec un mode de dépôt concentrique des fibres dont le démarrage d'impression se situe dans la zone utile a été simulée dans l'objectif de prédire la zone de rupture probable. Le résultat de cette simulation est présenté à la Figure 4.24 et comparé à l'essai expérimental.

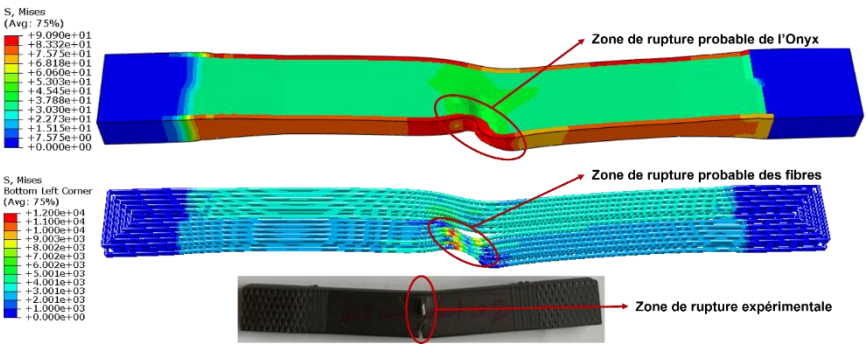


Figure 4.24 : Zone de rupture observée en simulation et en essai.

Le résultat montre que la zone de rupture observée aux essais et celle observée en simulation sont bien localisées au même endroit (zone de faiblesse de l'éprouvette). Cette zone de faiblesse (zone de rupture probable) serait difficilement prédictible en utilisant les éléments Shell. C'est l'une des forces de la modélisation à l'aide de la technique des éléments imbriqués.

4.5.3 Quelle approche retenir ?

Les deux approches de simulation numérique étudiées sont assez efficaces pour prédire le comportement mécanique purement élastique des pièces : les erreurs de prédiction de ces deux méthodes sont quasi équivalentes. Cependant, la méthode Shell 2D ne peut prédire que le comportement élastique des pièces contrairement à la technique des éléments imbriqués qui rend compte de la plasticité des pièces. En termes de temps de mise en œuvre et de coût de calcul, la méthode des éléments Shell paraît la plus efficiente. Toutefois, pour une forme et une trajectoire complexe comme celle de la Figure 4.25 (gâchette de carabine), la modélisation Shell 2D ne serait pas en mesure de prédire les propriétés mécaniques, la solution adaptée est l'utilisation de la technique des éléments imbriqués. La démarche pour modéliser une pièce avec des trajectoires de fibres complexes sera proposée dans le prochain chapitre.

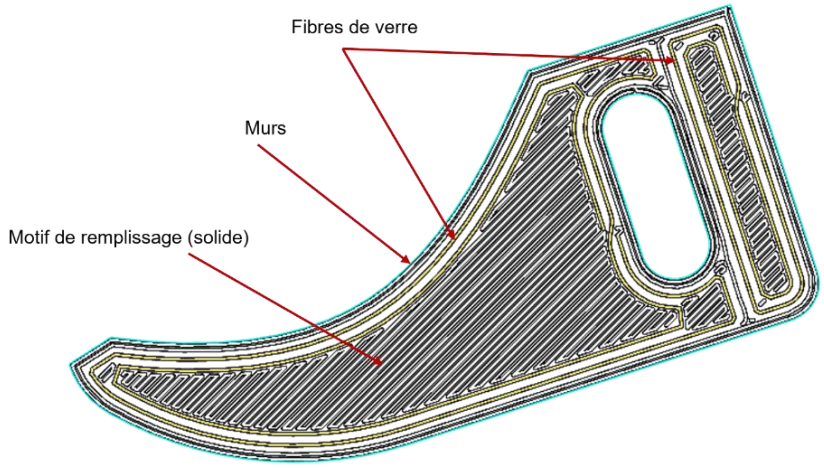


Figure 4.25 : Exemple de pièce avec une trajectoire de fibres complexe (gâchette de carabine conçue à l'IUT d'Annecy).

Les principales limites de la méthode des éléments imbriqués à noter sont la surestimation de la masse et de la rigidité des éprouvettes étudiées. Cela peut poser quelques imprécisions de prédiction en simulation de fatigue, en analyse modale ou en dynamique des pièces. L'impossibilité de gérer la liaison de l'interface fibres/ matrice par exemple à l'aide d'éléments cohésifs est une limite de cette technique également. La méthode est disponible dans un nombre limité de logiciels de simulation. Même dans le logiciel Abaqus, cette méthode n'est applicable que sur des éléments hôtes ne possédant pas de degrés de liberté en rotation comme les éléments volumiques. Malgré ces quelques limites, cette technique reste une méthode viable et fiable pour prédire le comportement et les propriétés mécaniques des composites imprimés 3D surtout lorsque la trajectoire des fibres suit une forme complexe comme le cas présenté dans la figure précédente. En résumé, lorsque la forme d'une pièce à simuler et la trajectoire de ses fibres ne

sont pas complexes et si l'objectif est de prédire le comportement purement élastique de cette pièce, la méthode de simulation utilisant les éléments Shell 2D est recommandée. Si tel n'est pas le cas, la meilleure alternative à ce jour est la méthode des éléments imbriqués.

4.6 Étude de pièces imprimées avec des motifs de remplissage

L'utilisation des motifs de remplissage en impression 3D permet l'allègement des pièces. À l'échelle industrielle, cela permet de faire des économies sur la consommation des matières premières et donc des coûts de fabrication. Dans le secteur du transport, une réduction de la masse des composants mécaniques entraîne une réduction de consommation de carburant. Dans la présente étude, deux motifs de remplissage autre que le motif plein ont été étudiés avec pour objectif la prédiction numérique du comportement mécanique des pièces imprimées.

4.6.1 Présentation des motifs étudiés

Les deux motifs étudiés sont le motif triangulaire et le motif hexagonal, ils sont les plus courants dans l'impression 3D (Figure 4.26). Pour étudier le comportement des éprouvettes, une étude des propriétés mécaniques de ces motifs est nécessaire. La principale variable des motifs est la densité de remplissage qui est en théorie le taux de remplissage de la matière dans une pièce. Dans cette étude, les densités considérées vont de la densité par défaut donnée par l'imprimante à la densité maximale des deux motifs. Quelques densités intermédiaires ont aussi été considérées dans le but d'établir une relation entre les propriétés mécaniques des motifs et leurs densités. Des dénominations ont été adoptées pour chaque éprouvette afin de faciliter la compréhension du travail : les éprouvettes à motif triangulaire de densité 37% et 55% (Figure 4.26 a et b) sont respectivement nommées T37 et T55 et les éprouvettes à motif hexagonal de densité 27% et 62% (Figure 4.26 c et d) sont nommées H27 et H62 respectivement.

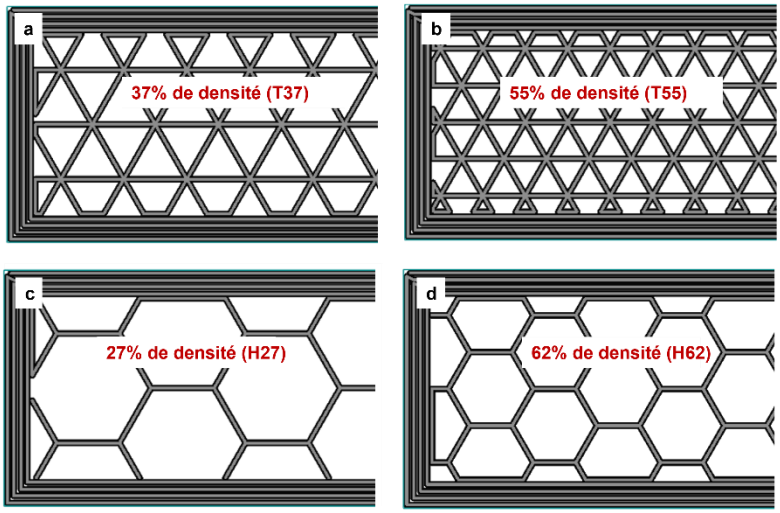


Figure 4.26 : Motifs étudiés a) motif triangulaire 37% de densité (T37), b) motif triangulaire 55% de densité (T55), c) motif hexagonal 27% de densité (H27) et d) motif hexagonal 62% de densité (H62).

Les éprouvettes sont de la même géométrie que celles étudiées précédemment (dimensions 100 mm x 14 mm x 4 mm) et ont été renforcées avec des fibres de verre imprimées à 0° selon

le mode isotropique. Une illustration de la section d'une éprouvette avec les paramètres d'impression est présentée à la Figure 4.27. Les paramètres se résument comme suit : 4 couches de toit et plancher, 4 murs et 4 couches de fibres à 0° centrées dans l'épaisseur.

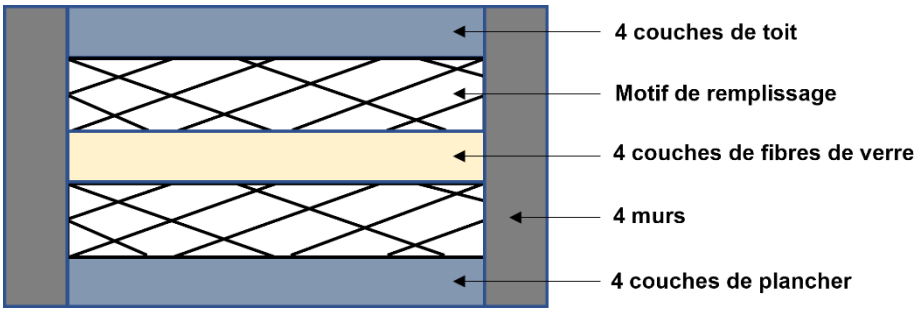


Figure 4.27 : Section d'une éprouvette imprimée composite avec motif (exemple étudié).

Les paramètres mécaniques de ces motifs sont difficilement déterminables par les moyens d'essais conventionnels, car la géométrie de ces motifs montre qu'ils ont des propriétés mécaniques anisotropes. Pour lever cet obstacle, une démarche numérique d'**homogénéisation mécanique** sera employée pour calculer les propriétés mécaniques des motifs.

4.6.2 Homogénéisation mécanique

4.6.2.1 Principe de l'homogénéisation mécanique

L'homogénéisation est une démarche numérique ou analytique permettant de trouver les propriétés mécaniques équivalentes d'une pièce non homogène comme le montre la Figure 4.28 (a). Cela permet de simplifier la microstructure des pièces à simuler en utilisant une structure homogène avec les propriétés mécaniques équivalentes comme le schématise la Figure 4.28 (b).

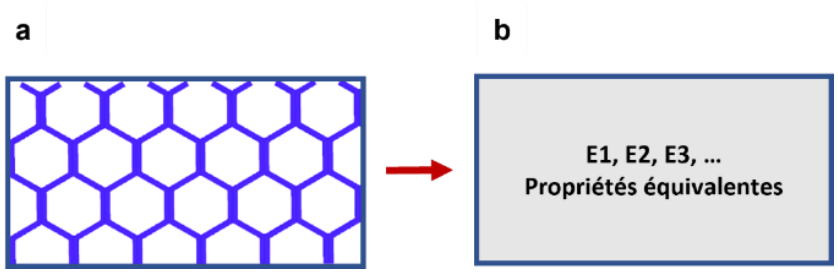


Figure 4.28 : Principe de l'homogénéisation a) pièce initiale (non homogène) et b) pièce homogénéisée.

L'outil numérique d'homogénéisation utilisé dans ce travail se base sur les conditions aux limites périodiques (PBC) qui suppose que les faces opposées d'un volume élémentaire représentatif (VER) ont des déplacements identiques, les formulations mathématiques et les démarches pour la mise en œuvre de l'homogénéisation sont disponibles dans les références [141–143]. Pour appliquer des PCB à un élément de volume représentatif (VER) à l'aide de l'outil Abaqus, l'utilisateur doit d'abord sélectionner et enregistrer des paires de faces opposées dans le module d'assemblage Abaqus. Les PCB seront automatiquement appliquées à ces faces

lorsque l'utilisateur exécutera la simulation. Ensuite, l'utilisateur doit sélectionner le type de chargement mécanique à appliquer. Dans le module Abaqus, deux modes de chargement sont applicables aux VER : le chargement par déformation et le chargement par contrainte (charges unitaires). Pour ce travail, le chargement par déformation a été utilisé. Les paramètres mécaniques élastiques sont automatiquement calculés pour chaque cas de chargement (traction pure et cisaillement pur), mais les détails des calculs ne sont pas fournis par l'éditeur du logiciel.

Pour chaque problème d'homogénéisation, l'identification d'un VER est obligatoire. Dans cette étude, les VER ont été identifiés pour le motif hexagonal et triangulaire comme le montrent la Figure 4.29 (a) et la Figure 4.29 (b), respectivement.

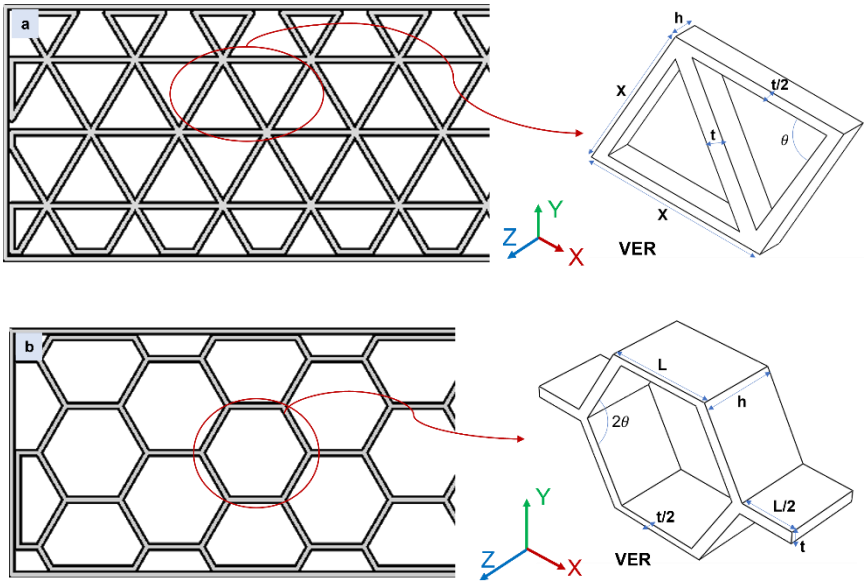


Figure 4.29 : Identification des VER a) VER triangulaire et b) VER hexagonal.

Les dimensions de chaque motif homogénéisé sont données dans le Tableau 4.7. Ces dimensions ont été obtenues par une démarche de rétroconception en s'appuyant sur l'image de chaque motif enregistré dans le logiciel d'impression (Eiger). La démarche est clairement explicitée dans le chapitre 5 (section 5.1).

Tableau 4.7. Dimensions des VER.

Dimensions	**T37**	**T45**	**T55**	**H27**	**H40**	**H50**	**H62**
X (mm)	3,692	3,29	2,493	-	-	-	-
L (mm)	-	-	-	4,22	3,54	3,24	2,956
t (mm)	0,4 (identique pour tous)						
h (mm)	4 (identique pour tous)						
***θ* (°)**	60 (identique pour tous)						

4.6.2.2 Validation de l'outil numérique utilisé

L'outil d'homogénéisation numérique utilisé dans cette étude est **Micromechanics Plugin** développé par Abaqus. Il est principalement utilisé pour calculer les paramètres mécaniques homogénéisés des matériaux composites et des matériaux hétérogènes. Pour valider la capacité

de cet outil d'homogénéisation à prédire les paramètres mécaniques des motifs d'impression, une étude comparative des propriétés homogénéisées d'une structure à motif hexagonal a été faite. Cette étude comparative a été faite en utilisant le même motif, les mêmes dimensions et le même matériau que Catapano et al. [144] qui avaient développé leur propre outil d'homogénéisation qui est différent de celui utilisé dans cette étude. Le matériau du motif étudié est en aluminium, son module d'Young et son coefficient de Poisson sont respectivement E = 70 GPa et ν = 0,33. La forme et les dimensions du volume élémentaire représentatif (VER) du motif sont données sur la Figure 4.30, il a été maillé avec 205128 éléments finis 3D de type C3D20 (élément brique 20 nœuds à intégration complète).

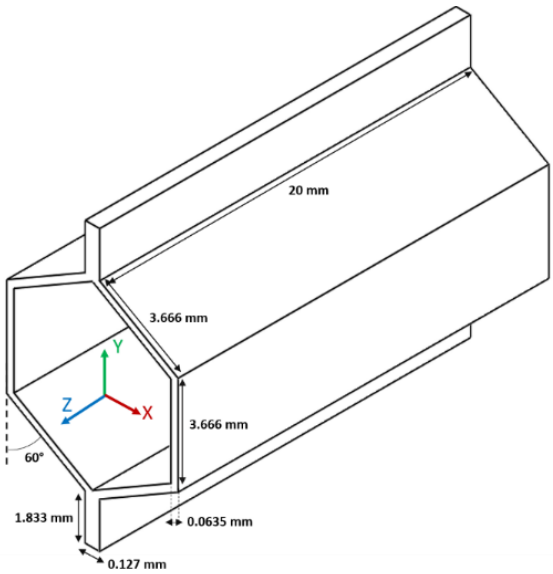


Figure 4.30 : Dimensions du VER étudié.

Les valeurs des paramètres élastiques homogénéisés sont données dans le Tableau 4.8. La masse volumique (ρ) du matériau homogénéisé est donnée en Tonne.mm^{-3} (T.mm^{-3}) afin de respecter la convention des unités utilisées par Abaqus. Une comparaison a été faite avec les valeurs obtenues par Catapano et al. [144] et les différences relatives calculées sont comprises entre 0,76 et 9,21%. Cela montre que l'outil numérique utilisé est apte à prédire les propriétés mécaniques élastiques des motifs. Dans la suite du travail, cet outil sera utilisé pour déterminer les propriétés homogénéisées du motif triangulaire et du motif hexagonal imprimés en Onyx.

Tableau 4.8. Propriétés mécaniques homogénéisées du VER hexagonal étudié.

Propriétés élastiques	**Présent travail**	**Catapano et al.** [144]	**différence (%)**
E_{11} (MPa)	0,943	0,884	6,67
E_{12} (MPa)	0,908	0,918	1,08
E_{33} (MPa)	1830	1812	0,99
G_{12} (MPa)	0,581	0,640	9,21
G_{23} (MPa)	265	263	0,76
G_{13} (MPa)	388	391	0,76
ν_{12}	1	0,980	2,04
ν_{23}	$0{,}163.10^{-3}$	$0{,}161.10^{-3}$	1,24
ν_{13}	$0{,}170.10^{-3}$	$0{,}167.10^{-3}$	1,79
ρ (T.mm^{-3})	$7{,}059.10^{-11}$	$6{,}990.10^{-11}$	0,98

4.6.2.3 Propriétés mécaniques homogénéisées des motifs étudiés

La capacité de l'outil d'homogénéisation ayant été validée, les propriétés mécaniques homogénéisées des motifs triangulaires et hexagonaux ont été déterminées et présentées dans le Tableau 4.9 et dans le Tableau 4.10 respectivement. Les paramètres sont exprimés en fonction de la densité de remplissage de chaque motif (densité comprise entre la densité par défaut et la densité maximale de chaque motif). Pour rappel, la densité par défaut et la densité maximale du motif triangulaire sont 37% et 55%, 27% et 62% pour le motif hexagonal.

Tableau 4.9. Propriétés mécaniques homogénéisées en fonction de la densité (d) de remplissage du motif triangulaire (37%, 45% et 55%).

Paramètres	T37	T45	T55	Expression des paramètres élastiques
E_{11} (MPa)	526	662	813	$-278{,}75 + 25{,}65d - 0{,}105d^2$
E_{12} (MPa)	526	662	813	$-278{,}75 + 25{,}65d - 0{,}105d^2$
E_{33} (MPa)	1226	1458	1727	$-41{,}25 + 38{,}56d - 0{,}116d^2$
G_{12} (MPa)	202	255	311	$-138 + 11{,}29d - 0{,}056d^2$
G_{23} (MPa)	262	327	394	$-170 + 14{,}61d - 0{,}079d^2$
G_{13} (MPa)	262	327	394	$-170 + 14{,}61d - 0{,}079d^2$
ν_{12}	0,30	0,30	0,30	0,3 (Constant)
ν_{23}	0,15	0,15	0,16	$0{,}24 - 45.10^{-4}d + 555.10^{-7}d^2$
ν_{13}	0,15	0,15	0,16	$0{,}24 - 45.10^{-4}d + 555.10^{-7}d^2$
ρ (T.mm^{-3})	$2{,}72.10^{-10}$	$3{,}42.10^{-10}$	$3{,}84.10^{-10}$	$-472.10^{-12} - 295.10^{-13}d - 253.10^{-15}d^2$

Tableau 4.10. Propriétés mécaniques homogénéisées en fonction de la densité (d) de remplissage du motif hexagonal (27%, 40%, 50% et 62%).

Paramètres	H27	H40	H50	H62	Expression des paramètres élastiques
E_{11} (MPa)	18	31	42	59	$1{,}94 + 0{,}35d + 0{,}009d^2$
E_{12} (MPa)	17	31	42	58	$1{,}94 + 0{,}35d + 0{,}009d^2$
E_{33} (MPa)	638	718	862	940	$412{,}82 + 7{,}64d + 0{,}016d^2$
G_{12} (MPa)	4,15	8,06	10,98	14	$-5{,}28 + 0{,}37d - 0{,}001d^2$
G_{23} (MPa)	123	154	172	191	$-5{,}28 + 0{,}37d - 0{,}001d^2$
G_{13} (MPa)	123	154	172	191	$42{,}55 + 3{,}47d - 0{,}017d^2$
ν_{12}	0,97	0,92	0,91	0,91	$0{,}023 - 614.10^{-6}d + 953.10^{-8}d^2$
ν_{23}	0,014	0,013	0,017	0,022	$1{,}16 - 935.10^{-5}d + 863.10^{-7}d^{-2}$
ν_{13}	0,014	0,013	0,017	0,022	$1{,}16 - 935.10^{-5}d + 863.10^{-7}d^{-2}$
ρ (T.mm^{-3})	$1{,}42.10^{-10}$	$1{,}73.10^{-10}$	$1{,}92.10^{-10}$	$2.09.10^{-10}$	$543.10^{-13} + 382.10^{-14}d - 215.10^{-16}d^2$

Pour chaque paramètre élastique, une relation est établie en fonction la densité de remplissage du motif comme présentée sur la Figure 4.31 et la Figure 4.32. Ces relations ont été obtenues pour la plupart à partir d'une régression polynomiale d'ordre 2 (coefficient de détermination $R^2 > 0{,}99$) qui permet de prédire l'ensemble des paramètres nécessaires à la simulation numérique des pièces imprimées avec des motifs (triangulaires ou hexagonaux). Pour cela, il suffit de choisir la densité (d en %) du motif et remplacer dans les expressions puis calculer chaque paramètre. Julien Yvonnet [145] proposait un polynôme d'ordre 3 pour établir les relations entre les paramètres élastiques des structures lattices imprimées 3D et leur densité. Dans la présente étude, un polynôme d'ordre 2 a suffi.

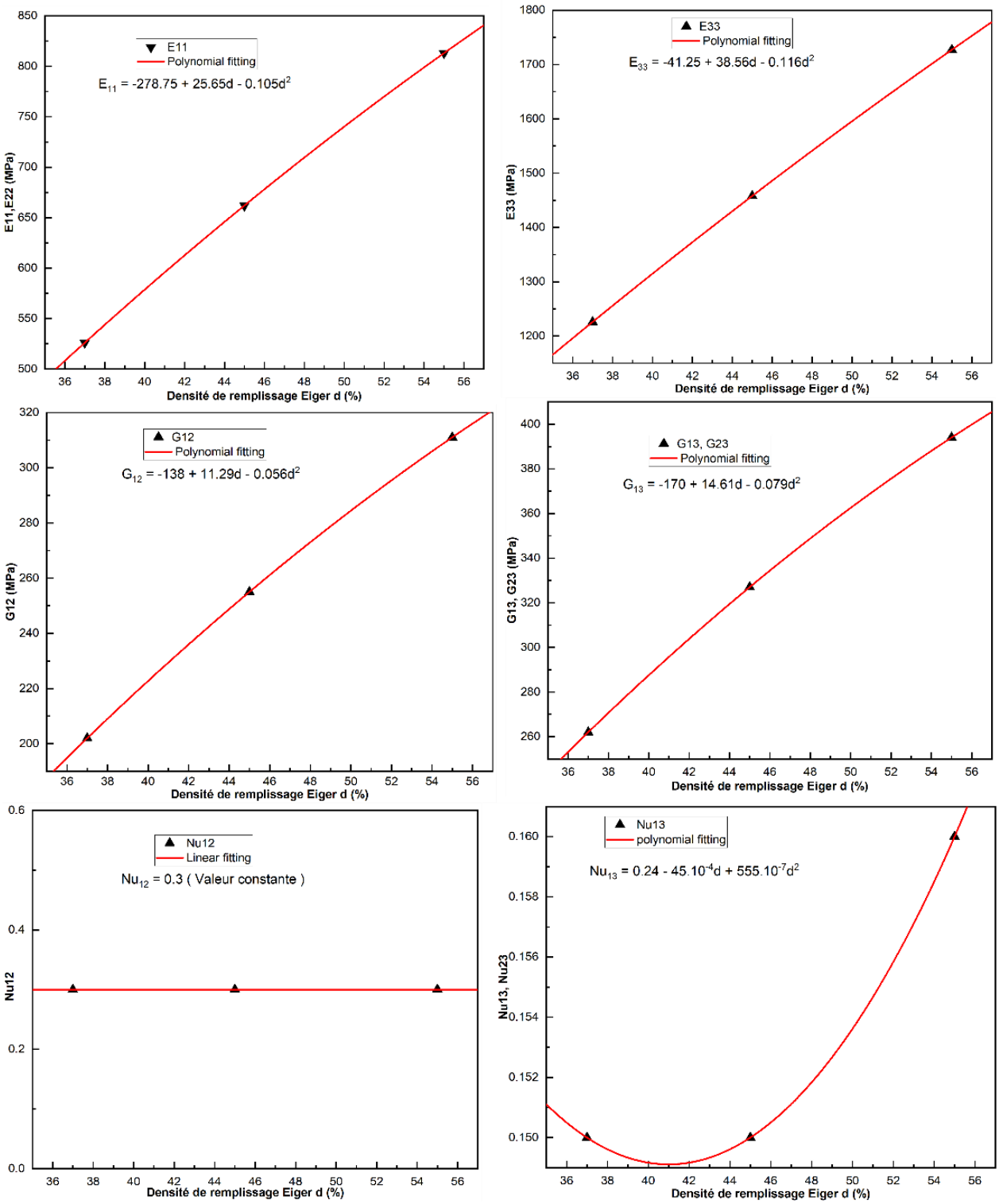


Figure 4.31 : Paramètres mécaniques homogénéisés selon la densité de remplissage (motif triangulaire).

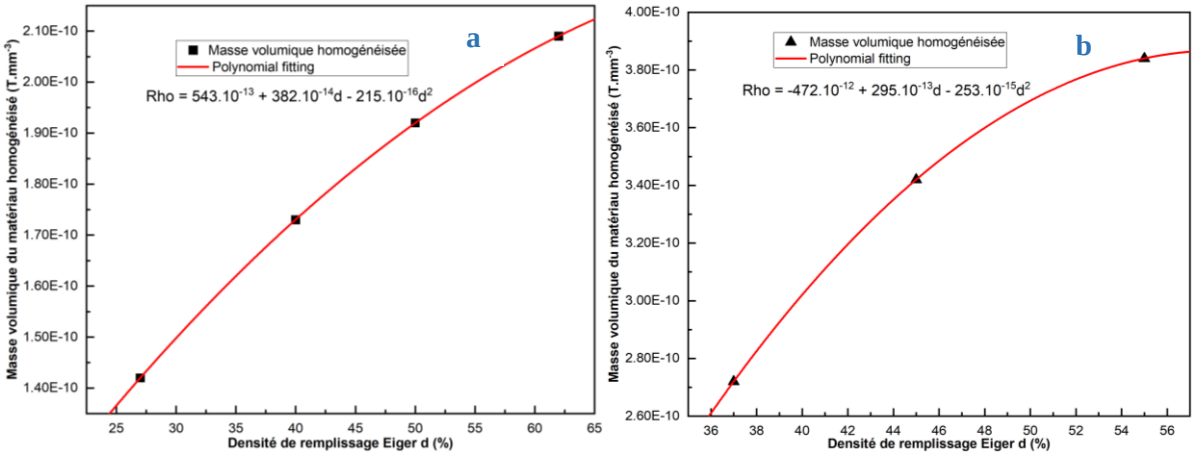


Figure 4.32 : Masse volumique homogénéisée du matériau en fonction de la densité de remplissage du motif a) motif triangulaire et b) motif hexagonal.

Les masses volumiques homogénéisées des matériaux calculés dans le processus d'homogénéisation sont utiles pour les simulations qui nécessitent une masse, telles que les simulations explicites ou les simulations de vibrations. Pour les simulations actuelles, qui ont été réalisées avec Abaqus Standard, les masses volumiques homogénéisées du modèle n'ont pas été utilisées. Les différentes déformations selon les cas de charge utilisés dans l'homogénéisation sont montrées à la Figure 4.33 et la Figure 4.34 respectivement pour le motif triangulaire et hexagonal. Chaque cas de charge a permis de déterminer un paramètre mécanique élastique constitutif du modèle homogénéisé.

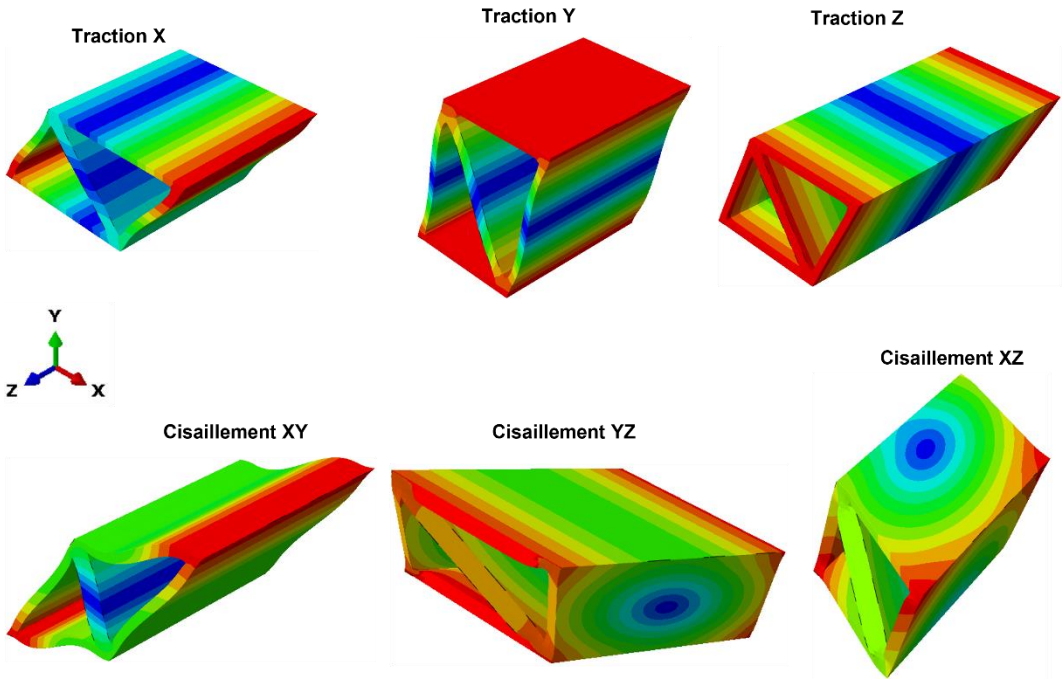


Figure 4.33 : Déplacement du VER triangulaire selon les cas de charge d'homogénéisation : traction pure x, y, z et cisaillement pur xy, yz, xz.

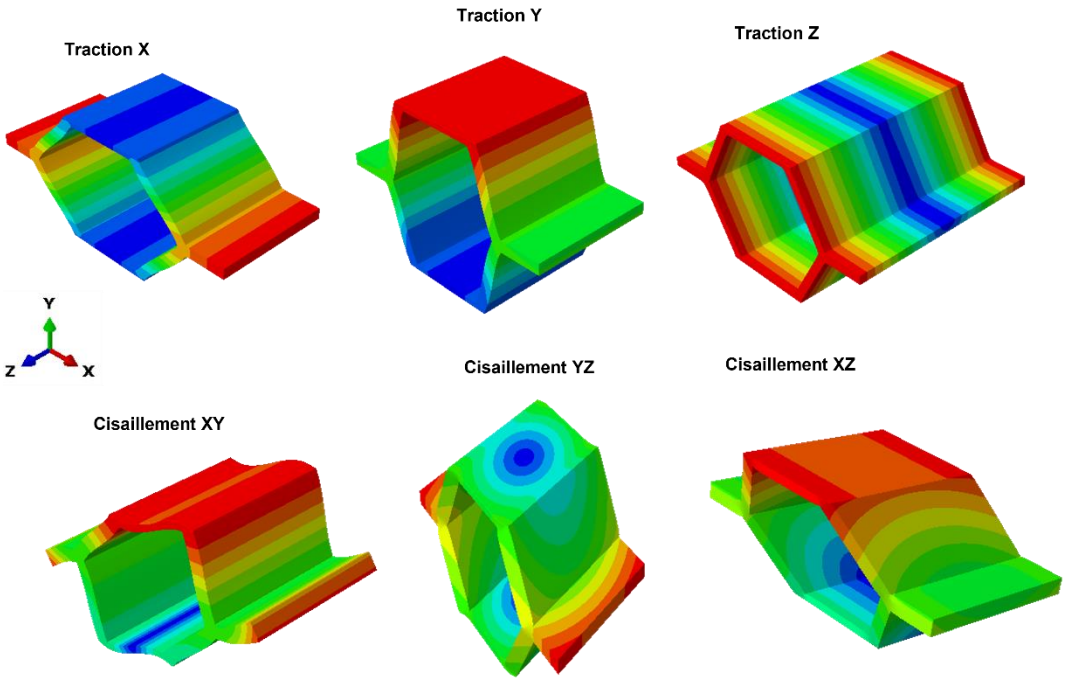


Figure 4.34 : Déplacement du VER hexagonal selon les cas de charge d'homogénéisation : traction pure x, y, z et cisaillement pur xy, yz, xz.

Pour certaines formes de motifs d'impression comme les structures lattices ou les motifs gyroïdes, les méthodes analytiques peuvent s'avérer inefficaces ou inexploitables pour le calcul des paramètres mécaniques comme les méthodes analytiques proposées par Gibson et al.[146]. L'homogénéisation numérique peut être alors considérée comme un outil efficace pour la détermination des paramètres élastiques des motifs d'impression. Les paramètres élastiques déterminés dans cette étude sont suffisants pour la résolution des problèmes d'ingénierie courants.

4.6.3 Simulation numérique des éprouvettes

4.6.3.1 Modèles numériques des éprouvettes

Les paramètres élastiques déterminés précédemment ont été utilisés dans cette section pour simuler le comportement mécanique en traction et en flexion 3 points des éprouvettes à motif triangulaire et hexagonal avec pour densité de remplissage respectif de 55% et 62% (densité de remplissage maximal). La prise en compte des fibres dans la simulation a été faite à l'aide de la méthode des éléments imbriqués. Les autres parties constituant l'éprouvette (motifs homogénéisés, toit et plancher) ont été considérées en éléments finis 3D de type C3D20.

Le module élastique en traction de l'éprouvette est calculé à partir de l'expression (4.28) selon la norme ASTM D3039.

$$E = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \tag{4.28}$$

σ_1 et σ_2 sont respectivement les valeurs de contrainte à la déformation ε_1 = 0,1% et ε_2 = 0,3%. La contrainte est calculée à l'aide de l'expression (4.29).

$$\sigma = \frac{F}{bh} \tag{4.29}$$

F est la force de traction, b=14 mm et h=4 mm sont respectivement la largeur et l'épaisseur de l'éprouvette.

Le module élastique en flexion 3 points a été calculé selon la norme ASTM D790 à partir des relations (4.30) à (4.32).

$$\sigma_f = \frac{3FL}{2bh^2} \tag{4.30}$$

$$\varepsilon_f = \frac{6sh}{L^2} \tag{4.31}$$

$$E_f = \frac{\sigma_{f2} - \sigma_{f1}}{\varepsilon_{f2} - \varepsilon_{f1}} \tag{4.32}$$

Les contraintes de flexion, les déformations et le module de flexion sont représentés par σ_f, ε_f et E_f, respectivement et F est la charge de flexion. La largeur et l'épaisseur de l'échantillon sont représentées par b et h, respectivement, et L et s représentent la distance entre les deux appuis et la flèche de l'éprouvette enregistrée pendant l'essai. Les contraintes de flexion sont considérées pour les déformations de flexion $\varepsilon_{f1} = 0{,}25\%$ et $\varepsilon_{f2} = 0{,}5\%$.

Les modèles numériques des éprouvettes en traction et en flexion 3 points sont présentés sur la Figure 4.35 (a) et Figure 4.35 (b) respectivement. Dans chaque simulation, les forces de réactions et déplacements ont été considérés pour le calcul des modules élastiques.

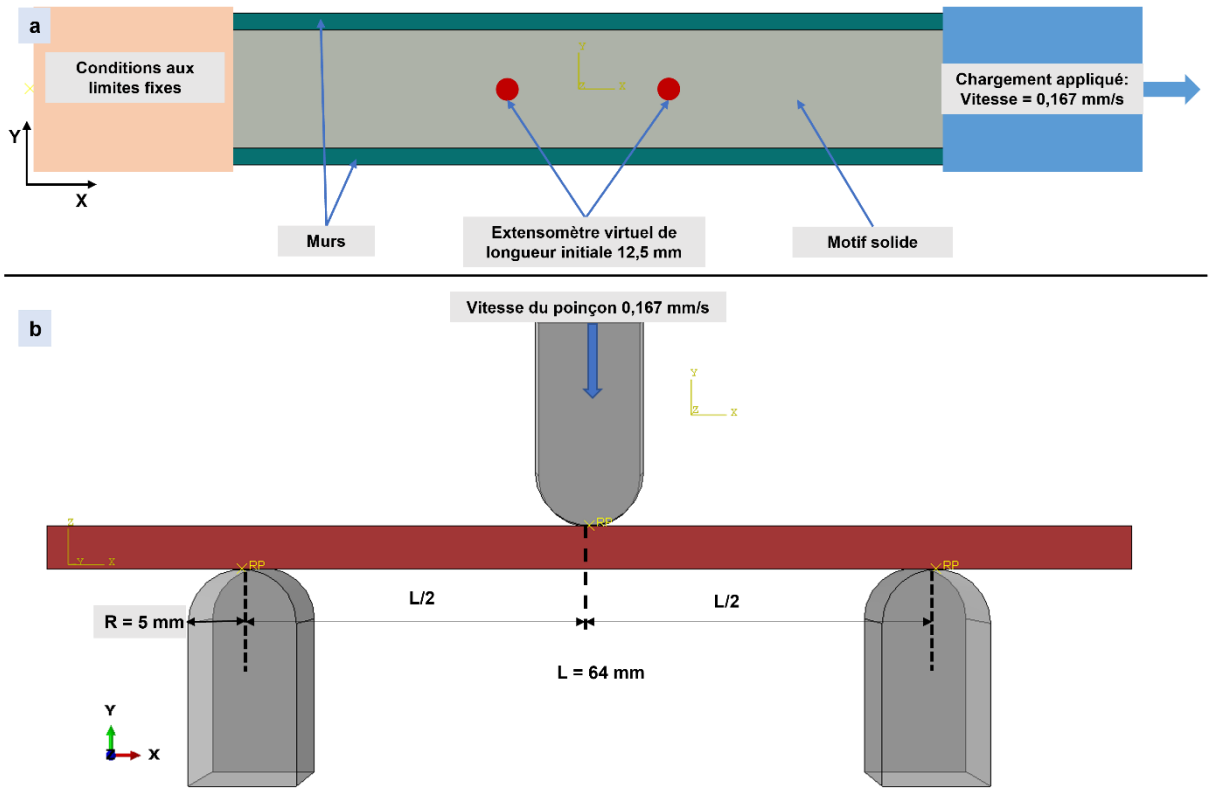


Figure 4.35 : Modèles numériques des éprouvettes a) traction et b) flexion 3 points.

4.6.3.2 Résultats des simulations

Le principal résultat analysé est le module élastique, présenté dans le Tableau 4.11. Une erreur de prédiction est calculée entre les essais et les simulations.

Tableau 4.11. Comparaison du module expérimental vs numérique en flexion et en traction.

Éprouvette (essai)	Module expérimental (MPa)	Module numérique (MPa)	Erreur (%)
T55 (traction)	3510	3611	2,87
T55 (flexion)	2216	2314	4,42
H62 (traction)	3040	3400	11,84
H62 (flexion)	1914	2074	8,35

Les erreurs de prédiction entre les modules élastiques expérimentaux et numériques sont faibles (erreurs comprises entre 2,87 et 11,84%) pour la traction et la flexion. Cela montre que les modèles numériques étudiés sont capables de prédire les propriétés mécaniques des pièces imprimées 3D. Dans les travaux menés par Tessarin et al. [147], une erreur de prédiction de 11,63% a été observée sur le module élastique en traction de l'éprouvette Onyx/Fibres de verre. Cela montre que les erreurs de prédiction observées dans la présente étude restent acceptables au regard de celles constatées dans la littérature. Les courbes expérimentales et numériques en traction et en flexion sont présentées à la Figure 4.36 (a-b).

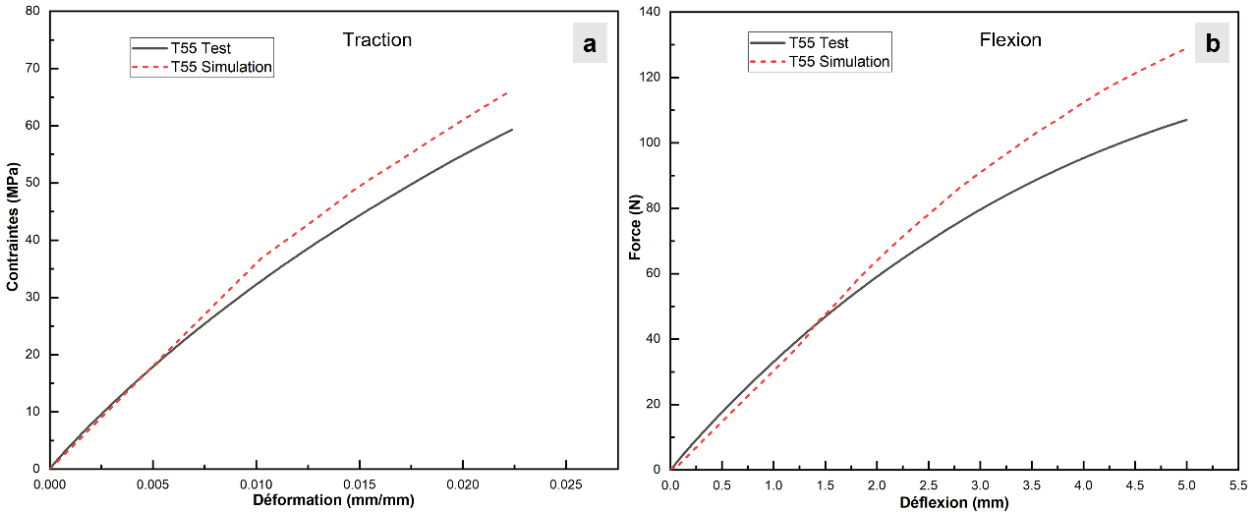


Figure 4.36 : Courbes expérimentales vs courbes numériques de l'éprouvette T55 a) traction et b) flexion.

L'analyse des courbes numériques montre que le comportement global des pièces est difficilement prédictible. Les premières explications possibles sont la non-prise en compte de la plasticité dans l'homogénéisation des paramètres mécaniques des motifs. Dans les modèles de simulation, la plasticité des murs, du toit et le plancher est prise en compte alors que pour le motif, seuls les paramètres élastiques ont été considérés. Pour le cas spécifique de la flexion, l'utilisation des éléments finis 3D de type C3D20 présente des limites pour les matériaux dont le coefficient de Poisson est proche ou supérieur à 0,5 : ces types éléments ont tendance à se

rigidifier même lorsque le matériau entre dans son domaine plastique et cela a pour conséquence de surestimer la rigidité dans le domaine plastique des pièces comme le montre la courbe numérique de flexion.

L'allongement et la déflexion des éprouvettes en traction et en flexion sont présentés sur la Figure 4.37. Le déplacement (traction) et la flèche (flexion 3 points) maximum correspondent bien aux valeurs paramétrées dans les modèles numériques.

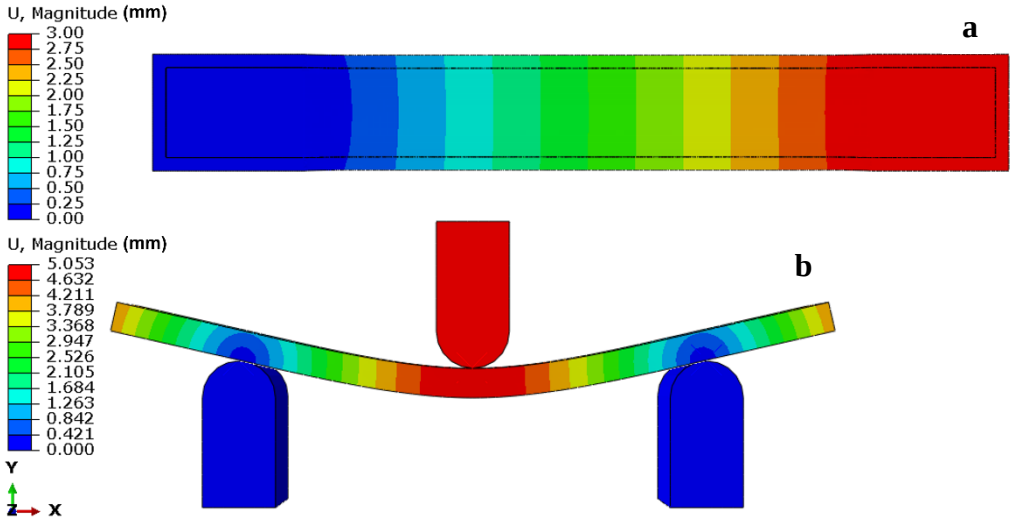
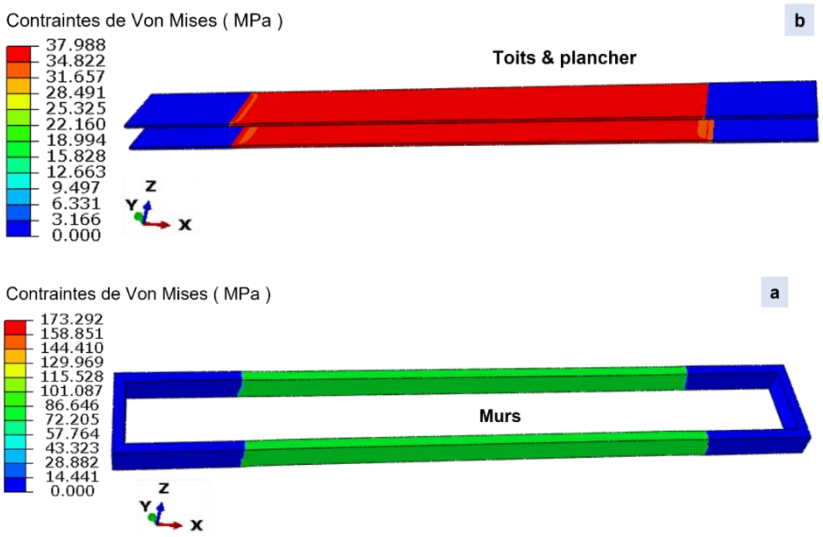


Figure 4.37 : Résultats numériques des éprouvettes a) traction et b) flexion 3 points.

Les cartographies des champs de contraintes sur les différentes parties de l'éprouvette T55 en traction et en flexion 3-points sont présentées respectivement sur la Figure 4.38 (a, b, c et d) et la Figure 4.39 (a, b, c et d) qui permettent d'identifier clairement les champs de contraintes dans chaque élément. Les fibres de verre et les murs sont les éléments les plus sollicités de l'éprouvette et le motif est le moins sollicité.



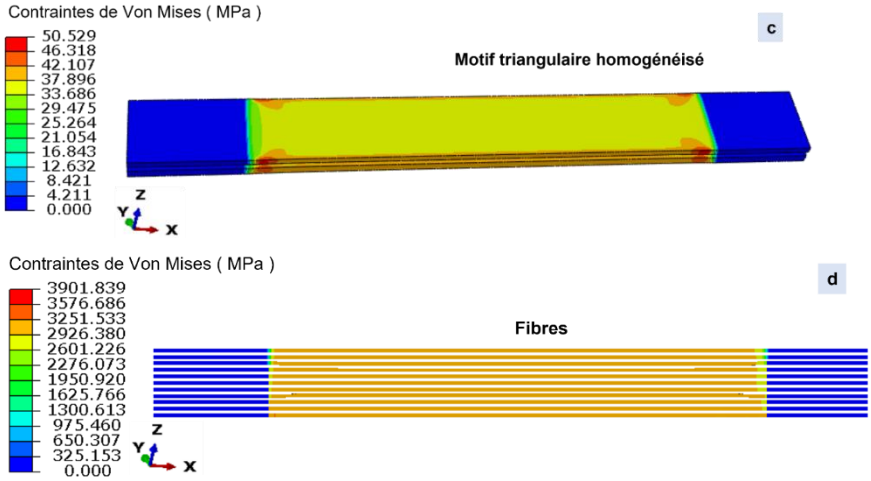


Figure 4.38 : Champs de contraintes dans chaque élément constitutif de l'éprouvette T55 en traction a) toit & plancher, b) murs, c) motif homogénéisé et d) fibres de verre.

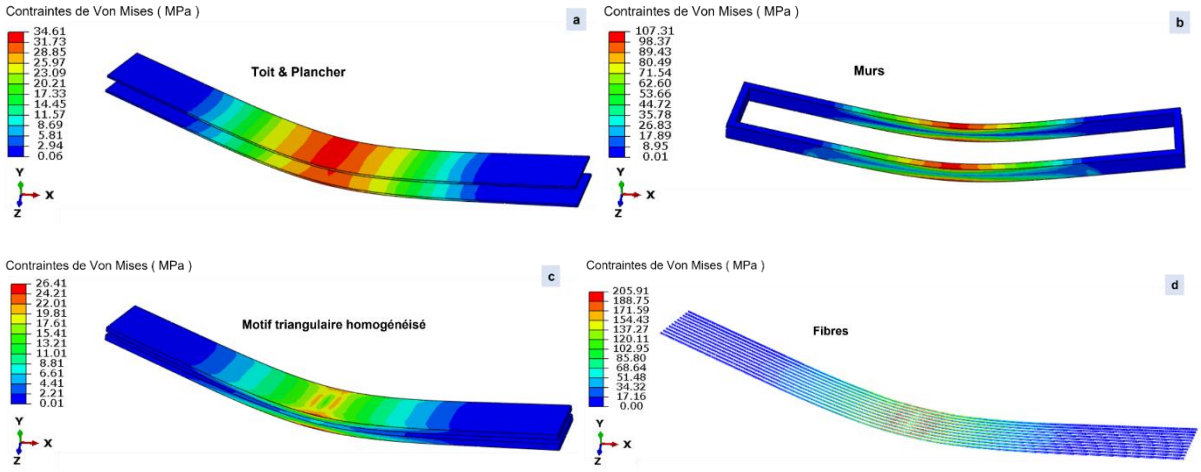


Figure 4.39 : Champs de contraintes dans chaque élément constitutif de l'éprouvette T55 en flexion 3 points a) toit & plancher, b) murs, c) motif homogénéisé et d) fibres de verre.

L'avantage de l'utilisation des modèles numériques homogénéisés est principalement la réduction du temps de simulation, car un modèle utilisant des motifs non homogénéisés nécessite plus d'éléments finis et plus de difficultés dans la gestion du maillage de ces éléments. Selon les travaux de Viet et al. [148], un modèle utilisant les propriétés homogénéisées coûte 14 s contre 426 s de temps CPU pour le modèle non homogénéisé en simulation, un important gain en temps de simulation est réalisé. Pour les problèmes courants d'ingénierie mécanique, cette méthode de simulation numérique peut être considérée comme viable et fiable.

4.6.3.3 Application de la démarche sur un autre matériau.

L'objectif de cette section est de valider l'efficience des relations qui lient la densité de remplissage aux paramètres mécaniques homogénéisés. Pour ce faire, la densité du motif de l'éprouvette à étudier n'a pas été utilisée dans l'homogénéisation. Cette étude n'a pas été faite dans les sections précédentes, car le lot de bobines d'Onyx ayant servi aux études a été épuisé et les nouvelles bobines achetées avaient des propriétés mécaniques différentes de celles

utilisées jusqu'à présent. Une nouvelle calibration à travers quelques essais de traction afin de déterminer les propriétés mécaniques du nouveau lot de bobines a été nécessaire. Les essais ont montré les caractéristiques mécaniques suivantes : module d'Young des murs E_{murs} = 7000 MPa, le module d'Young du motif solide E_{solide} = 2000 MPa. L'homogénéisation mécanique a été mise à jour en considérant le nouveau module (7000 MPa) dans les modèles d'homogénéisation afin de déterminer les paramètres mécaniques homogénéisés (seul le motif triangulaire a été considéré). Une reconstitution des relations entre les paramètres déterminés et la densité de remplissage des motifs a été faite. Les nouveaux paramètres homogénéisés et leurs relations avec la densité de remplissage sont donnés dans le Tableau 4.12.

Tableau 4.12. Paramètres homogénéisés du nouveau matériau avec d la densité de remplissage.

Paramètres	T37	T45	T55	Expression des paramètres élastiques
E_{11} (MPa)	682	801	1064	$1188 - 37{,}172d + 0{,}6347d^2$
E_{12} (MPa)	682	801	1064	$1188 - 37{,}172d + 0{,}6347d^2$
E_{33} (MPa)	1589	1890	2239	$-55{,}187 + 50{,}039d - 0{,}1514d^2$
G_{12} (MPa)	261	332	407	$-194{,}56 + 15{,}139d - 0{,}0764d^2$
G_{23} (MPa)	339	425	513	$-239{,}13 + 19{,}633d - 0{,}1083d^2$
G_{13} (MPa)	339	425	513	$-239{,}13 + 19{,}633d - 0{,}1083d^2$
ν_{12}	0,30	0,30	0,30	0,3 (Constant)
ν_{23}	0,15	0,16	0,17	$0{,}24 - 45.10^{-4}d + 555.10^{-7}d^2$
ν_{13}	0,15	0,16	0,17	$0{,}24 - 45.10^{-4}d + 555.10^{-7}d^2$
ρ (T.mm^{-3})	$2{,}72.10^{-10}$	$3{,}42.10^{-10}$	$3{,}84.10^{-10}$	$-472.10^{-12} - 295.10^{-13}d - 253.10^{-15}d^2$

Les relations entre paramètres mécaniques et densité de remplissage ont permis de calculer les paramètres mécaniques homogénéisés du motif T50 qui seront utilisés dans le modèle numérique de traction. Les paramètres homogénéisés calculés sont $E_{11} = E_{22}$ = 916 MPa, E_{33} = 2068 MPa, G_{12} = 371 MPa, $G_{13} = G_{23}$ = 471 MPa, ν_{12} = 0,3 et $\nu_{23} = \nu_{13}$ =0,17.

Après le calcul des propriétés mécaniques du motif T50, un essai de traction et une simulation numérique ont été faits sur une éprouvette imprimée avec le même paramétrage que les éprouvettes étudiées précédemment (la densité de remplissage de l'éprouvette est 50%). Le module élastique expérimental comparé au module numérique est donné dans le Tableau 4.13.

Tableau 4.13. Comparaison du module expérimental et numérique de l'éprouvette T50.

	Module expérimental (MPa)	Module numérique (MPa)	Erreur (%)
Éprouvette T50	4454	4240	-4,8

Les résultats ont montré une erreur de prédiction de 4,8%. Cette erreur est du même ordre de grandeur que celle observée précédemment et peut donc être considérée acceptable. L'utilisation des relations entre densité et paramètres mécaniques pour trouver les propriétés homogénéisées d'une pièce avec une densité quelconque (densité comprise dans la plage de grandeur de l'imprimante) est valide. Tout utilisateur peut se servir de cette démarche dans le cadre d'une simulation numérique.

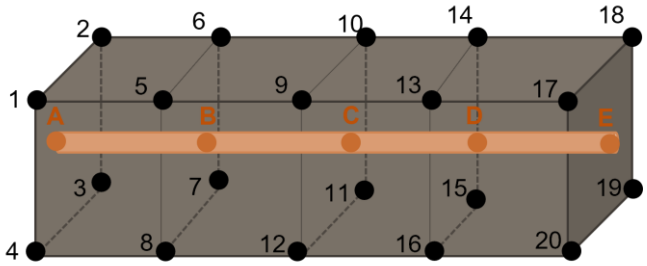
4.7 Bilan

Dans ce chapitre, il a été question de caractérisation mécanique et de prédiction (analytique et numérique) des éprouvettes Onyx / fibres de verre. La principale question était : comment prédire le comportement des pièces composites imprimées 3D ? Cette question a été abordée en identifiant les différentes parties d'une éprouvette composite imprimée 3D afin de proposer une modélisation numérique la plus fidèle possible. Pour cela, les différents paramètres d'impression des fibres et leurs influences ont été étudiés. Couplées aux paramètres d'impression de l'Onyx étudiés dans le précédent chapitre, deux approches de simulation numérique des composites fondées sur les éléments finis ont été retenues. Ces deux approches sont la simulation utilisant les éléments Shell 2D et la simulation utilisant les éléments imbriqués. La première approche est efficace pour prédire le comportement purement élastique des pièces dont la géométrie et la trajectoire des fibres ne sont pas complexes. Pour les trajectoires de fibres complexes, la méthode des éléments imbriqués offre une alternative efficace permettant une modélisation plus réaliste des pièces et une bonne prédiction de leurs comportements mécaniques.

Les pièces imprimées avec des motifs hexagonaux et triangulaires ont été modélisées et simulées avec des propriétés mécaniques homogénéisées obtenues avec un outil d'homogénéisation numérique. Les liens entre la densité de remplissage et les propriétés mécaniques homogénéisées ont été établis dans le but de permettre aux utilisateurs d'estimer les propriétés mécaniques du motif choisi selon sa densité de remplissage et de simuler le comportement des pièces avec un gain de temps non négligeable.

Annexe 4-1 : Description de la technique des éléments imbriqués

Soit un élément 1D imbriqué dans un 3D comme le montre la figure suivante.



Figure_Annexe 4.1 : Exemple de modèle imbriqué.

L'élément imbriqué est constitué de 5 nœuds (A à E) et l'élément hôte constitué de 20 nœuds (1 à 20). L'élément 1D est de type Beam possédant 6 degrés de liberté par nœud (3 translations U_X, U_Y, U_Z et 3 rotations R_X, R_Y, R_Z) et l'élément volumique 3D possède 3 degrés de liberté par nœud (3 translations U_X, U_Y, U_Z). Le principe mathématique de la technique est de contraindre les degrés de liberté de l'élément imbriqué aux degrés de liberté de l'élément hôte. C'est-à-dire les déplacements des nœuds imbriqués dépendent des déplacements des nœuds hôtes. Dans l'exemple présenté, le déplacement du nœud C est dépendant des nœuds 9, 10, 11 et 12. Cette relation se note par $\boldsymbol{U_C = f(U_9, U_{10}, U_{11}, U_{12})}$, les degrés de liberté en rotation du nœud C ne sont pas pris en compte par l'algorithme. Dans la pratique, une tolérance géométrique est définie dans le solveur afin de ne prendre que les nœuds hôtes qui sont situés dans cette tolérance. Des facteurs de pondération (w) sont calculés en fonction de la position du nœud imbriqué par rapport aux nœuds hôtes considérés. Ces poids sont ensuite appliqués dans les équations pour calculer les déplacements des nœuds. Ces équations sont généralement de la forme :

$$\boldsymbol{U_i(imbiqués) = \sum_j^n w_j U_j(hôte)}$$

Avec $U_i(imbiqués)$ le déplacement des nœuds imbriqués, w_j les fonctions pondération (plus un nœud hôte est proche d'un nœud imbriqué, plus grande est sa valeur de fonction de pondération) et U_j le déplacement des nœuds hôtes. Les déformations des éléments imbriqués et des éléments hôtes sont équivalentes dans les régions de superposition : c'est le principe d'équivalence des déformations. La rigidité ($\boldsymbol{K}$) du modèle assemblé peut se calculer par :

$$\boldsymbol{K = K_{hôte} + K_{imbriqué}}$$

Avec $\boldsymbol{K_{hôte}}$ la rigidité de l'élément hôte et $\boldsymbol{K_{imbriqué}}$ la rigidité de l'élément imbriqué.

Chapitre 5 :

Investigations futures et conclusions

Au cours des travaux de cette thèse, plusieurs investigations ont été menées sur certains aspects de l'impression 3D mais pas de manière approfondie. Il est toutefois intéressant d'en faire état pour dégager des pistes pour de futurs travaux. Ces investigations sont : la démarche à adopter pour la simulation de pièces à trajectoire de fibres complexe, l'influence du vieillissement sur les propriétés mécaniques des pièces et la fonctionnalisation des fibres de carbone.

Dans le chapitre 4, la capacité de la modélisation à l'aide des éléments imbriqués a été prouvée. Cependant, pour les pièces dont la trajectoire des fibres est complexe, la modélisation de ces fibres n'est pas aisée. Il a été question de proposer des pistes en vue de la modélisation et simulation de ce type de pièce imprimée.

La prise en compte de l'influence de l'humidité sur les propriétés mécaniques de l'Onyx : il a été observé une diminution des propriétés mécaniques des pièces imprimées uniquement en Onyx au cours du temps. Des investigations expérimentales ont alors été mises en place en vue de la caractérisation et de la prise en compte du vieillissement des pièces.

Le dernier aspect qui a été abordé est la fonctionnalisation des fibres de carbone imprimées dans les pièces. Cela avait pour but de donner une seconde fonction aux fibres de carbone grâce à leurs propriétés électriques intéressantes.

Finalement, des conclusions sur les travaux de thèse ont été données et des perspectives avancées.

5 Investigations futures et conclusions

5.1 Simulation d'une pièce à trajectoire de fibres complexe

La simulation numérique des pièces renforcées avec la technique des éléments imbriqués a montré que cette technique était adaptée pour prédire le comportement et les propriétés mécaniques des éprouvettes. Toutefois, les éprouvettes étudiées avaient des trajectoires de fibres simples, donc leur modélisation numérique était relativement simple. Pour des applications réelles, les pièces sont censées avoir des trajectoires de fibres assez complexes. Dans ce cas de figure, comment modéliser les trajectoires de fibres dans les pièces ? Le logiciel d'impression (Eiger) de l'imprimante ne permet pas encore de récupérer les coordonnées géométriques des couches et des trajectoires de fibres pour une reconstitution dans un modèle numérique. Pour le cas des éprouvettes étudiées dans le chapitre 4, les trajectoires des fibres ont été dessinées directement dans le logiciel de simulation (Abaqus) en considérant les paramétrages des angles et le positionnement dans la matrice (Onyx). Cette technique a ses limites notamment pour les trajectoires de fibres complexes. L'objectif de cette section est de proposer une démarche permettant la modélisation et la simulation des pièces ayant une trajectoire de fibres complexe. La pièce soumise à l'étude (Figure 5.1) est issue d'un projet de réalisation de carabine de biathlon pour les athlètes de l'équipe de France par le département de génie mécanique et productique (GMP) de l'IUT d'Annecy.

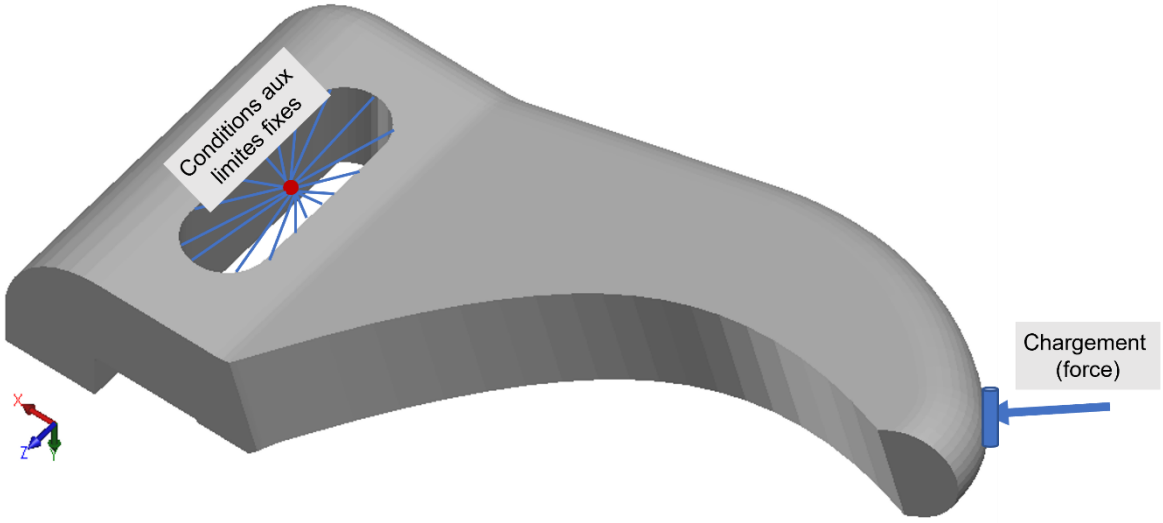


Figure 5.1 : Pièce soumise à l'étude : gâchette de carabine conçue à l'IUT d'Annecy.

Sur la Figure 5.2, une couche illustrant les fibres de verre dans l'Onyx est présentée et qui montre une trajectoire complexe des fibres.

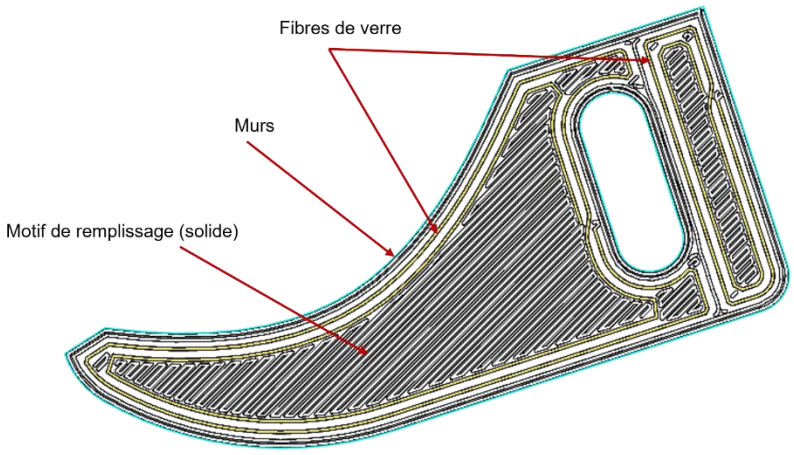


Figure 5.2 : Couche présentant une trajectoire de fibres complexe.

La démarche de reconstitution ou de rétroconception des fibres et de constitution du modèle numérique de la pièce est présentée de façon simplifiée sur la Figure 5.3.

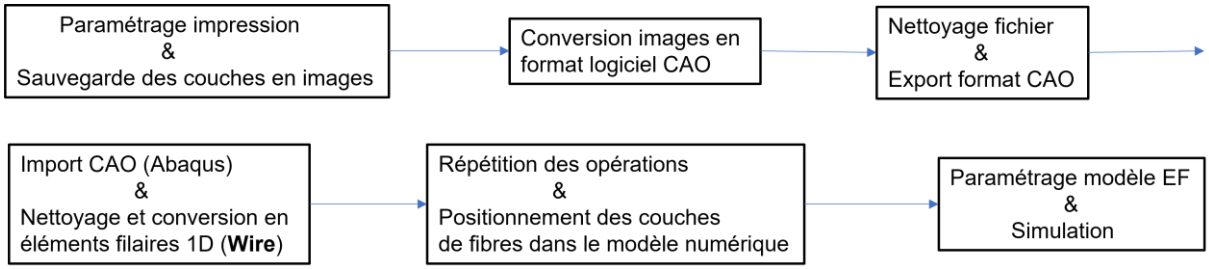


Figure 5.3 : Démarche globale de rétroconception des trajectoires des fibres.

La démarche détaillée de la mise en œuvre de la constitution du modèle numérique est donnée à l'Annexe 5-1 sous forme de tutoriel. Ce tutoriel constitue est une bonne base et nécessite des améliorations en vue d'une automatisation des tâches qui sont pour l'instant manuelles.

5.2 Influence du vieillissement sur les propriétés mécaniques des pièces imprimées en Onyx

Des travaux sur l'impact du vieillissement sur les pièces imprimées en Onyx ont été amorcés et mériteraient plus d'investigations, car c'est un inconvénient majeur de ce matériau.

5.2.1 Protocole du vieillissement

Le vieillissement consiste à exposer un lot d'échantillons imprimés à la même date dans un environnement ambiant, comme le montre la Figure 5.4 (a). Le lot d'éprouvettes a été imprimé avec un motif plein et deux murs selon le positionnement XY sur le plateau d'impression. Le test de sensibilité à l'humidité à réaliser est équivalent à un test de vieillissement naturel. À la fin des impressions, la masse de chaque éprouvette (masse initiale mi) a été relevée à l'aide d'une balance numérique de marque **Explorer OHAUS** de résolution 0,0001 g (Figure 5.4 (b)). Après le vieillissement et avant les essais de traction, chaque éprouvette est pesée à nouveau pour déterminer sa nouvelle masse (masse finale mf). Le taux d'humidité absorbée (TH)

pendant le vieillissement est calculé à l'aide de la relation (5.1). Cette méthode d'étude du vieillissement similaire à celle de la norme ASTM D570. Les conditions d'essai et les critères de calcul des propriétés mécaniques de l'Onyx restent identiques à ceux présentés dans le chapitre 3.

$$TH(\%) = 100 * \frac{mf - mi}{mi} \tag{5.1}$$



Figure 5.4 : Protocole de vieillissement a) éprouvettes en cours de vieillissement et b) pesée des éprouvettes avec la balance numérique Eplorer OHAUS (résolution 0,0001 gramme).

5.2.2 Propriétés mécaniques

L'influence de l'humidité sur les propriétés mécaniques a été étudiée selon un calendrier s'étendant sur près de dix mois.

Les courbes de comportement en traction des éprouvettes au cours du temps de vieillissement sont présentées à la Figure 5.5.

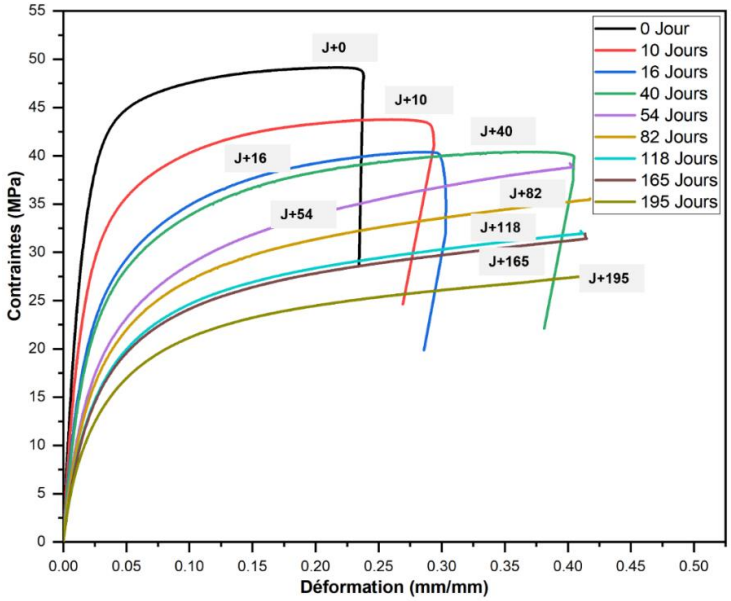


Figure 5.5 : Courbes de traction des éprouvettes en fonction du vieillissement.

Les courbes montrent clairement l'impact de l'humidité sur le comportement mécanique notamment l'allongement à rupture des éprouvettes qui devient inatteignable avec l'extensomètre utilisé (> 40% de déformation). L'augmentation de l'allongement à rupture des éprouvettes est causée par l'adoucissement qui lui-même est dû à la présence des molécules d'eau dans la chaîne moléculaire de l'Onyx (section 5.2.4).

Les propriétés mécaniques et les taux d'humidité calculés sont présentés dans le Tableau 5.1.

Tableau 5.1. Propriétés mécaniques et influence de l'humidité.

Durée de vieillissement	**TH**	**E**	**Re**	**Rm**	**A**
(Jours)	(%)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(%)
0	0	2437	30	48	23
10	0,12	1735	24	43	29
16	0,31	1423	17	40	30
40	0,77	1240	18	40	>40
54	1,12	1046	13	39	>40
82	1,56	892	13	34	>40
118	1,8	829	12	32	>40
165	2,04	830	12	32	>40
195	2,23	760	10	27	>40

Les résultats indiquent une diminution significative des propriétés mécaniques des éprouvettes. Une perte de rigidité des éprouvettes de 30 % et une absorption de 0,12% de taux d'humidité ont été observées au bout de 10 jours de vieillissement. Après 165 jours, une perte en rigidité d'environ 66 % a été observée pour 2,04% de taux d'humidité absorbée. Ces observations sont également valables sur la limite élastique et la résistance mécanique maximale. Une représentation graphique de l'influence de l'humidité sur le module d'Young est donnée sur la Figure 5.6.

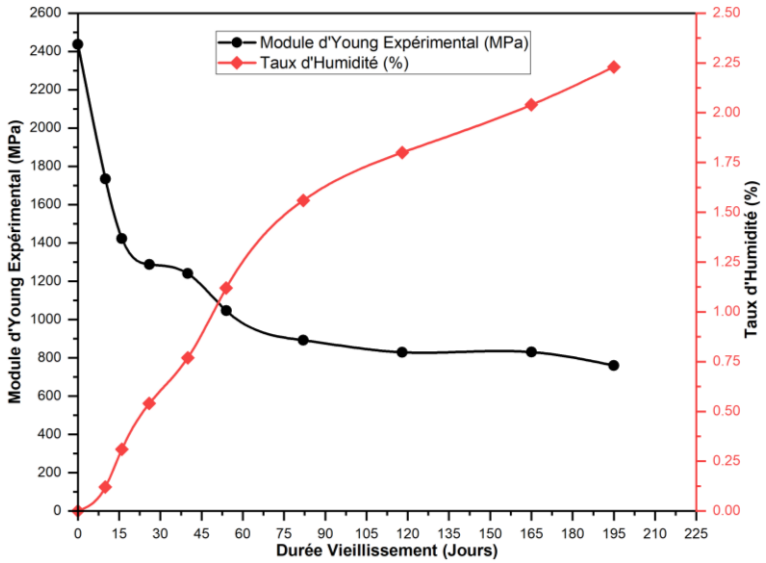


Figure 5.6 : Évolution du module d'Young et du taux d'humidité en fonction de la durée de vieillissement.

Une chute du module d'Young est bien visible avant 50 jours de vieillissement s'expliquant par une pente décroissante. Ensuite, une stabilisation s'opère et qui se traduit par une pente inférieure à la précédente. Simultanément, une forte absorption d'humidité est observée durant les 50 premiers jours et qui s'est progressivement stabilisée après 100 jours.

5.2.3 Traitement thermique et réversibilité du phénomène vieillissement

L'une des préoccupations sur la question du vieillissement est de répondre à la réversibilité du phénomène sur les pièces en Onyx. Lorsqu'une pièce perd toute ou une partie de son humidité, peut-elle recouvrer ses propriétés mécaniques d'avant vieillissement ? Pour répondre à cette question, des éprouvettes vieillies ont été placées dans une étuve à 70 °C pendant 10 heures afin de leur retirer une partie de l'humidité et ont ensuite été testées en traction pour déterminer leurs propriétés mécaniques. Deux types d'éprouvettes ont été considérées pour cette étude : les éprouvettes ayant déjà été testées en traction (éprouvettes non rompues après les essais) et les éprouvettes non testées. Pour les éprouvettes déjà testées, l'objectif est de savoir si une pièce en service dans un environnement humide peut recouvrer ses propriétés mécaniques lorsqu'une partie de son taux d'humidité est retiré. Dans le cas des éprouvettes non testées, l'objectif est de savoir si une pièce qui n'a pas encore été mise en service, mais qui a vieilli peut retrouver ses propriétés mécaniques d'origine afin d'être mise en service en toute sécurité. Pour ce faire, la masse de chaque éprouvette a été relevée avant et après étuvage afin de déterminer le taux d'humidité qui lui a été retiré. Les essais de traction ont été réalisés dans les mêmes conditions que ceux réalisés précédemment. Seul le module d'Young a été calculé après les essais. Les résultats de ces investigations sont présentés dans le Tableau 5.2. TH_1, TH_2, TH_3 sont respectivement le taux d'humidité de l'éprouvette vieillie, le taux d'humidité après l'étuvage et le taux d'humidité retiré. E_1, E_2, E_3 sont respectivement le module vieilli, le module d'Young après l'étuvage et le gain en module.

Tableau 5.2. Influence du retrait du taux d'humidité sur le module d'Young des éprouvettes vieillies.

	TH_1	**TH_2**	**TH_3**	**E_1**	**E_2**	**E_3**
	(%)	(%)	(%)	(MPa)	(MPa)	(MPa)
Éprouvette déjà testée	1,54	0,82	0,72	770	1700	930
Éprouvette non testée	1,92	1,33	0,59	770	1550	780
Module d'Young initial (MPa)				2437		

Les résultats montrent que les éprouvettes ont tendance à recouvrer une partie du module d'Young lorsqu'une partie du taux d'humidité est retirée. Par exemple pour les éprouvettes déjà testées, 0,72% de taux d'humidité a été retiré pendant l'étuvage, ce qui représente 48% d'humidité retirée par rapport au taux d'humidité de l'éprouvette vieillie. Le gain en module d'Young représente 120% par rapport à l'éprouvette vieillie. La remarque est similaire sur les éprouvettes non testées : un gain de 101% en module d'Young est fait. La tendance générale de ces analyses est que le phénomène du vieillissement semble réversible. Cela signifie que les éprouvettes peuvent recouvrer une partie de leurs propriétés mécaniques lorsqu'elles sont

soumises à une opération thermique permettant un retrait partiel du taux d'humidité. Le vieillissement peut-il être ralenti lorsque les pièces sont soumises à un traitement thermique préalable en sortie d'impression ?

Un autre aspect qui a commencé à être abordé est la possibilité de ralentir le phénomène de vieillissement des éprouvettes lorsqu'elles ont été étuvées juste à la fin de l'impression. Pour explorer cette piste, des éprouvettes ont été imprimées et étuvées directement sans avoir vieilli. Après cette opération, ces éprouvettes ont été exposées pendant quelques semaines puis testées. Les résultats de cette investigation sont donnés sur la Figure 5.7 qui présente le module d'Young des éprouvettes durant le temps de vieillissement.

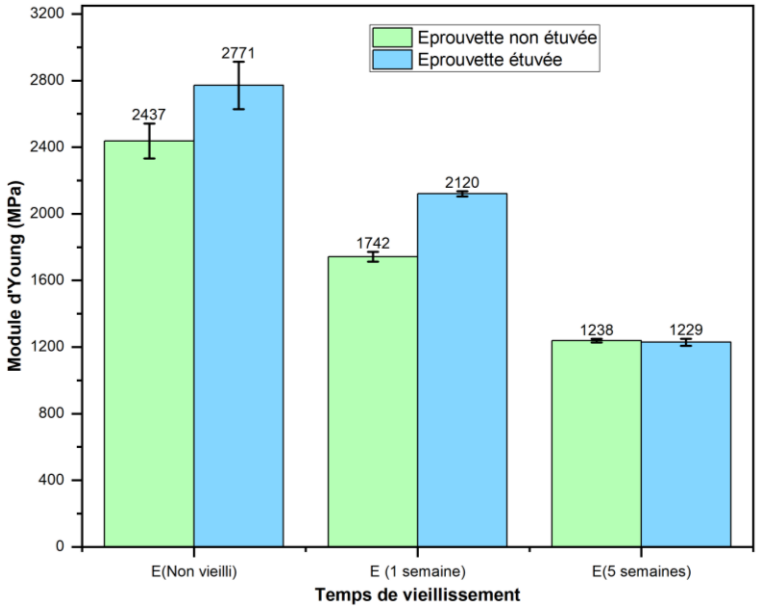


Figure 5.7 : Influence de l'étuvage préalable sur le vieillissement des éprouvettes (module d'Young).

Les résultats ont montré que l'étuvage permet d'augmenter le module d'Young des éprouvettes non vieillies : l'étuvage a permis une augmentation du module d'Young d'environ 14%. Un autre constat qui a été fait est que le vieillissement des éprouvettes est ralenti dans la première semaine d'exposition. Au bout de 5 semaines, les éprouvettes étuvées et non étuvées possèdent le même module. Ce qui signifie un arrêt de l'effet de l'étuvage sur les éprouvettes à long terme.

5.2.4 Causes probables de la sensibilité de l'Onyx à l'humidité

La ductilité des éprouvettes a augmenté avec le temps de vieillissement (Tableau 5.1) ; plus l'humidité absorbée est importante, plus la ductilité est élevée. Les éprouvettes ont atteint plus de 42% de déformation (valeur limite de l'extensomètre utilisé), ce qui est supérieur aux 20 à 30% de déformation des éprouvettes au début du vieillissement. L'humidité affecte les pièces en Onyx pour deux raisons principales : la présence de l'hydrogène dans la chaîne atomique de la molécule du nylon (polyamide) et la présence de porosité dans les pièces qui favorise l'absorption de l'humidité. Par rapport aux travaux de Pilipovic et al. [149], qui ont utilisé un processus de frittage sélectif par laser (SLS) et un matériau en polyamide 12, il a été constaté

que l'impact de l'humidité sur les propriétés mécaniques était moindre. Ils ont trouvé que les propriétés mécaniques ne variaient pas après 14 jours d'exposition. La diminution des propriétés mécaniques n'a été observée qu'après 28 jours de vieillissement. L'absorption d'humidité des pièces produites par le procédé SLS est inférieure à celle des pièces produites par l'imprimante Markforged X7, car le premier processus engendre une porosité plus faible des pièces imprimées que les imprimantes FDM. Sang et al. [150] ont également signalé une diminution des propriétés mécaniques des pièces en polyamide 6 renforcées par des fibres de carbone obtenues par injection lorsqu'elles sont exposées à l'humidité. L'humidité a un impact significatif sur la performance des pièces, car l'imprimante X7 génère de fortes porosités dans les pièces imprimées ainsi que sur la composition chimique du matériau qui facilite la fixation des molécules d'eau. La structure de l'Onyx est amorphe en raison de la présence du polyamide, qui est composé de molécules amorphes. Les groupes polaires (-NHCO-) attirent les molécules d'eau. Lorsque les molécules d'eau pénètrent dans la chaîne moléculaire du polyamide, elles se connectent aux liaisons N-H et C=O. La connexion des molécules d'eau aux groupes polaires du polyamide est faible, ce qui entraîne une réduction de la polarité des chaînes moléculaires. Cette réduction de la polarité augmente la mobilité des chaînes, ce qui diminue la résistance mécanique et augmente la flexibilité du matériau. Les molécules d'eau agissent comme des plastifiants pour les polyamides. Le ramollissement affaiblit la liaison entre les fibres de carbone et le polyamide, ce qui explique la réduction des propriétés mécaniques. La Figure 5.8 montre la différence entre les sections transversales des échantillons non vieillis et vieillis. Cette figure montre que la liaison entre la fibre et le nylon se détériore après le vieillissement, créant des trous légèrement plus grands.

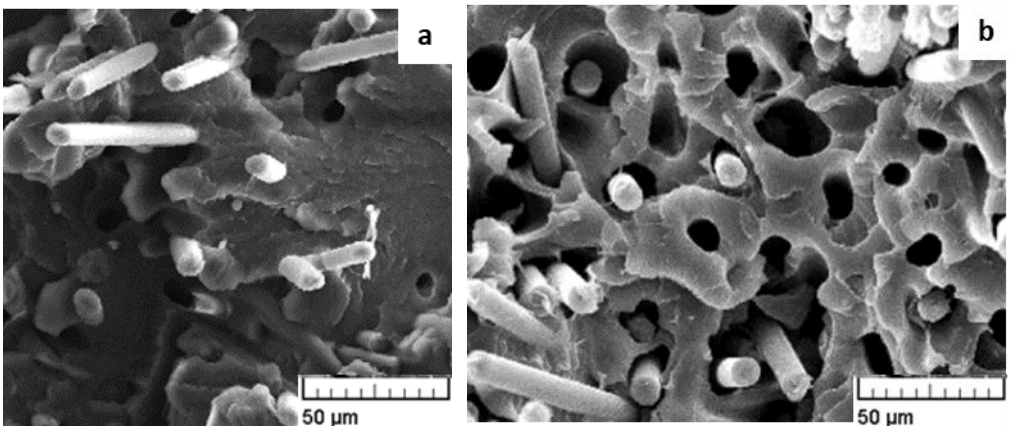


Figure 5.8 : Image au microscope électronique à balayage de la section des éprouvettes après l'essai de traction. a) éprouvette non vieillie et b) éprouvette vieillie.

À cause certainement de la sensibilité de l'Onyx à l'humidité, ses applications potentielles dans la fabrication de pièces fonctionnelles se limitent à des systèmes de maintien en position des pièces ou à la fabrication de moules. Des applications dans le secteur aérospatial commencent à voir le jour comme chez Sidus Space qui imprime des composants pour ses satellites en Onyx renforcé avec des fibres continues de carbone [151].

5.2.5 Prédiction des propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques en fonction du taux d'humidité peuvent être prédites par une fonction exponentielle décroissante (relation (5.2)). Les modules prédits vs modules expérimentaux sont présentés sur la Figure 5.9.

$$E(t) = C * e^{-\alpha * th} + E_{inf} \quad (5.2)$$

Avec C = 1465 MPa ; α = 1,52 ; th = taux d'humidité et E_{inf} = 830 MPa.

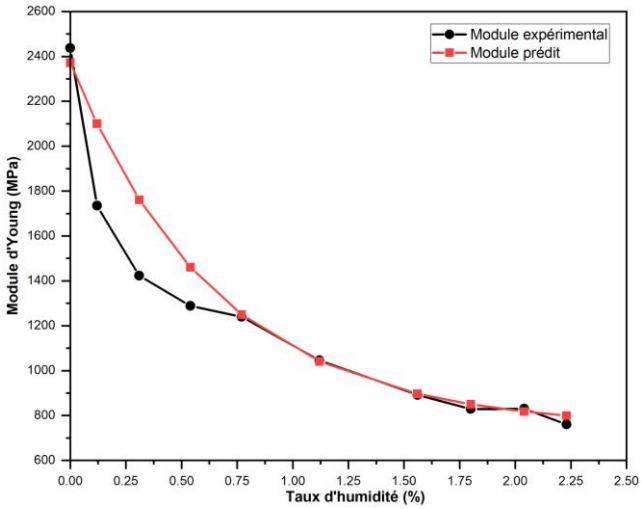


Figure 5.9 : Module d'Young expérimental vs module d'Young prédit.

Le modèle analytique de prédiction du module d'Young montre une bonne tendance vis-à-vis des valeurs expérimentales. Cependant, des écarts non négligeables ont été constatés pour les 4 premières valeurs. Cela mérite de nouvelles investigations avec plus de valeurs expérimentales qui permettront de mieux affiner les paramètres du modèle analytique. L'avantage d'un tel modèle serait de fournir une base de données matériau qui peut être utile en simulation numérique par exemple.

5.3 Vers une fonctionnalisation des propriétés électriques des fibres de carbone

Vu la possibilité de l'imprimante X7 d'imprimer des fibres continues noyées dans le thermoplastique, il serait utile d'explorer une fonctionnalisation du composite imprimé. Les fibres qui paraissent importantes pour une telle investigation sont les fibres de carbone grâce à leurs propriétés électriques (conductivité électrique).

5.3.1 Mesure de la conductivité électrique

La conductivité électrique d'un matériau est sa capacité à conduire le courant électrique. Dans cette étude les mesures ont été faites selon la norme ASTM D4496. La conductivité électrique σ_{el} s'exprime en Siemens par mètre (S/m) et s'obtient par la relation (5.3) :

$$\sigma_{el} = \frac{L}{A * R} \quad (5.3)$$

avec L la longueur en mètre (m), A la section en m^2 du matériau et R est la résistance électrique en Ohm (Ω) du matériau. Dans la présente étude, la résistance électrique a été mesurée avec un multimètre KEYSIGHT de résolution de mesure de 0.001 Ω et qui permet une acquisition automatique des données.

5.3.2 Conductivité électrique des couches de fibres de carbone

5.3.2.1 Démarche expérimentale

La conductivité électrique a été évaluée sur des éprouvettes à section rectangulaire et renforcées avec des fibres de carbone Figure 5.10 (a et b).

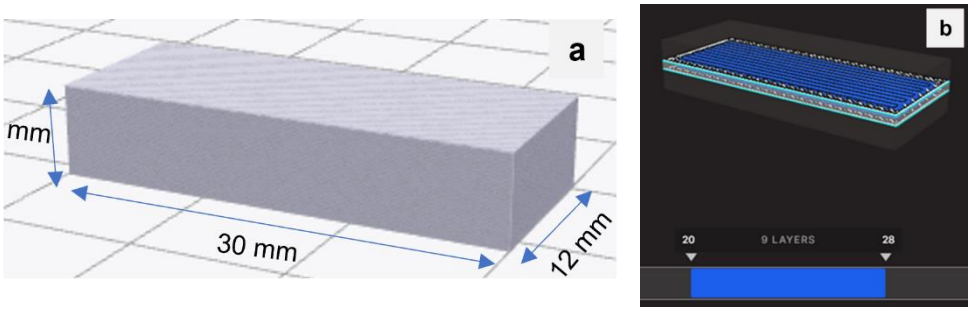


Figure 5.10 : a) Géométrie de l'éprouvette et b) éprouvette renforcée en fibres de carbone.

Deux cas d'étude ont été menés à savoir l'influence du nombre de couches de fibres de carbone et le mode d'empilement des couches.

Pour le premier cas d'étude, des pièces ayant entre 1 à 9 couches de fibres de carbone ont été imprimées pour évaluer l'influence du nombre de couches sur la conductivité électrique (les couches de fibres sont toujours centrées dans la hauteur de l'éprouvette).

Le deuxième cas d'investigation consiste à évaluer l'influence du mode d'empilement des couches de carbone sur la conductivité électrique. Une pièce ayant 6 couches de fibre a été étudiée selon trois modes d'empilement comme le montre la Figure 5.11 (a, b et c).

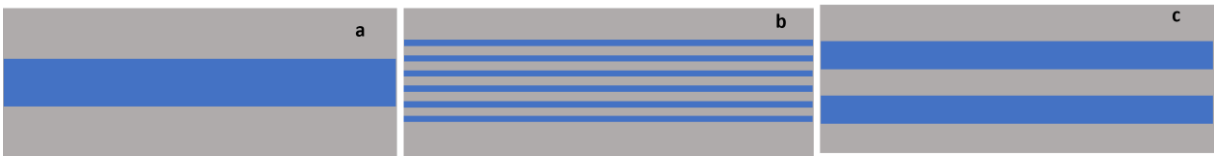


Figure 5.11 : Mode d'empilement des couches a) 1 bloc de 6 couches (6Lx1), b) 6 couches alternées par de l'Onyx (1Lx6) et c) 2 blocs de 3 couches (3Lx2).

Après l'impression des pièces, deux vis sont insérées verticalement et perpendiculairement aux couches de fibres et connectées au multimètre à l'aide des pinces « crocodiles ». La résistance électrique de chaque pièce est alors lue sur le multimètre et le calcul de conductivité s'opère avec la relation précédente (5.3).

5.3.2.2 Résultats

Les résultats sur l'influence du nombre de couches de fibres de carbone et du mode d'empilement sont présentés à la Figure 5.12 (a) et à la Figure 5.12 (b) respectivement.

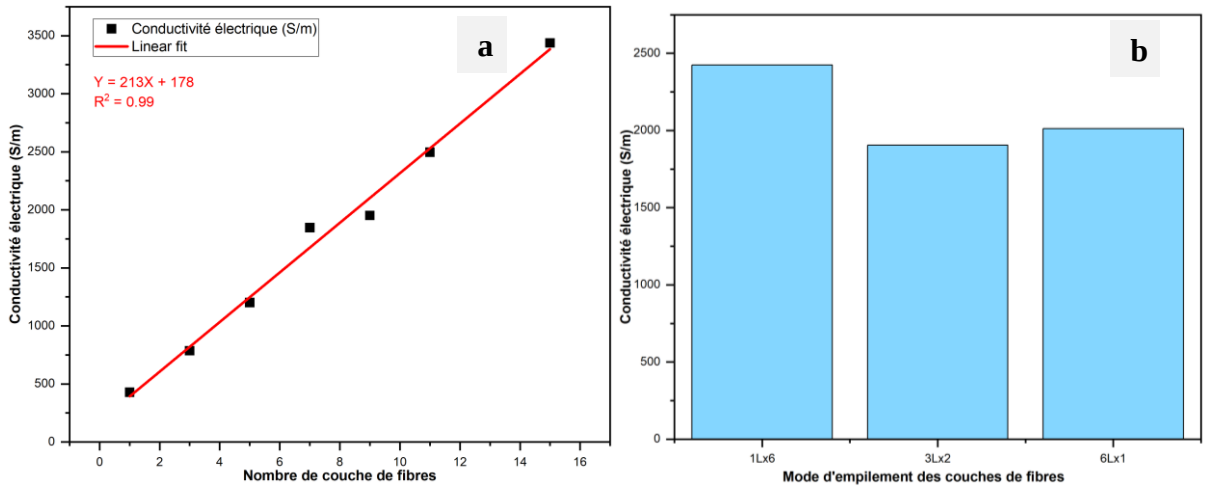


Figure 5.12 : Conductivité électrique des éprouvettes a) influence du nombre de couches de fibres de carbone et b) influence du mode d'empilement.

Les résultats ont montré que la conductivité électrique est proportionnelle au nombre de couches de fibres (Figure 5.12 (a)). Santo et al. [152] et Galos et al. [153] avaient trouvé que l'orientation des couches a une grande influence sur la conductivité électrique. Par exemple des couches orientées à 90° ont une conductivité très faible et proche de zéro. Les couches orientées à 0° possèdent la meilleure conductivité électrique. Galos et al. [153] ont montré que plus il y a des couches à 0° dans un stratifié plus sa conductivité électrique est élevée. Ces observations confirment les résultats obtenus dans cette étude qui laissent voir une augmentation de la conductivité électrique des éprouvettes en fonction du nombre de couches de fibres de carbone.

Les résultats sur l'influence du mode d'empilement des couches de fibres de carbone sont présentés sur la Figure 5.12 (b). Ils montrent une tendance selon laquelle un regroupement des couches de fibres de carbone en bloc offre une bonne conductivité électrique. Cette tendance avait été observée sur les propriétés mécaniques dans le chapitre 4. Le constat général est qu'il existe une potentialité en matière de propriétés électriques qui peut être exploitée dans le cadre de la fonctionnalisation des composites en fibres continues de carbone.

5.4 Conclusion générale et perspectives

Les travaux de cette thèse ont porté sur l'impression 3D des pièces thermoplastiques renforcées avec des fibres continues et aussi des pièces sans renfort. Plusieurs investigations expérimentales ont été mises en œuvre dans l'objectif de mettre en place des démarches de prédiction analytique et numérique des propriétés et comportements mécaniques des pièces imprimées. L'imprimante dont le procédé a fait l'objet d'étude dans les travaux est l'imprimante Markforged X7. Cette imprimante est d'une série industrielle devant servir à la fabrication de pièces fonctionnelles dans de nombreux domaines d'application. Pour l'atteinte de l'objectif de

la thèse, les travaux ont été menés sous trois principaux angles de vue. Premièrement, une étude du potentiel industriel de l'imprimante du point de vue de la métrologie a été faite. Deuxièmement, une étude a été menée sur les propriétés mécaniques des pièces en Onyx uniquement et leurs prédictions analytiques et numériques. Le troisième point étudié a concerné les propriétés mécaniques des pièces renforcées avec des fibres de verre continues sur le plan expérimental, analytique et numérique. Une étude de généralités de l'impression 3D a été faite et a permis de mettre en exergue les potentialités du procédé. Le manuscrit a repris les travaux menés au cours de cette thèse dont une conclusion chapitre par chapitre est présentée ci-après.

Dans le premier chapitre, un tour d'horizon, sur la fabrication additive a permis de dégager les potentialités et les domaines d'application du procédé. Il est ressorti que l'impression 3D (FDM) est l'une des techniques de fabrication additive la plus connue et la plus utilisée. Ses principaux avantages sont la possibilité de réalisation de pièces avec des formes complexes, la réalisation de pièces personnalisées et une production moindre de déchets. De la médecine à l'automobile, en passant par l'aérospatial et la fabrication d'outillage, tous sont autant de domaines d'utilisation du procédé FDM qui ont ainsi été identifiés. Les performances mécaniques des pièces sont intimement liées aux paramètres d'impression et aux matériaux qu'utilise chaque imprimante et l'imprimante Markforged X7 utilisée dans cette thèse ne fait pas exception. D'une imprimante à une autre, les paramètres diffèrent et leurs prises en compte dans des modèles prédictifs des propriétés mécaniques des pièces sont difficiles. Cela constitue la principale préoccupation des utilisateurs de ces imprimantes et donc un intérêt scientifique pour les chercheurs. Telle était la problématique qui a été identifiée dans le premier chapitre pour la conduite des travaux de la thèse. Elle a trouvé réponse à travers les principaux objectifs assignés aux travaux qui sont d'une part la maîtrise dimensionnelle et géométrique des pièces par une étude du potentiel industriel de l'imprimante et d'autre part la prédiction des propriétés mécaniques en fonction des paramètres clés d'impression des pièces avec et sans renfort.

Le potentiel industriel du point de vue de la métrologie de l'imprimante X7 a été étudié dans le deuxième chapitre. Cela a consisté à concevoir et imprimer une pièce en lot de 30 unités qui possède un ensemble de spécifications dimensionnelles et géométriques mesurées à l'aide d'outils de mesure classique : une MMT pour mesurer les spécifications géométriques (défauts de forme et d'orientation) et un pied à coulisse pour mesurer les dimensions linéaires. Les résultats des mesures ont été analysés statistiquement à l'aide des indices de capabilité. L'indice de capabilité intrinsèque (Cp) et l'indice de décentrage (Cpk) ont été les principaux indices calculés, analysés et utilisés pour qualifier l'imprimante. Les résultats ont permis de voir que l'imprimante X7 est intrinsèquement capable à partir de la classe de tolérance IT12. Le Cp dans cette classe de tolérance est compris entre 1,61 et 2,08 et illustre un procédé capable (Cp de référence 1,33 selon la norme QS900) de produire des pièces assez identiques du point de vue des dimensions linéaires étudiées. Sur les spécifications géométriques, les défauts maxi du procédé ont été calculés en fixant une valeur de Cp à 1,33. Les défauts maxi calculés vont de 0,032 à 0,279 mm et sont pour la plupart positionnés dans la classe fine (H) selon la

classification générale des tolérances ISO 2768-2. Au regard de ces résultats et de la comparaison faite avec les procédés de fabrication traditionnels, l'imprimante Markforged X7 tient son rang d'une imprimante à vocation industrielle. Un autre point non moins important abordé dans ce chapitre est l'influence du vieillissement sur les pièces en Onyx seul et sur les pièces en Onyx renforcé avec les fibres de verre. Il a été montré que le vieillissement (sensibilité à l'humidité) a une forte influence sur les défauts géométriques. Un élargissement des intervalles de tolérance entre 1,37 à 2,42 fois par rapport aux intervalles de tolérance des pièces non vieillies a été constaté. L'ajout des fibres de verre dans les pièces en Onyx permet de ralentir et de stabiliser l'influence de l'humidité sur les défauts. Pour finir, des règles de conception ont été proposées en vue de la maîtrise dimensionnelle et géométrique des pièces imprimées.

Dans le troisième chapitre, il a été question de la caractérisation mécanique des pièces imprimées uniquement en Onyx en vue d'identifier les principaux paramètres d'impression et de proposer une démarche de prédiction analytique et numérique des propriétés mécaniques. Les paramètres d'impression étudiés expérimentalement sont l'orientation des éprouvettes, leurs positionnements sur le plateau de l'imprimante et l'influence du nombre de murs (contours). Les résultats ont montré une faible influence de l'orientation des éprouvettes sur les propriétés mécaniques, notamment le module d'Young et la limite élastique. L'écart observé entre le module d'Young maximal (2546 MPa) et le module d'Young minimal (2306 MPa) est d'environ 9,4% et 13% sur les limites élastiques. Sur la base de ces observations, l'influence de l'orientation a été négligée dans les travaux. Contrairement à l'orientation, le positionnement des éprouvettes a une grande influence sur les propriétés mécaniques. Trois positionnements ont été identifiés à savoir XY (positionnement plan), XZ (positionnement latéral) et ZX (positionnement vertical). Les modules d'Young de ces trois positionnements respectifs sont 2437 MPa, 3600 MPa et 2341 MPa. Ce qui correspond à une différence de 47% entre les éprouvettes XY et XZ. L'indice d'anisotropie calculé pour rendre compte du procédé est environ I_{3D} = 1,03 ce qui dénote un procédé anisotrope. L'influence des murs a constitué le dernier paramètre investigué expérimentalement. Une méthode expérimentale de séparation des murs du motif solide a été mise en place et a permis la caractérisation mécanique de ces deux entités. Les résultats ont montré une grande différence de comportement et donc de propriétés mécaniques entre les murs et le motif solide selon les positionnements XY et XZ. Le positionnement ZX n'a pas été étudié du point de vue des murs et du motif solide, car ce type de positionnement caractérise l'adhésion entre les couches successives d'Onyx. Selon le positionnement XY, les murs et le motif solide ont respectivement un module d'Young de 5412 MPa et 1660 MPa respectivement contre 4340 MPa (murs) et 2863 MPa (motif solide) pour le positionnement XZ. Cela représente une rigidité de plus de 70% des murs par rapport au motif pour le positionnement XY et une rigidité de plus de 33% des murs par rapport au motif pour le positionnement XZ. Il a été observé également que plus le nombre de murs d'une éprouvette est élevé plus ses propriétés mécaniques le sont (selon les deux positionnements étudiés). Par exemple une augmentation du module d'Young d'environ 150% a été observée entre une éprouvette à 1 mur et une autre à 10 murs selon le positionnement XY. Ces

observations expérimentales ont permis la mise en place d'un modèle analytique de prédiction des propriétés basé sur la loi des mélanges. Les erreurs de prédiction de ce modèle analytique sont situées entre 7% et 11% et entre 3% et 8% pour le positionnement XY et XZ respectivement. En simulation numérique, le code de calcul par éléments finis (Abaqus) a été utilisé pour prédire les propriétés mécaniques des éprouvettes. Les résultats des simulations ont montré une bonne corrélation entre les courbes expérimentales et les courbes numériques. Des erreurs de prédiction entre 1% à 9% pour le module d'Young et entre 3% et 7% pour la limite élastique selon les deux positionnements (XY et XZ) ont été observées. Ces démarches (analytique et numérique) ont été validées sur une pièce autre qu'une éprouvette en traction : une bielle sollicitée en traction. Pour aller encore plus loin, une pièce à géométrie complexe dont les différents positionnements (XY, XZ et ZX) peuvent être identifiés a été étudiée et une démarche numérique a été proposée pour prendre en compte les positionnements et le nombre de murs. Selon la difficulté de partitionnement des murs et du motif, un modèle de comportement isotrope et un modèle de comportement orthotrope ont été préconisés.

Le quatrième chapitre a été axé sur les pièces en Onyx renforcées avec des fibres de verre continues. La première investigation a consisté à une étude de la composition physico-chimique du filament de fibres de verre. Cela a permis de constater que le filament est composé d'environ entre 31% et 33% de fibres de verre, entre 58% et 63% de nylon et entre 5% et 8% de vide (porosités). L'étude des paramètres d'impression des fibres a montré d'abord qu'il est préférable d'imprimer les couches de fibres en un bloc dans l'Onyx que de les imprimer couche par couche en alternant avec de l'Onyx. Ensuite, sur les modes d'impression des fibres, l'imprimante possède deux principaux modes d'impression des fibres à savoir le mode concentrique et le mode isotropique. Sur le mode concentrique, il a été montré que pour éviter une rupture prématurée des éprouvettes, une attention particulière doit être accordée au start rotation qui positionne l'endroit où débute l'impression des fibres. Il a été montré que lorsque le start rotation est localisé dans les zones fortement sollicitées d'une pièce, une rupture prématurée de celle-ci est observée. Le mode isotropique d'impression des fibres est un mode qui offre la possibilité d'orienter les fibres dans les directions voulues par l'utilisateur. Pour prédire le module élastique des éprouvettes, quatre démarches analytiques ont été explorées dont la méthode utilisant la théorie classique des laminés qui induit la faible erreur de prédiction (environ 7% d'erreur), suivie de la loi des mélanges (10% d'erreur environ), de la méthode de la rigidité moyenne en volume (12% d'erreur environ) et pour finir de la méthode 10% (18% d'erreur environ). Numériquement, la prédiction du comportement mécanique des pièces a été faite suivant deux méthodes, une basée sur les simulations classiques des composites à l'aide d'éléments finis Shell 2D et l'autre basée sur l'utilisation des éléments imbriqués. Les résultats ont montré que les deux méthodes sont prédictives du module d'Young des éprouvettes. Cependant, la prédiction du comportement en traction des éprouvettes a été possible qu'avec la méthode des éléments imbriqués, car elle permettait de rendre compte de la plasticité des éprouvettes contrairement à la modélisation avec les éléments Shell 2D. La démarche étape par étape de la mise en œuvre de la simulation numérique à l'aide des éléments imbriqués a été

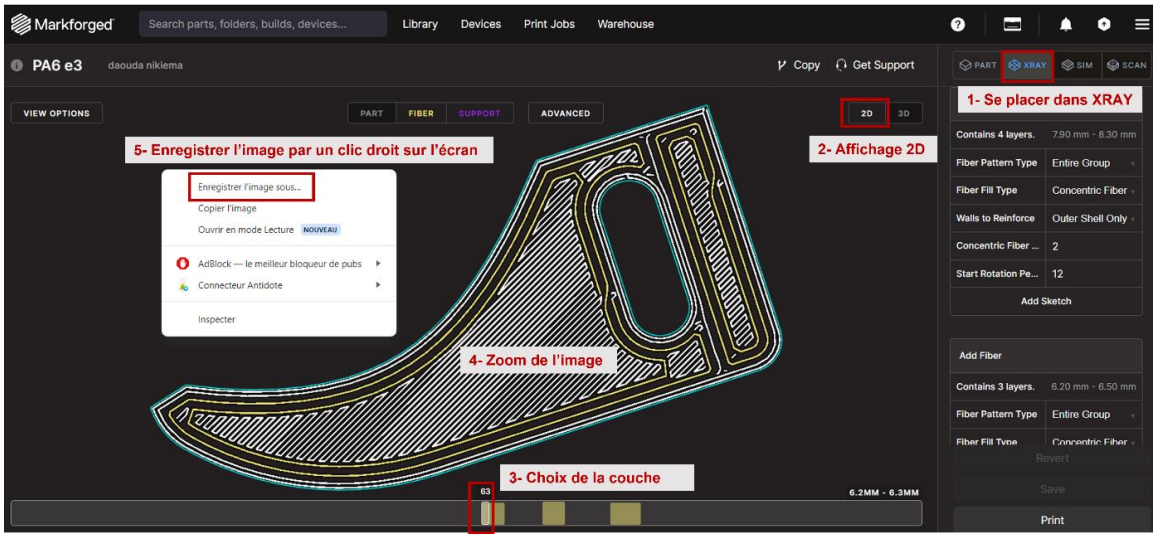
proposée pour former toute personne désirant implémenter cette technique. Les méthodes (analytiques et numériques) ont été proposées et mises en œuvre en considérant les principaux paramètres d'impression de l'Onyx identifiés dans le chapitre 3. Un autre pan de ce chapitre a été consacré à l'étude des éprouvettes imprimées avec des motifs triangulaires et hexagonaux. La question principale était comment prédire les propriétés des éprouvettes selon la densité de remplissage des motifs. Cette question a trouvé réponse à l'aide de la technique d'homogénéisation des propriétés mécaniques des motifs et un accent a été mis sur la relation entre ces propriétés mécaniques et la densité de remplissage. Des relations ont alors été établies pour permettre à tout utilisateur de déterminer les propriétés homogénéisées de son motif en fonction de la densité de remplissage choisie. Des simulations en traction et en flexion d'éprouvettes avec un motif triangulaire et hexagonal ont été faites pour valider la technique d'homogénéisation et simultanément prendre en compte les différents éléments constituant les éprouvettes. Les erreurs de prédiction observées étaient comprises entre 2% et 11% et ont été considérées acceptables, ce qui a permis de valider les démarches de simulation numériques adoptées.

En conclusion, les travaux menés ont contribué à une meilleure compréhension du procédé d'impression 3D de l'imprimante X7 sur le plan de la métrologie et sur le plan de la caractérisation et la prédiction des propriétés et du comportement mécanique des pièces. À travers ce manuscrit, les productions scientifiques publiées dans les revues, les communications orales dans les congrès (liste donnée aux premières pages du manuscrit), il est loisible de croire que ces travaux auront contribué au progrès des connaissances sur le procédé de l'imprimante étudiée.

En perspectives, des questionnements sont soulevés à la suite des travaux. D'abord, quelle démarche adopter pour la simulation des pièces ayant une trajectoire de fibres complexes ? Les premières pistes proposées sont utilisables, mais pour des applications à l'échelle industrielle cela risquerait d'être trop coûteux en temps de mise en place, car les démarches proposées sont essentiellement manuelles (Annexe 5-1). Ces pistes méritent d'être consolidées en vue d'une automatisation du maximum de tâches. L'influence de vieillissement sur les pièces est un aspect très important à approfondir dans une perspective de développement de modèles assez prédictifs des propriétés mécaniques selon le taux d'humidité les pièces. La question de la réversibilité du phénomène du vieillissement est à explorer en profondeur, car cela pourrait aboutir à des solutions pouvant limiter le phénomène. La troisième piste explorée est la fonctionnalisation électrique des fibres de carbone et mérite également des investigations profondes, car les potentialités de cet aspect sont grandes : avoir un composite fonctionnalisé peut être un beau défi scientifique et technologique.

Annexe 5-1: Démarches de rétroconception d'une pièce avec trajectoire de fibres complexes.

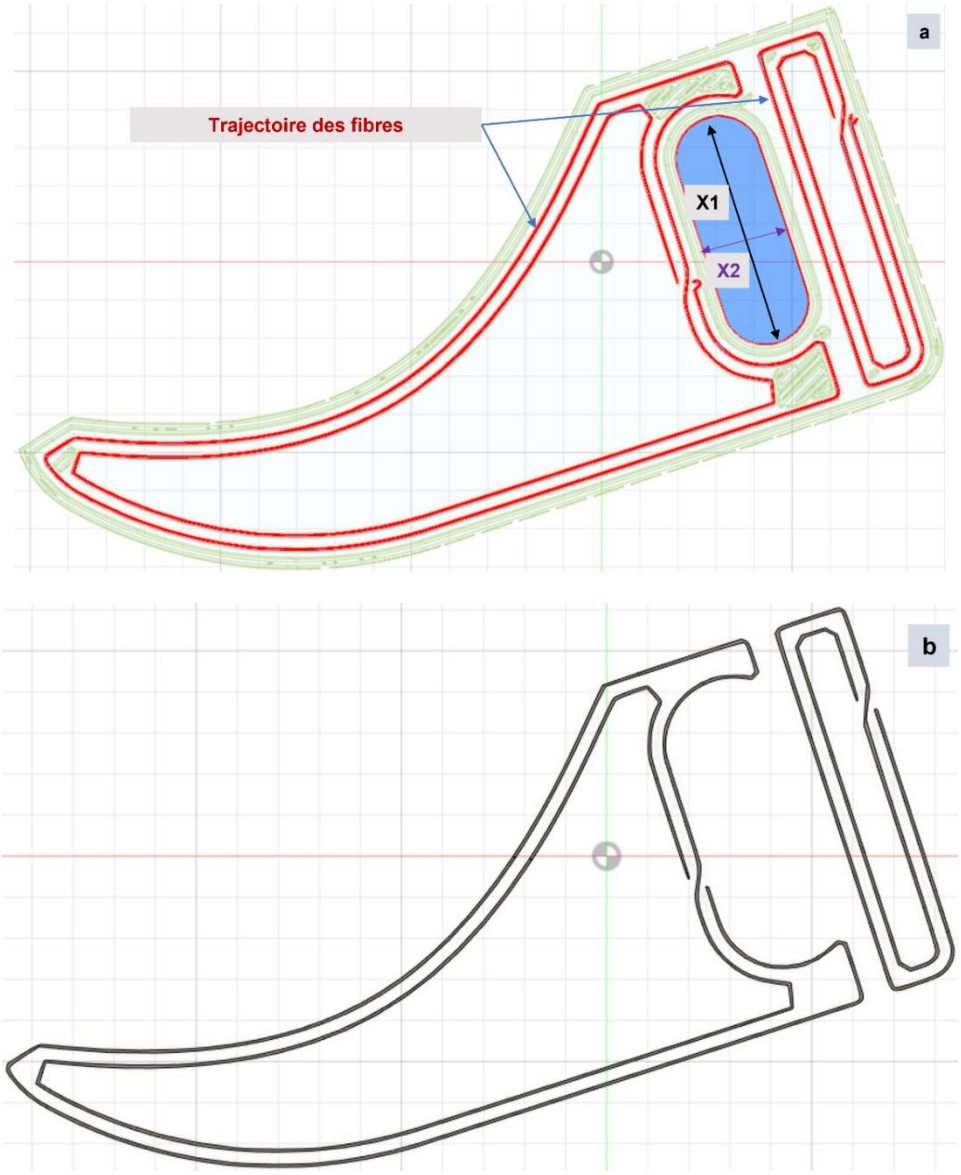
Etape 1 : Après le paramétrage de la pièce dans le logiciel d'impression (Eiger), une image de la couche contenant les fibres à modéliser est enregistrée : il faut se placer sur le module **XRAY** et afficher la pièce en 2D dans Eiger et faire un zoom suffisant de la couche que l'on souhaite puis enregistrer l'image en faisant un clic droit, cela permet d'avoir une bonne résolution. Le format par défaut des images donné par le logiciel d'impression est en PNG (Portable Network Graphic). Une fois l'image enregistrée au format PNG, une conversion dans un format qui peut être lu et modifié dans un logiciel de CAO est nécessaire. Le format SVG (Scalable Vector Graphics) est celui qui convient le mieux. Pour cela, une conversion de l'image au format SVG en ligne via ce site : https://convertio.co/fr/png-svg/ est possible. Les sous-étapes nécessaires sont présentées à la Figure_Annexe 5.1.



Figure_Annexe 5.1: Sous-étapes pour enregistrer une image de bonne résolution.

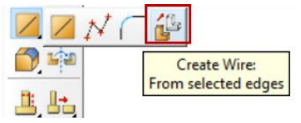
Etape 2 : Après la conversion de l'image au format adapté, une édition de celle-ci dans le logiciel de CAO **3D Fusion** ou dans un autre logiciel est nécessaire (Figure_Annexe 5.2 (a)). L'édition (c'est-à-dire supprimer certaines lignes de construction et ne garder que celles qui représentent les fibres) des fibres est faite en suivant leurs trajectoires comme configurées à l'impression. Lors de la reconstitution des fibres, il est nécessaire d'identifier au moins une dimension caractéristique en vue de calculer une échelle qui sera applicable au modèle CAO. Sur la Figure_Annexe 5.2 (a), la longueur (X1) et la largeur (X2) du trou oblong ont été identifiées comme dimensions caractéristiques pour le calcul de l'échelle à appliquer. Chaque échelle (E) est calculée comme étant le rapport entre la dimension réelle (modèle CAO initial) et la dimension mesurée sur l'image (ici X1 et X2). Les calculs ont donné E1 = 0,332 et E2 = 0,344 respectivement pour les dimensions X1 et X2. L'échelle à appliquer est la moyenne calculée à partir de E1 et E2, cela donne une échelle E = 0,338. Après nettoyage des trajectoires de fibres, un modèle 3D CAO constitutif des fibres est créé au format IGES ou STEP (Figure_Annexe 5.2 (b)). Ces opérations sont répétées pour toutes couches dont les trajectoires de fibres sont différentes. Pour les trajectoires identiques, une réplication de celles-ci jusqu'au

bon nombre de couches de fibres est faite. Le modèle CAO ainsi constitué est importé dans le logiciel Abaqus CAE pour la suite des opérations.

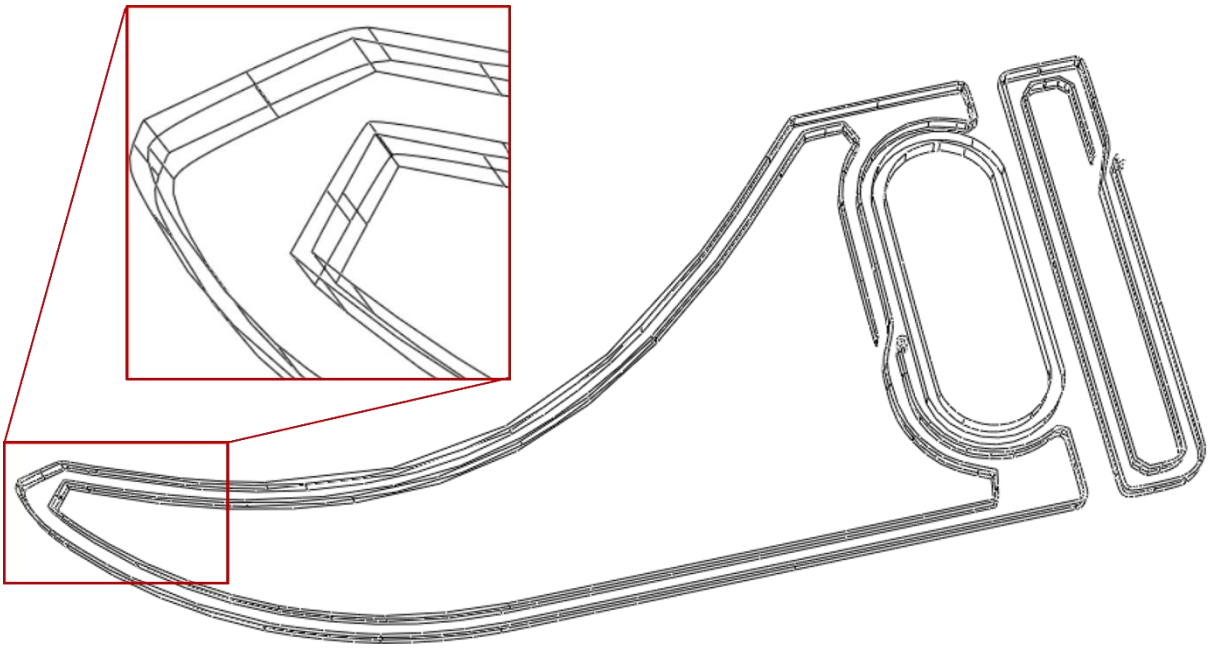


Figure_Annexe 5.2: Démarche de rétroconception des trajectoires de fibres a) trajectoire des fibres et identifications des dimensions caractéristiques et b) modèle CAO des trajectoires de fibres reconstituées.

Etape 3 : Les modèles CAO des trajectoires de fibres sont importés dans Abaqus en appliquant l'échelle moyenne calculée pour chaque couche de fibres. Les sous-étapes se déclinent comme suit : **File** > **Import** > **Part** (choisir le format correspondant à celui du modèle CAO et sélectionner le fichier CAO > **Part name** (changer le nom si nécessaire) > **Scale** > **multiply all lengths by** (inscrire la valeur de l'échelle). Cette opération permet de recaler le modèle CAO des trajectoires de fibres à la même échelle que le modèle initial de la pièce (Figure 5.1). Maintenant que le modèle CAO des fibres est ouvert et est à la bonne échelle dans Abaqus, il est converti en modèle filaire (c'est-à-dire en modèle 1D qui représente les fibres). Les sous-étapes pour cette nouvelle opération sont : dans le module part > choisir l'onglet

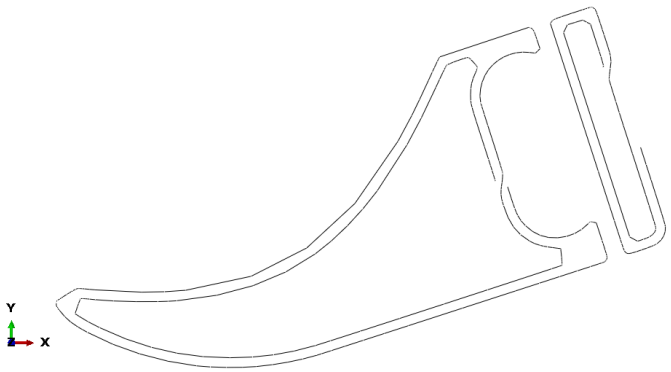


> sélectionner le modèle CAO et valider. Le modèle 3D des trajectoires de fibres est converti en modèle 1D filaire constitué de plusieurs lignes (Figure_Annexe 5.3) qu'il faut nettoyer pour ne garder que les lignes qui constituent les fibres.



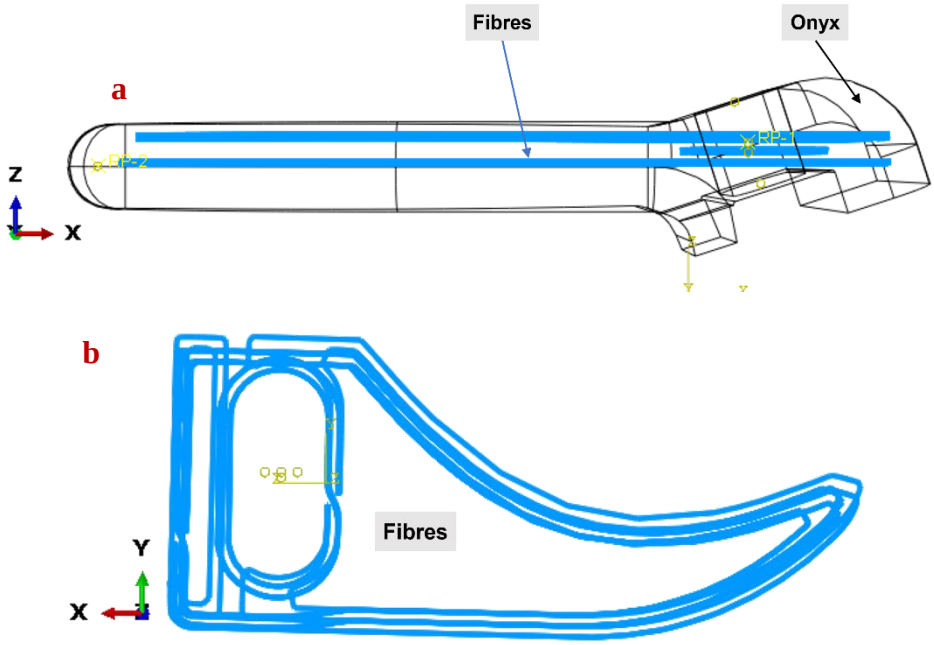
Figure_Annexe 5.3: Modèle filaire 1D des trajectoires des fibres.

Le nettoyage des lignes se fait dans l'onglet **geometry edit**  > **Edges** > **Remove wire** (supprimer certaines lignes et garder uniquement celles qui constituent les fibres en suivant leurs trajectoires). Le modèle 1D filaire des fibres ainsi reconstituées est présenté à la Figure_Annexe 5.4. Les fibres reconstituées sont celles de la couche 63 de la gâchette de carabine. La même démarche est adoptée pour l'ensemble des fibres paramétrées à l'impression. La rétroconception des modèles CAO des motifs de remplissage étudiés dans le précédent chapitre se limite à l'étape 2. L'étape 3 n'est pas nécessaire, car il n'y a pas de nettoyage des modèles CAO des motifs.



Figure_Annexe 5.4: Modèle 1D filaire des fibres (fibres de la couche 63 de la gâchette de carabine).

Etape 4 : Lorsque toutes les fibres ont été reconstituées, elles sont repositionnées dans le modèle numérique de la gâchette en fonction de leur position spatiale dans le modèle imprimé (ces opérations se font dans le module Assembly). La suite de la modélisation est similaire à ce qui a été développé dans le chapitre précédent sur la mise en place du modèle des éléments imbriqués (Figure 4.21). Le modèle numérique ainsi assemblé de la gâchette est présenté sur la Figure_Annexe 5.5.



Figure_Annexe 5.5: Modèle numérique de la gâchette a) modèle assemblé avec les fibres et l'Onyx et b) fibres seules.

La suite de la simulation n'a pas été faite, car le dispositif expérimental devant permettre de réaliser les essais et ensuite corréler avec les résultats numériques n'est pas au point. L'objectif de cette section était de proposer une démarche pour réaliser le modèle numérique de pièces ayant des trajectoires de fibres complexes. Cet objectif a été atteint. Cependant, des améliorations de la démarche doivent être faites afin d'automatiser certaines opérations pour faire réduire le temps de mise en œuvre de la simulation des pièces à l'aide des éléments imbriqués. Cela est nécessaire, car pour des pièces assez volumineuses ayant un nombre important de couches de fibres, une mise en œuvre de modèle numérique manuellement peut être coûteuse en temps.

Références bibliographiques

[1] B. Balani, Additive manufacturing of the high-performance thermoplastics: Experimental study and numerical simulation of the Fused Filament Fabrication, (2019).

[2] N. Boyard, N.B. M, Méthodologie de conception pour la réalisation de pièces en Fabrication Additive, (2015).

[3] P. Manufacturing, T. Authors, E.B. V This, C.C. By-nc-nd, T. Authors, E.B. V This, C.C. By-nc-nd, Finite Element Simulation to Support Sustainable Production by Additive Manufacturing, 7 (2017) 127–130. https://doi.org/10.1016/j.promfg.2016.12.033.

[4] F. Cosmi, A.D. Maso, Materials Today : Proceedings A mechanical characterization of SLA 3D-printed specimens for low- budget applications, Mater. Today Proc. 32 (2020) 194–201. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.04.602.

[5] M.M. Prabhakar, A.K. Saravanan, A.H. Lenin, I.J. Leno, K. Mayandi, P.S. Ramalingam, A short review on 3D printing methods, process parameters and materials, Mater. Today Proc. 45 (2020) 6108–6114. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.10.225.

[6] W. Hao, Y. Liu, T. Wang, G. Guo, H. Chen, D. Fang, Failure analysis of 3D printed glass fiber/PA12 composite lattice structures using DIC, Compos. Struct. 225 (2019) 1–12. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111192.

[7] D. Yadav, D. Chhabra, R. Kumar Garg, A. Ahlawat, A. Phogat, Optimization of FDM 3D printing process parameters for multi-material using artificial neural network, Mater. Today Proc. 21 (2020) 1583–1591. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.11.225.

[8] D.A. Türk, F. Brenni, M. Zogg, M. Meboldt, Mechanical characterization of 3D printed polymers for fiber reinforced polymers processing, Mater. Des. 118 (2017) 256–265. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.01.050.

[9] M.M. Prabhakar, A.K. Saravanan, A.H. Lenin, I.J. Leno, K. Mayandi, P.S. Ramalingam, A short review on 3D printing methods, process parameters and materials, Mater. Today Proc. 45 (2020) 6108–6114. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.10.225.

[10] S. Bahl, S. Mishra, K.U. Yazar, I.R. Kola, K. Chatterjee, S. Suwas, Non-equilibrium microstructure, crystallographic texture and morphological texture synergistically result in unusual mechanical properties of 3D printed 316L stainless steel, Addit. Manuf. 28 (2019) 65–77. https://doi.org/10.1016/j.addma.2019.04.016.

[11] G. Blum, M. De Blois, N. Tadjine, L'impression 3D: de l'émerveillement technique aux enjeux organisationnels, économiques et sociétaux, 2017.

[12] M. Sireesha, J. Lee, A. Sandeep, K. Kiran, V.J. Babu, B.T. Kee, S. Ramakrishna, RSC Advances the oil and gas industry, (2018) 22460–22468. https://doi.org/10.1039/c8ra03194k.

[13] F. Jose, M. Rivera, A. Jose, R. Arciniegas, Additive manufacturing methods : techniques , materials , and closed-loop control applications, (2020) 17–31.

[14] P.R. M. Reza Yavaria, Kevin D. Colea, MANU-18-1738 (Research Paper, Revised Manuscript) Thermal Modeling in Metal Additive Manufacturing using Graph Theory M. Reza Yavari, 1738 (n.d.). https://par.nsf.gov/servlets/purl/10140513.

[15] I.A. Badruddin, A.N. Saquib, A.E. Anqi, V. Tirth, M.F. Addas, F.O. Mahroogi, S. Kamangar, T.M.Y. Khan, A.A.G. Haider, M. Munawwarra, Finite Element Analysis of Nylon Based 3D Printed Autonomous Underwater Vehicle Propeller, 23 (2020).

[16] P. Nimdum, Dimensionnement en fatigue des structures ferroviaires en composites épais Pongsak Nimdum To cite this version : HAL Id : pastel-00522605 Génie Mécanique-UTC, (2010).

[17] Z. BOUFAIDA, Analyse des propriétés mécaniques de composites taffetas verre / matrice acrylique en relation avec les propriétés d ' adhésion des fibres sur la matrice, (2015) 213.

[18] B. Klimkeit, erimentale et mod ´ elisation du comportement en fatigue multiaxiale d ' un polym ` ere renforc ´ e pour application automobile To cite this version : Docteur de l ' Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d ' Aérotechnique en fatigue multiaxiale d ' u, 2009.

[19] R. Abdelhafid, Étude Du Comportement Dynamique Des Composites Stratifiés Et Sandwichs, 2018.

[20] I. Blanco, The use of composite materials in 3d printing, J. Compos. Sci. 4 (2020). https://doi.org/10.3390/jcs4020042.

[21] X. Tian, A. Todoroki, T. Liu, L. Wu, Z. Hou, M. Ueda, Y. Hirano, R. Matsuzaki, K. Mizukami, K. Iizuka, A. V. Malakhov, A.N. Polilov, D. Li, B. Lu, 3D Printing of Continuous Fiber Reinforced Polymer Composites: Development, Application, and Prospective, Chinese J. Mech. Eng. Addit. Manuf. Front. 1 (2022) 100016. https://doi.org/10.1016/j.cjmeam.2022.100016.

[22] F. Pahlevanzadeh, H.R. Bakhsheshi-Rad, D. Brabazon, M. Kharaziha, A.F. Ismail, S. Sharif, M. Razzaghi, F. Berto, Additive Manufacturing of Polymer Matrix Composites, Encycl. Mater. Compos. (2021) 1013–1028. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-819724-0.00025-2.

[23] R. Patel, C. Desai, S. Kushwah, M.H. Mangrola, A review article on FDM process parameters in 3D printing for composite materials, Mater. Today Proc. (2022). https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.02.385.

[24] M. Somireddy, C. V. Singh, A. Czekanski, Mechanical behaviour of 3D printed composite parts with short carbon fiber reinforcements, Eng. Fail. Anal. 107 (2020) 104232. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.104232.

[25] R.T.L. Ferreira, I.C. Amatte, T.A. Dutra, D. Bürger, Experimental characterization and micrography of 3D printed PLA and PLA reinforced with short carbon fibers, Compos. Part B Eng. 124 (2017) 88–100. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.05.013.

[26] N.S. Hmeidat, D.S. Elkins, H.R. Peter, V. Kumar, B.G. Compton, Processing and mechanical characterization of short carbon fiber-reinforced epoxy composites for material extrusion additive manufacturing, Compos. Part B Eng. 223 (2021) 109122. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2021.109122.

[27] F. Ning, W. Cong, J. Wei, S. Wang, M. Zhang, Additive Manufacturing of CFRP Composites Using Fused Deposition Modeling: Effects of Carbon Fiber Content and Length, (2015). https://doi.org/10.1115/msec2015-9436.

[28] S.M.F. Kabir, K. Mathur, A.F.M. Seyam, A critical review on 3D printed continuous fiber-reinforced composites: History, mechanism, materials and properties, Compos. Struct. 232 (2020) 1–24. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111476.

[29] N. Li, Y. Li, S. Liu, Rapid prototyping of continuous carbon fiber reinforced polylactic acid composites by 3D printing, J. Mater. Process. Technol. 238 (2016) 218–225. https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.07.025.

[30] W. Hao, Y. Liu, H. Zhou, H. Chen, D. Fang, Preparation and characterization of 3D printed continuous carbon fiber reinforced thermosetting composites, Polym. Test. 65 (2018) 29–34. https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2017.11.004.

[31] R.R. Fernandes, A.Y. Tamijani, M. Al-Haik, Mechanical characterization of additively manufactured fiber-reinforced composites, Aerosp. Sci. Technol. 113 (2021) 106653. https://doi.org/10.1016/j.ast.2021.106653.

[32] T.A. Dutra, R.T.L. Ferreira, H.B. Resende, B.J. Blinzler, L.E. Asp, Mechanism based failure of 3D-printed continuous carbon fiber reinforced thermoplastic composites, Compos. Sci. Technol. 213 (2021) 108962. https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2021.108962.

[33] K. Saeed, A. McIlhagger, E. Harkin-Jones, J. Kelly, E. Archer, Predication of the in-plane mechanical properties of continuous carbon fibre reinforced 3D printed polymer composites using classical laminated-plate theory, Compos. Struct. 259 (2021). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2020.113226.

[34] Y. Zhang, J. Qiao, G. Zhang, Y. Li, L. Li, Prediction of deformation and failure behavior of continuous fiber reinforced composite fabricated by additive manufacturing, Compos. Struct. 265 (2021). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113738.

[35] M. Kalova, S. Rusnakova, D. Krzikalla, J. Mesicek, R. Tomasek, A. Podeprelova, J. Rosicky, M. Pagac, 3d printed hollow off-axis profiles based on carbon fiber-reinforced polymers: Mechanical testing and finite element method analysis, Polymers (Basel). 13 (2021). https://doi.org/10.3390/polym13172949.

[36] M.H. Ali, Z. Smagulov, T. Otepbergenov, Finite element analysis of the CFRP-based 3D printed ankle-foot orthosis, Procedia Comput. Sci. 179 (2021) 55–62. https://doi.org/10.1016/j.procs.2020.12.008.

[37] Y. Yu, H. Liu, K. Qian, H. Yang, M. Mcgehee, Computer-Aided Design Material characterization and precise finite element analysis of fiber reinforced thermoplastic composites for 4D printing ☆, 122 (2020).

[38] M. Alharbi, I. Kong, V.I. Patel, Simulation of uniaxial stress–strain response of 3D-printed polylactic acid by nonlinear finite element analysis, Appl. Adhes. Sci. 8 (2020) 1–10. https://doi.org/10.1186/s40563-020-00128-1.

[39] J. Majko, M. Saga, M. Vasko, M. Handrik, F. Barnik, F. Dorčiak, FEM analysis of long-fibre composite structures created by 3D printing, Transp. Res. Procedia. 40 (2019) 792–799. https://doi.org/10.1016/j.trpro.2019.07.112.

[40] S. Paul, Finite element analysis in fused deposition modeling research: A literature review, Meas. J. Int. Meas. Confed. 178 (2021) 109320. https://doi.org/10.1016/j.measurement.2021.109320.

[41] A.Y. Chen, S. Baehr, A. Turner, Z. Zhang, G.X. Gu, Carbon-fiber reinforced polymer composites: A comparison of manufacturing methods on mechanical properties, Int. J. Light. Mater. Manuf. 4 (2021) 468–479. https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2021.04.001.

[42] NORME ASTM59200 FABRICATION ADDITIVE.pdf, (2018).

[43] L.G. Blok, M.L. Longana, H. Yu, B.K.S. Woods, An investigation into 3D printing of fibre reinforced thermoplastic composites, Addit. Manuf. 22 (2018) 176–186. https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.04.039.

[44] F.P.G. J. Justo, L. Távara∗, L. García-Guzmán, Characterization of 3D printed long fibre reinforced composites, (2018) 537–548. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.11.052.

[45] Markforged, X7 Gen2, (2021) 1. https://s3.amazonaws.com/mf.product.doc.images/Datasheets/F-PR-3012.pdf (accessed

October 16, 2021).

[46] P.S. Ramalingam, K. Mayandi, V. Balasubramanian, K. Chandrasekar, V.M. Stalany, A.A. Munaf, Effect of 3D printing process parameters on the impact strength of onyx – Glass fiber reinforced composites, Mater. Today Proc. 45 (2020) 6154–6159. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.10.467.

[47] A.-F. OBATON, Fabrication additive : contrôles Fabrication additive : contrôles, Techiques de l'ingénieur. 33 (2017).

[48] S.S. Rathor, A. Sharma, Y.K. Modi, PROCESS CAPABILITY ANALYSIS OF FUSED DEPOSITION MODELING PROCESS, Int. J. Adv. Eng. Technol. Oct., 2018. 15 (2018) 147–154.

[49] N.K. Maurya, V. Rastogi, P. Singh, Investigation of dimensional accuracy and international tolerance grades of 3D printed polycarbonate parts, Mater. Today Proc. 25 (2019) 537–543. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.06.007.

[50] H. Villarraga-Gómez, C.B. Lee, S.T. Smith, Dimensional metrology with X-ray CT: A comparison with CMM measurements on internal features and compliant structures, Precis. Eng. 51 (2018) 291–307. https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.08.021.

[51] R.K. Leach, D. Bourell, S. Carmignato, A. Donmez, N. Senin, W. Dewulf, Geometrical metrology for metal additive manufacturing, CIRP Ann. 68 (2019) 677–700. https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.05.004.

[52] W. Gao, H. Haitjema, F.Z. Fang, R.K. Leach, C.F. Cheung, E. Savio, J.M. Linares, On-machine and in-process surface metrology for precision manufacturing, CIRP Ann. 68 (2019) 843–866. https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.05.005.

[53] V.M. Rivas Santos, A. Thompson, D. Sims-Waterhouse, I. Maskery, P. Woolliams, R. Leach, Design and characterisation of an additive manufacturing benchmarking artefact following a design-for-metrology approach, Addit. Manuf. 32 (2020). https://doi.org/10.1016/j.addma.2019.100964.

[54] E.M. Science, IMPACT DAMAGE EVALUATION IN WOVEN COMPOSITES USING ACOUSTIC February 2000, (2000).

[55] S. Garzon-hernandez, Design of FDM 3D printed polymers : An experimental-modelling methodology for the prediction of mechanical properties Design of FDM 3D printed polymers : An experimental-modelling methodology for the prediction of mechanical properties, Mater. Des. 188 (2020) 108414. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108414.

[56] J. Allison, C. Sharpe, C.C. Seepersad, S. Kubiak, Powder bed fusion metrology for additive manufacturing design guidance, Solid Free. Fabr. 2017 Proc. 28th Annu. Int. Solid Free. Fabr. Symp. - An Addit. Manuf. Conf. SFF 2017. 25 (2020) 2737–2756.

[57] F. Górski, W. Kuczko, R. Wichniarek, Influence of Process Parameters on Dimensional Accuracy of Parts Manufactured Using Fused Deposition Modelling Technology, Adv. Sci. Technol. – Res. J. 7 (2013) 27–35. https://doi.org/10.5604/20804075.1062340.

[58] A. Townsend, R. Racasan, R. Leach, N. Senin, A. Thompson, A. Ramsey, D. Bate, P. Woolliams, S. Brown, L. Blunt, An interlaboratory comparison of X-ray computed tomography measurement for texture and dimensional characterisation of additively manufactured parts, Addit. Manuf. 23 (2018) 422–432. https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.08.013.

[59] H. Villarraga-Gómez, C.B. Lee, S.T. Smith, Dimensional metrology with X-ray CT: A comparison with CMM measurements on internal features and compliant structures, Precis. Eng. 51 (2018)

291–307. https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.08.021.

[60] B. Gapinski, P. Janicki, L. Marciniak-Podsadna, M. Jakubowicz, Application of the computed tomography to control parts made on additive manufacturing process, Procedia Eng. 149 (2016) 105–121. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.06.645.

[61] S. Maurya, B. Malik, P. Sharma, A. Singh, R. Chalisgaonkar, Investigation of different parameters of cube printed using PLA by FDM 3D printer, Mater. Today Proc. (2022). https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.03.700.

[62] A. Farzadi, M. Solati-Hashjin, M. Asadi-Eydivand, N.A.A. Osman, Effect of layer thickness and printing orientation on mechanical properties and dimensional accuracy of 3D printed porous samples for bone tissue engineering, PLoS One. 9 (2014) 1–14. https://doi.org/10.1371/journal.pone.0108252.

[63] D.J. McGregor, S. Rylowicz, A. Brenzel, D. Baker, C. Wood, D. Pick, H. Deutchman, C. Shao, S. Tawfick, W.P. King, Analyzing part accuracy and sources of variability for additively manufactured lattice parts made on multiple printers, Addit. Manuf. 40 (2021). https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.101924.

[64] S.M. Mora, J.C. Gil, A.M.C. López, Influence of manufacturing parameters in the dimensional characteristics of ABS parts obtained by FDM using reverse engineering techniques, Procedia Manuf. 41 (2019) 968–975. https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.10.022.

[65] T. Lieneke, V. Denzer, G.A.O. Adam, D. Zimmer, Dimensional Tolerances for Additive Manufacturing: Experimental Investigation for Fused Deposition Modeling, Procedia CIRP. 43 (2016) 286–291. https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.02.361.

[66] T. Nancharaiah, D. Ranga Raju, V. Ramachandra Raju, An experimental investigation on surface quality and dimensional accuracy of FDM components, Int. J. Emerg. Technol. 1 (2010) 106–111. https://www.researchgate.net/publication/267248480.

[67] V.B. Nidagundi, R. Keshavamurthy, C.P.S. Prakash, Studies on Parametric Optimization for Fused Deposition Modelling Process, Mater. Today Proc. 2 (2015) 1691–1699. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2015.07.097.

[68] K. Tiwari, S. Kumar, Analysis of the factors affecting the dimensional accuracy of 3D printed products, Mater. Today Proc. 5 (2018) 18674–18680. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.06.213.

[69] L.M. Galantucci, I. Bodi, J. Kacani, F. Lavecchia, Analysis of dimensional performance for a 3D open-source printer based on fused deposition modeling technique, Procedia CIRP. 28 (2015) 82–87. https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.04.014.

[70] K.M. Agarwal, P. Shubham, D. Bhatia, P. Sharma, H. Vaid, R. Vajpeyi, Analyzing the Impact of Print Parameters on Dimensional Variation of ABS specimens printed using Fused Deposition Modelling (FDM), Sensors Int. 3 (2022). https://doi.org/10.1016/j.sintl.2021.100149.

[71] B. Msallem, S. Neha, C. Shuaishuai, F.S. Halbeisen, F.M.T. Hans-Florian Zeilhofer, Evaluation of the Dimensional Accuracy of 3D-Printed Anatomical Mandibular Models Using, J. Clin. Med. 9 (2020) 1–18.

[72] D. Orthodontics, Do low-cost 3-dimensional printers produce suitable dental models?, (n.d.) 858–865. https://doi.org/10.1016/j.ajodo.2021.06.018.

[73] M. Hisham, G. Saravana Kumar, A.P. Deshpande, Process optimization and optimal tolerancing to improve dimensional accuracy of vat-photopolymerized functionally graded hydrogels,

Results Eng. 14 (2022) 100442. https://doi.org/10.1016/j.rineng.2022.100442.

[74] J. Milde, L. Morovič, The Influence of Internal Structures in Fused Deposition Modeling Method on Dimensional Accuracy of Components, Res. Pap. Fac. Mater. Sci. Technol. Slovak Univ. Technol. 24 (2016) 73–80. https://doi.org/10.1515/rput-2016-0041.

[75] M.E. Park, S.Y. Shin, Three-dimensional comparative study on the accuracy and reproducibility of dental casts fabricated by 3D printers, J. Prosthet. Dent. 119 (2018) 861.e1-861.e7. https://doi.org/10.1016/j.prosdent.2017.08.020.

[76] P. Minetola, M. Galati, A challenge for enhancing the dimensional accuracy of a low-cost 3D printer by means of self-replicated parts, Addit. Manuf. 22 (2018) 256–264. https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.05.028.

[77] R.A. Boyer, F.K. Kasper, J.D. English, H.B. Jacob, Effect of print orientation on the dimensional accuracy of orthodontic aligners printed 3-dimensionally, Am. J. Orthod. Dentofac. Orthop. 160 (2021) 732-742.e1. https://doi.org/10.1016/j.ajodo.2021.01.018.

[78] N. Nestler, C. Wesemann, B.C. Spies, F. Beuer, A. Bumann, Dimensional accuracy of extrusion- and photopolymerization-based 3D printers: In vitro study comparing printed casts, J. Prosthet. Dent. 125 (2021) 103–110. https://doi.org/10.1016/j.prosdent.2019.11.011.

[79] S. Khodaygan, M.R. Movahhedy, Functional process capability analysis in mechanical systems, Int. J. Adv. Manuf. Technol. 73 (2014) 899–912. https://doi.org/10.1007/s00170-014-5800-0.

[80] J. Rajashekharaiah, Six sigma benchmarking of process capability analysis and mapping of process parameters, J. Oper. Supply Chain Manag. 9 (2017) 60. https://doi.org/10.12660/joscmv9n2p60-71.

[81] M.Z. Anis, M. Tahir, On some subtle misconceptions about process capability indices, Int. J. Adv. Manuf. Technol. 87 (2016) 3019–3029. https://doi.org/10.1007/s00170-016-8622-4.

[82] C.W. Wu, W.L. Pearn, S. Kotz, An overview of theory and practice on process capability indices for quality assurance, Int. J. Prod. Econ. 117 (2009) 338–359. https://doi.org/10.1016/j.ijpe.2008.11.008.

[83] K. Rezaie, M. Rabbani, M.R. Taghizadeh, B. Ostadi, Process capability and process performance, 36th Int. Conf. Comput. Ind. Eng. ICC IE 2006. (2006) 5431–5439.

[84] E.E. Günay, A. Velineni, K. Park, G.E. Okudan Kremer, An Investigation on Process Capability Analysis for Fused Filament Fabrication, 2020. https://doi.org/10.1007/s12541-019-00298-4.

[85] Y. Wooluru, D.R. Swamy, P. Nagesh, The process capability analysis - A tool for process performance measures and metrics - A case study, Int. J. Qual. Res. 8 (2014) 399–416.

[86] DIN EN ISO 286-1:2010, Geometrical product specifications (GPS) — ISO code system for tolerances on linear sizes — Part 1: Basis of tolerances, deviations and fits, Iso. 2010 (2010).

[87] P. Minetola, F. Calignano, M. Galati, Comparing geometric tolerance capabilities of additive manufacturing systems for polymers, Addit. Manuf. 32 (2020) 1–10. https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101103.

[88] Markforged, Material Datasheet, (2021) 2.

[89] F. Bárnik, M. Vaško, M. Handrik, F. Dorčiak, J. Majko, Comparing mechanical properties of composites structures on Onyx base with different density and shape of fill, Transp. Res. Procedia. 40 (2019) 616–622. https://doi.org/10.1016/j.trpro.2019.07.088.

[90] Ellistat, (n.d.). https://ellistat.com/ (accessed April 14, 2022).

[91] V.G. Karayannis, T. Kagawa, G. Motosugi, Y. Takeda, M. Ichimura, A. Sasaki, M. Heterostructures, T. Saku, Y. Horikoshi, Y. Tokura, Open Access proceedings Journal of Physics_ Conference series _ Enhanced Reader.pdf, IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng. 161 (2018) 0–5.

[92] N. Maqsood, M. Rimašauskas, Characterization of carbon fiber reinforced PLA composites manufactured by fused deposition modeling, Compos. Part C Open Access. 4 (2021). https://doi.org/10.1016/j.jcomc.2021.100112.

[93] Z. Xu, R. Fostervold, S.M.J. Razavi, Scale effect on the mechanical behavior of PLA specimens fabricated via Fused Deposition Modeling, Procedia Struct. Integr. 33 (2021) 564–570. https://doi.org/10.1016/j.prostr.2021.10.062.

[94] J.M. Chacón, M.A. Caminero, E. García-Plaza, P.J. Núñez, Additive manufacturing of PLA structures using fused deposition modelling: Effect of process parameters on mechanical properties and their optimal selection, Mater. Des. 124 (2017) 143–157. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.03.065.

[95] R. Zou, Y. Xia, S. Liu, P. Hu, W. Hou, Q. Hu, C. Shan, Isotropic and anisotropic elasticity and yielding of 3D printed material, Compos. Part B Eng. 99 (2016) 506–513. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.06.009.

[96] B.M. Tymrak, M. Kreiger, J.M. Pearce, Mechanical properties of components fabricated with open-source 3-D printers under realistic environmental conditions, Mater. Des. 58 (2014) 242–246. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.02.038.

[97] D. Krzikalla, J. Měsíček, R. Halama, J. Hajnyš, M. Pagáč, T. Čegan, J. Petrů, On flexural properties of additive manufactured composites: Experimental, and numerical study, Compos. Sci. Technol. 218 (2022). https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2021.109182.

[98] F. Bárnik, M. Vaško, M. Sága, M. Handrik, A. Sapietová, Mechanical properties of structures produced by 3D printing from composite materials, MATEC Web Conf. 254 (2019) 01018. https://doi.org/10.1051/matecconf/201925401018.

[99] N.F. Cofaru, A. Pascu, M. Oleksik, R. Petruse, Tensile Properties of 3D-printed Continuous-Fiber-Reinforced Plastics, Mater. Plast. 58 (2021) 271–282. https://doi.org/10.37358/MP.21.4.5552.

[100] A.R. Prajapati, H.K. Dave, H.K. Raval, Effect of fiber volume fraction on the impact strength of fiber reinforced polymer composites made by FDM process, Mater. Today Proc. 44 (2021) 2102–2106. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.12.262.

[101] V. Shanmugam, D.J.J. Rajendran, K. Babu, S. Rajendran, A. Veerasimman, U. Marimuthu, S. Singh, O. Das, R.E. Neisiany, M.S. Hedenqvist, F. Berto, S. Ramakrishna, The mechanical testing and performance analysis of polymer-fibre composites prepared through the additive manufacturing, Polym. Test. 93 (2021). https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2020.106925.

[102] M. Domingo-Espin, J.M. Puigoriol-Forcada, A.A. Garcia-Granada, J. Llumà, S. Borros, G. Reyes, Mechanical property characterization and simulation of fused deposition modeling Polycarbonate parts, Mater. Des. 83 (2015) 670–677. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.06.074.

[103] R. Torre, S. Brischetto, Experimental characterization and finite element validation of orthotropic 3D-printed polymeric parts, Int. J. Mech. Sci. 219 (2022). https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2022.107095.

[104] M. Somireddy, A. Czekanski, Mechanical characterization of additively manufactured parts by FE modeling of mesostructure, J. Manuf. Mater. Process. 1 (2017). https://doi.org/10.3390/jmmp1020018.

[105] R.H. Hambali, K. Celik, P. Smith, A. Rennie, M. Ucar, Effect of build orientation on FDM parts:a case study for validation of deformation behaviour by FEA, (2010) 20–21. http://eprints.lancs.ac.uk/50979/.

[106] J. Ye, C. Cui, J. Yu, K. Yu, F. Dong, Effect of polyethylene fiber content on workability and mechanical-anisotropic properties of 3D printed ultra-high ductile concrete, Constr. Build. Mater. 281 (2021). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122586.

[107] D. Dey, A. Sahu, S. Prakash, B. Panda, A study into the effect of material deposition methods on hardened properties of 3D printed concrete, Mater. Today Proc. (2023). https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.03.034.

[108] M. Somireddy, C. V. Singh, A. Czekanski, Mechanical behaviour of 3D printed composite parts with short carbon fiber reinforcements, Eng. Fail. Anal. 107 (2020). https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.104232.

[109] L. Marșavina, C. Vălean, M. Mărghitaș, E. Linul, N. Razavi, F. Berto, R. Brighenti, Effect of the manufacturing parameters on the tensile and fracture properties of FDM 3D-printed PLA specimens, Eng. Fract. Mech. 274 (2022). https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2022.108766.

[110] K. Saeed, A. McIlhagger, E. Harkin-Jones, C. McGarrigle, D. Dixon, M. Ali Shar, A. McMillan, E. Archer, Characterization of continuous carbon fibre reinforced 3D printed polymer composites with varying fibre volume fractions, Compos. Struct. 282 (2022). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.115033.

[111] N. Vidakis, C. David, M. Petousis, D. Sagris, N. Mountakis, Optimization of key quality indicators in material extrusion 3D printing of acrylonitrile butadiene styrene: The impact of critical process control parameters on the surface roughness, dimensional accuracy, and porosity, Mater. Today Commun. 34 (2023). https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2022.105171.

[112] R. Delbart, A. Papasavvas, C. Robert, T. Quynh Truong Hoang, F. Martinez-Hergueta, An experimental and numerical study of the mechanical response of 3D printed PLA/CB polymers, Compos. Struct. (2023) 117156. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117156.

[113] A. Avanzini, D. Battini, L. Giorleo, Finite element modelling of 3D printed continuous carbon fiber composites: Embedded elements technique and experimental validation, Compos. Struct. 292 (2022). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.115631.

[114] J. Naranjo-Lozada, H. Ahuett-Garza, P. Orta-Castañón, W.M.H. Verbeeten, D. Sáiz-González, Tensile properties and failure behavior of chopped and continuous carbon fiber composites produced by additive manufacturing, Addit. Manuf. 26 (2019) 227–241. https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.12.020.

[115] F. Ghebretinsae, Mechanical Testing And Finite Element Analysis Of 3D Printed Continuous Carbon Fiber Reinforced Onyx® Thermoplastic, 2019.

[116] R. Pipalla, J. Schuster, Y.P. Shaik, Experimental Analysis on 3d Printed Onyx Specimens with Honeycomb Infill Structure, J. Adv. Mater. Sci. Eng. 1 (2021). https://doi.org/10.33425/2771-666x.1003.

[117] F. Lupone, E. Padovano, C. Venezia, C. Badini, Experimental Characterization and Modeling of 3D Printed Continuous Carbon Fibers Composites with Different Fiber Orientation Produced by FFF Process, Polymers (Basel). 14 (2022). https://doi.org/10.3390/polym14030426.

[118] L. Li, W. Liu, L. Sun, Mechanical characterization of 3D printed continuous carbon fiber reinforced thermoplastic composites, 227 (2022).

[119] K. Saeed, A. McIlhagger, E. Harkin-Jones, C. McGarrigle, D. Dixon, M. Ali Shar, A. McMillan, E. Archer, Characterization of continuous carbon fibre reinforced 3D printed polymer composites with varying fibre volume fractions, Compos. Struct. 282 (2022). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.115033.

[120] Z. Ali, Y. Yan, H. Mei, L. Cheng, L. Zhang, Effect of infill density, build direction and heat treatment on the tensile mechanical properties of 3D-printed carbon-fiber nylon composites, Compos. Struct. 304 (2023). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.116370.

[121] J.G. Díaz-Rodríguez, A.D. Pertúz-Comas, O.A. González-Estrada, Mechanical properties for long fibre reinforced fused deposition manufactured composites, Compos. Part B Eng. 211 (2021). https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2021.108657.

[122] N. van de Werken, J. Hurley, P. Khanbolouki, A.N. Sarvestani, A.Y. Tamijani, M. Tehrani, Design considerations and modeling of fiber reinforced 3D printed parts, Compos. Part B Eng. 160 (2019) 684–692. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.12.094.

[123] A. Avanzini, D. Battini, L. Giorleo, Finite element modelling of 3D printed continuous carbon fiber composites: Embedded elements technique and experimental validation, Compos. Struct. 292 (2022). https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.115631.

[124] F. Bárnik, M. Vaško, M. Handrik, F. Dorčiak, J. Majko, Comparing mechanical properties of composites structures on Onyx base with different density and shape of fill, Transp. Res. Procedia. 40 (2019) 616–622. https://doi.org/10.1016/j.trpro.2019.07.088.

[125] J. John, D. Devjani, S. Ali, S. Abdallah, S. Pervaiz, Optimization of 3D printed polylactic acid structures with different infill patterns using Taguchi-grey relational analysis, Adv. Ind. Eng. Polym. Res. 6 (2023) 62–78. https://doi.org/10.1016/j.aiepr.2022.06.002.

[126] M.A. Mazlan, M.A. Anas, N.A. Nor Izmin, A.H. Abdullah, Effects of Infill Density, Wall Perimeter and Layer Height in Fabricating 3D Printing Products, Materials (Basel). 16 (2023). https://doi.org/10.3390/ma16020695.

[127] S. Malek, L. Gibson, Effective elastic properties of periodic hexagonal honeycombs, Mech. Mater. 91 (2015) 226–240. https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2015.07.008.

[128] P. Bean, R.A. Lopez-Anido, S. Vel, Numerical Modeling and Experimental Investigation of Effective Elastic Properties of the 3D Printed Gyroid Infill, Appl. Sci. 12 (2022). https://doi.org/10.3390/app12042180.

[129] M. Lei, Y. Wang, Q. Wei, M. Li, J. Zhang, Y. Wang, Micromechanical modeling and numerical homogenization calculation of effective stiffness of 3D printing PLA/CF composites, J. Manuf. Process. 102 (2023) 37–49. https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.07.027.

[130] P. Ghabezi, N.M. Harrison, Multi-scale modelling and life prediction of aged composite materials in salt water, J. Reinf. Plast. Compos. (2023). https://doi.org/10.1177/07316844231160189.

[131] C. Pascual-González, M. Iragi, A. Fernández, J.P. Fernández-Blázquez, L. Aretxabaleta, C.S. Lopes, An approach to analyse the factors behind the micromechanical response of 3D-printed composites, Compos. Part B Eng. 186 (2020). https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2020.107820.

[132] M.S. El-Wazery, M.I. El-Elamy, S.H. Zoalfakar, Mechanical Properties of Glass Fiber Reinforced Polyester Composites, Int. J. Appl. Sci. Eng. 14 (2017) 121. https://doi.org/10.6703/IJASE.2017.14(3).121.

[133] S.M.F. Kabir, K. Mathur, A.F.M. Seyam, Impact resistance and failure mechanism of 3D printed continuous fiber-reinforced cellular composites, J. Text. Inst. 112 (2021) 752–766. https://doi.org/10.1080/00405000.2020.1778223.

[134] D.R. Hetrick, S.H.R. Sanei, O. Ashour, C.E. Bakis, Charpy impact energy absorption of 3D printed continuous Kevlar reinforced composites, J. Compos. Mater. 55 (2021) 1705–1713. https://doi.org/10.1177/0021998320985596.

[135] G.D. Goh, V. Dikshit, A.P. Nagalingam, G.L. Goh, S. Agarwala, S.L. Sing, J. Wei, W.Y. Yeong, Characterization of mechanical properties and fracture mode of additively manufactured carbon fiber and glass fiber reinforced thermoplastics, Mater. Des. 137 (2018) 79–89. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.10.021.

[136] H. Zhang, S. Wang, K. Zhang, J. Wu, A. Li, J. Liu, D. Yang, 3D printing of continuous carbon fibre reinforced polymer composites with optimised structural topology and fibre orientation, Compos. Struct. (2023) 116914. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.116914.

[137] L. ~J. Hart-Smith, The ten-percent rule for preliminary sizing of fibrous composite structures, Weight Eng. 52 (1992) 29–45.

[138] J.S. León-Becerra, O.A. González-Estrada, W. Pinto-Hernández, Mechanical characterization of additive manufacturing composite parts, Respuestas. 25 (2020). https://doi.org/10.22463/0122820x.2189.

[139] Hamid Sinaei, Evaluation of reinforced concrete beam behaviour using finite element analysis by ABAQUS, Sci. Res. Essays. 7 (2012). https://doi.org/10.5897/sre11.1393.

[140] P. Qian, Q. Xu, Development of Embedded Element Technique for Permeability Analysis of Cracked Porous Media, Math. Probl. Eng. 2017 (2017). https://doi.org/10.1155/2017/6713452.

[141] W. Tian, L. Qi, X. Chao, J. Liang, M. Fu, Periodic boundary condition and its numerical implementation algorithm for the evaluation of effective mechanical properties of the composites with complicated micro-structures, Compos. Part B Eng. 162 (2019) 1–10. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.10.053.

[142] D.J. Wu, Z. Mei, Y. Zhu, H. Hu, Development of an ABAQUS™ plug-in for predicting composite plates stiffness with in-plane periodicity, SoftwareX. 21 (2023). https://doi.org/10.1016/j.softx.2022.101281.

[143] M. Moeini, M. Begon, M. Lévesque, Numerical homogenization of a linearly elastic honeycomb lattice structure and comparison with analytical and experimental results, Mech. Mater. 167 (2022). https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2022.104210.

[144] A. Catapano, M. Montemurro, A multi-scale approach for the optimum design of sandwich plates with honeycomb core. Part I: Homogenisation of core properties, Compos. Struct. 118 (2014) 664–676. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2014.07.057.

[145] J. Yvonnet, Computational Homogenization of Heterogeneous Materials with Finite Elements, Springer International Publishing, Cham, 2019. https://doi.org/10.1007/978-3-030-18383-7.

[146] L.J. Gibson, M.F. Ashby, The mechanics of honeycombs, in: Cell. Solids, Cambridge University Press, 2014: pp. 93–174. https://doi.org/10.1017/cbo9781139878326.006.

[147] A. Tessarin, M. Zaccariotto, U. Galvanetto, D. Stocchi, A multiscale numerical homogenization-based method for the prediction of elastic properties of components produced with the fused deposition modelling process, Results Eng. 14 (2022). https://doi.org/10.1016/j.rineng.2022.100409.

[148] L. Viet Dung, N. Quang Hung, D. Pham Tuong Minh, C. Author, A numerical model for the honeycomb core sandwich panels in three-point bending by the homogenization method, n.d. www.ijres.org.

[149] A. Pilipović, P. Ilinčić, A. Bakić, J. Kodvanj, Influence of Atmospheric Conditions on Mechanical Properties of Polyamide with Different Content of Recycled Material in Selective Laser Sintering, Polymers (Basel). 14 (2022). https://doi.org/10.3390/polym14122355.

[150] L. Sang, C. Wang, Y. Wang, W. Hou, Effects of hydrothermal aging on moisture absorption and property prediction of short carbon fiber reinforced polyamide 6 composites, Compos. Part B Eng. 153 (2018) 306–314. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.08.138.

[151] (24) We 3D Printed a Satellite with Sidus Space. - YouTube, (n.d.). https://www.youtube.com/watch?v=QQLlK5pETtA&ab_channel=Markforged (accessed April 26, 2023).

[152] J. Santo, P.K. Penumakala, R.B. Adusumalli, Mechanical and electrical properties of three-dimensional printed polylactic acid–graphene–carbon nanofiber composites, Polym. Compos. 42 (2021) 3231–3242. https://doi.org/10.1002/pc.26053.

[153] J. Galos, Y. Hu, A.R. Ravindran, R.B. Ladani, A.P. Mouritz, Electrical properties of 3D printed continuous carbon fibre composites made using the FDM process, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 151 (2021). https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2021.106661.