







**Caractérisation géométrique et mécanique des structures en treillis à symétrie cubique fabriquées par fusion laser sur lit de poudre pour le développement d'un modèle d'homogénéisation et d'une méthode d'optimisation des composants industriels**

Mémoire présenté

dans le cadre du programme de maîtrise en ingénierie

en vue de l'obtention du grade de Maître ès sciences appliquées (M.Sc.A.)

PAR

© OUSSEMA BOUGUERRA

OCTOBRE 2025



**Composition du jury :**

**Jean-Sébastien Deschênes, président du jury, Université du Québec à Rimouski**

**Jean Brousseau, tuteur de recherche, Université du Québec à Rimouski**

**Antoine Côté, examinateur externe, Centre de technologies avancées BRP (CTA)**

Dépôt initial le 18 juillet 2025

Dépôt final le 7 octobre 2025



UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI  
Service de la bibliothèque

Avertissement

La diffusion de ce mémoire ou de cette thèse se fait dans le respect des droits de son auteur, qui a signé le formulaire « *Autorisation de reproduire et de diffuser un rapport, un mémoire ou une thèse* ». En signant ce formulaire, l'auteur concède à l'Université du Québec à Rimouski une licence non exclusive d'utilisation et de publication de la totalité ou d'une partie importante de son travail de recherche pour des fins pédagogiques et non commerciales. Plus précisément, l'auteur autorise l'Université du Québec à Rimouski à reproduire, diffuser, prêter, distribuer ou vendre des copies de son travail de recherche à des fins non commerciales sur quelque support que ce soit, y compris Internet. Cette licence et cette autorisation n'entraînent pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits moraux ni à ses droits de propriété intellectuelle. Sauf entente contraire, l'auteur conserve la liberté de diffuser et de commercialiser ou non ce travail dont il possède un exemplaire.



À ma famille, pour leur amour  
inconditionnel et leurs encouragements  
constants.



## **REMERCIEMENTS**

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude à monsieur Jean Brousseau, mon encadrant, sans qui ce projet n'aurait pu aboutir. Ses conseils avisés, sa patience et son soutien constant ont été déterminants pour la finalisation de ce travail.

Un merci tout particulier à Charles-André Fraser, responsable de l'imprimante EOS M290, pour son expertise précieuse et son aide indispensable dans la réalisation de mes impressions. Merci également à l'équipe d'encadrants du département de génie : Richard Lafrance, Dany Morin et Suzie Loubert pour leur accompagnement et leurs orientations tout au long de ce projet.

Je remercie chaleureusement monsieur Claude Belzile pour son temps, son aide et les magnifiques images obtenues au microscope à balayage, qui ont grandement enrichi mon étude ainsi que monsieur Karel Uhlir pour m'avoir formé aux essais de traction.

Une pensée spéciale va à mon ami Hamdi, la première personne à m'avoir accueilli à Rimouski et à m'avoir aidé à m'intégrer. Merci aussi à mes amies Amna, Yasmine, Nourhene, Ameni, et Dorra, avec qui j'ai partagé des moments inoubliables et qui ont rendu mon séjour si agréable.

Enfin, je dédie ce travail à mes parents, Ali et Latifa, dont l'amour et les sacrifices sont ma plus grande motivation. Leur fierté est ce qui me pousse à toujours avancer. Merci également à ma sœur Ikhlal et mes frères Ayoub, Amen Allah et Hamdi pour leurs encouragements et leur soutien sans faille.



## **AVANT-PROPOS**

L'évolution rapide des technologies de fabrication additive et l'optimisation des structures mécaniques par l'allègement représentent, à mes yeux, l'une des révolutions les plus marquantes dans le domaine de l'ingénierie mécanique. C'est cet intérêt pour l'innovation et la volonté de repousser les limites des techniques de conception traditionnelles qui m'ont conduit à choisir ce sujet pour mon mémoire.

Mon intérêt pour la fabrication additive découle de l'impact croissant que ces technologies ont dans des secteurs comme l'aéronautique, l'automobile et le médical. L'allègement des composants, en particulier, est un enjeu crucial pour améliorer l'efficacité énergétique, réduire les coûts de production, et explorer des solutions géométriques complexes que les méthodes de fabrication conventionnelles ne peuvent pas offrir. Les méthodes telles que la conception générative et l'intégration des structures en treillis, associées à des procédés comme la fusion laser sélective (SLM), ouvrent la voie à des perspectives d'innovation passionnantes pour les années à venir.

Ce travail est ainsi l'expression de ma passion pour l'ingénierie de pointe, et reflète mon ambition de contribuer au développement de technologies qui façonnent l'avenir de la fabrication industrielle. À travers ce mémoire, j'ai cherché à explorer des solutions innovantes et à démontrer comment la combinaison des structures en treillis, de la conception générative et de la fabrication additive peut transformer la manière dont les composants industriels sont conçus et fabriqués.



## RÉSUMÉ

La fabrication additive, et plus particulièrement la fusion sur lit de poudre (LPBF), ouvre de nouvelles opportunités pour concevoir des structures en treillis optimisées répondant aux besoins industriels d'allègement et de performance mécanique. Cependant, leur adoption à grande échelle se heurte à des défis majeurs tels que les écarts systématiques entre propriétés théoriques et réelles des treillis imprimés, ainsi que les difficultés de modélisation précise de leur comportement dans des géométries complexes. Ces limitations freinent leur utilisation dans des applications critiques comme dans l'industrie aérospatiale ou biomédicale.

Cette recherche se concentre sur l'intégration des treillis dans une méthodologie globale combinant modélisation numérique, caractérisation expérimentale et optimisation par conception générative. L'étude est menée sur des structures en treillis imprimées sur la machine EOS M290 en acier maraging 18Ni300 et s'articule en trois phases complémentaires. Une première phase de caractérisation géométrique a révélé une relation linéaire entre le ratio surface/volume (S/V) et les écarts de densité relative, avec 70% de ces écarts attribués aux variations d'épaisseur caractéristiques. La méthode de compensation par ajustement des paramètres de conception s'est avérée plus efficace que la variation du paramètre offset pour la structure Gyroid choisie. La seconde phase de caractérisation mécanique a permis de calibrer un modèle Gibson-Ashby intégrant les imperfections de fabrication, validé par des essais de traction sur des structures Gyroid 3 mm, de densités relatives de 20 à 30 %. Les simulations par homogénéisation périodique ont nécessité des coefficients de correction pour réduire les écarts entre résultats numériques et expérimentaux. Enfin, une étude de cas a démontré la pertinence du modèle développé sur une pièce optimisée par conception générative où les prédictions numériques du comportement mécanique ont été confirmées par les essais expérimentaux.

Ce travail propose une méthodologie structurée et innovante, démontrant l'efficacité de la combinaison entre treillis homogénéisés et conception générative. Les résultats montrent que l'approche permet de prédire avec précision le comportement élastique des structures tout en simplifiant leur dimensionnement. Il ouvre des perspectives prometteuses pour des applications industrielles nécessitant des pièces légères, robustes et optimisées.

*Mots clés :* Structures en treillis, Conception générative, Fabrication additive, LPBF, Acier maraging 18Ni300, Homogénéisation, Optimisation, Allègement, Performance mécanique, Gibson-Ashby



## ABSTRACT

Additive manufacturing, particularly laser powder bed fusion (LPBF), offers new opportunities for designing optimized lattice structures that meet industrial requirements for weight reduction and mechanical performance. However, their widespread adoption faces major challenges, including systematic discrepancies between the theoretical and actual properties of printed lattices, as well as difficulties in accurately modeling their behavior in complex geometries. These limitations impede their use in critical applications such as aerospace and biomedical fields.

This research focuses on integrating lattice structures into a comprehensive methodology combining numerical modeling, experimental characterization, and generative design optimization. The study examines lattice structures printed in 18Ni300 maraging steel using an EOS M290 machine, organized into three complementary phases. The initial geometric characterization phase revealed a linear relationship between surface-to-volume ratio ( $S/V$ ) and relative density deviations, with 70% of these deviations attributed to characteristic thickness variations. Parameter compensation through design adjustments proved more effective than printer offset modifications for the selected Gyroid structure. The subsequent mechanical characterization phase enabled calibration of a Gibson-Ashby model incorporating manufacturing imperfections, validated through tensile testing of 3 mm Gyroid structures with 20-30% relative density. Periodic homogenization simulations required correction coefficients to reduce discrepancies between numerical and experimental results. Finally, a case study demonstrated the model's effectiveness on a generatively optimized part where numerical predictions of mechanical behavior were experimentally confirmed.

This work presents a structured and innovative methodology, demonstrating the effectiveness of combining homogenized lattices with generative design. Results show the approach enables accurate prediction of elastic behavior while simplifying structural dimensioning. It opens promising prospects for industrial applications requiring lightweight, robust, and optimized components.

*Keywords:* Lattice structures, Generative design, Additive manufacturing, LPBF, Maraging steel 18Ni300, Homogenization, Optimization, Weight reduction, Mechanical performance, Gibson-Ashby



## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	ix
AVANT-PROPOS .....	xi
RÉSUMÉ .....	xiii
ABSTRACT.....	xv
TABLE DES MATIÈRES.....	xvii
LISTE DES TABLEAUX .....	xxi
LISTE DES FIGURES .....	xxiv
LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES.....	xxix
LISTE DES SYMBOLES.....	xxxii
INTRODUCTION GÉNÉRALE .....	1
CHAPITRE 1 Problématique et objectifs.....	6
1.1 CONTEXTE DE L'ETUDE.....	6
1.2 PROBLEMATIQUE .....	9
1.3 OBJECTIFS.....	11
CHAPITRE 2 Revue de littérature et notions de base.....	15
2.1 REVUE DE LITTÉRATURE DE LA CARACTERISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS.....	15
2.2 MODELISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS.....	17
2.2.1 Différentes catégories des structures .....	18
2.2.2 Description mathématique et paramètres clés .....	20
2.2.3 Conception des motifs .....	23
2.3 PROPRIETES GEOMETRIQUES ET MECANIQUES DES STRUCTURES EN TREILLIS .....	24
2.3.1 Propriétés géométriques des structures en treillis .....	24

2.3.2	Propriétés mécaniques des structures en treillis.....	25
2.4	HOMOGENEISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS .....	26
2.4.1	Méthodes d'homogénéisation .....	26
2.4.2	Fondements de la méthode d'homogénéisation.....	28
2.4.3	Homogénéisation pour l'optimisation des structures en treillis.....	31
2.5	FABRICATION ADDITIVE LPBF DES STRUCTURES EN TREILLIS.....	32
2.5.1	Principe de la fusion laser sur lit de poudre (LPBF).....	33
2.5.2	Avantages et défis spécifiques à la fabrication LPBF des treillis .....	35
2.6	OPTIMISATION TOPOLOGIQUE ET CONCEPTION GENERATIVE .....	36
2.7	CARACTERISATION DU MATERIAU UTILISE : ACIER MARAGING .....	38
2.8	RESUME DE L'ETAT DE L'ART .....	41
	CHAPITRE 3 Méthodologie.....	43
3.1	VUE D'ENSEMBLE DE LA METHODOLOGIE.....	44
3.2	CARACTERISATION GEOMETRIQUE DES STRUCTURES EN TREILLIS .....	45
3.2.1	Conception des échantillons .....	45
3.2.2	Choix des paramètres d'impression.....	48
3.2.3	Plans d'impression de caractérisation géométrique.....	49
3.2.4	Analyse des écarts de densité relative.....	53
3.2.5	Microscopie électronique à balayage SEM.....	54
3.2.6	Sablage des structures imprimées .....	55
3.2.7	Granulométrie de la poudre utilisée.....	56
3.2.8	Compensation des écarts de densité.....	57
3.3	CARACTERISATION MECANIQUE ET HOMOGENEISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS .....	59
3.3.1	Essai de traction .....	59
3.3.2	Homogénéisation numérique et évaluation de l'isotropie .....	65
3.3.3	Estimation des propriétés macroscopiques .....	66
3.3.4	Application du modèle Gibson-Ashby pour prédire les propriétés .....	67
3.4	VALIDATION DE L'INTEGRATION DES TREILLIS DANS LA CONCEPTION GENERATIVE .....	68
3.4.1	Définition du matériau homogénéisé .....	69
3.4.2	Préparation du modèle de conception générative .....	69
3.4.3	Validation du choix avec simulation par homogénéisation .....	70

3.4.4	Intégration des structures en treillis.....	71
3.4.5	Fabrication et validation expérimentale .....	73
3.5	RESUME DE LA METHODOLOGIE .....	74
CHAPITRE 4 Résultats géométriques et discussion .....		76
4.1	RESULTATS DE L'IMPRESSION PRELIMINAIRE .....	76
4.1.1	Détection des écarts de densité.....	77
4.1.2	Analyse des images SEM .....	78
4.2	RESULTATS DE L'IMPRESSION AVEC REPETITION.....	80
4.2.1	Calcul des écarts de densité en fonction du ratio surface / volume (S/V) .....	81
4.2.2	Quantification de l'effet de la poudre collée .....	88
4.2.3	Mesures et quantification des écarts de dimensions : différence entre le dessus et le côté .....	92
4.3	DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE DE LA POUDRE.....	97
4.4	COMPENSATION DES DIMENSIONS .....	99
4.4.1	Résultat de l'impression de compensation .....	99
4.4.2	Mesure de densité relative expérimentale avant et après sablage .....	99
4.4.3	Effet de changement de l'épaisseur caractéristique dans le modèle CAO.....	100
4.4.4	Effet du paramètre offset de l'imprimante .....	101
4.4.5	Mesures par SEM des épaisseurs compensées .....	102
4.5	ANALYSE ET DISCUSSION DES RESULTATS.....	104
4.5.1	Écart de densité relative après impression.....	104
4.5.2	Prédiction du pourcentage d'écart de densité relative .....	105
4.5.3	Impact combiné de la poudre et des différences de dimensions .....	106
4.5.4	Réduction des déviations par compensation.....	107
4.5.5	Discussion des résultats géométriques .....	107
CHAPITRE 5 Résultats mécaniques et discussion .....		110
5.1	VALIDATION DES PROPRIETES DU MATERIAU .....	110
5.2	RESULTATS DES TESTS DE TRACTION .....	112
5.2.1	Analyse des courbes de contrainte-déformation.....	112
5.2.2	Propriétés mécaniques effectives expérimentales .....	113

5.3	RESULTATS DE L'HOMOGENEISATION NUMERIQUE .....	114
5.3.1	Étude de convergence du maillage .....	114
5.3.2	Résultats des propriétés homogénéisées .....	116
5.3.3	Estimation de $R_u$ et $R_e$ avec la section effective .....	122
5.4	MODELE DE GIBSON-ASHBY .....	126
5.4.1	Données utilisées .....	126
5.4.2	Modèles de propriétés expérimentales avec densité imprimée .....	127
5.4.3	Modèle du module d'Young homogénéisé avec RD conçue .....	127
5.4.4	$R_u$ et $R_e$ expérimentales en utilisant les densités conçues .....	128
5.5	VALIDATION D'INTEGRATION DES TREILLIS DANS LA CONCEPTION GENERATIVE .....	130
5.5.1	Choix du matériau homogénéisé .....	130
5.5.2	Génération et choix des résultats de l'étude .....	132
5.5.3	Résultats de l'impression .....	134
5.5.4	Résultats de l'essai de traction de l'éprouvette optimisée .....	134
5.5.5	Résultats de la simulation par homogénéisation .....	137
5.5.6	Comparaison entre simulation avec homogénéisation et essai expérimental .....	137
5.6	INTERPRETATIONS ET DISCUSSION DES RESULTATS .....	140
5.6.1	Interprétations des résultats .....	140
5.6.2	Discussion des résultats mécaniques .....	142
	CONCLUSION GÉNÉRALE .....	145
	ANNEXE 1 .....	150
	Relations entre les paramètres géométriques de conception ( $c$ , $V$ , $S$ , $RD$ ) .....	150
	ANNEXE 2 .....	154
	Résultats de l'isotropie .....	154
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....	157

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1: Composition chimique de la poudre de MS1 en % [67].	39
Tableau 2: Propriété de l'acier maraging MS1 [67].	40
Tableau 3: Paramètres d'impression de la recette EOS MS1_040_PerformanceM291 2.00.	49
Tableau 4: Résultats des écarts de densité de l'impression préliminaire.	77
Tableau 5: Mesure des dimensions des cubes imprimés pour l'impression avec répétitions.	81
Tableau 6: Mesures de masse des structures imprimées.	82
Tableau 7: Résultats de densité en $\text{g/cm}^3$ des structures imprimés de la deuxième impression.	83
Tableau 8: Calculs des densités relatives des échantillons imprimés.	83
Tableau 9: Calcul des écarts de densités relatives des structures avant sablage.	84
Tableau 10: Mesures des masses des structures imprimées dans la deuxième impression après sablage.	91
Tableau 11: Calcul de l'effet de la poudre sur l'écart total.	91
Tableau 12: Effet des dimensions sur la densité relative.	96
Tableau 13: Mesures de la densité relative des échantillons de compensation.	100
Tableau 14: Résultats de la compensation de l'épaisseur des modèles CAO d'une valeur égale à 0,1 mm.	100
Tableau 15: Résultats de la compensation avec le paramètre offset de l'imprimante.	101
Tableau 16: Effet du reste des défauts de fabrication autre que la poudre collée et les différences de dimension sur l'écart de densité relative.	102
Tableau 17: Propriétés expérimentales en traction et de la fiche technique.	111

Tableau 18: Mesures de propriétés mécaniques effectives en traction de la structure Gyroid 3mm.....	113
Tableau 19: Propriétés expérimentales moyennes en traction .....	113
Tableau 20: Constantes de la matrice de rigidité calculées sur nTop .....	116
Tableau 21: Propriétés mécaniques issues de l'homogénéisation numérique pour les structures de type Gyroid RD20, 25 et 30 .....	116
Tableau 22: Différence entre le module d'Young d'homogénéisation numérique et le module d'Young expérimental pour les structures de type Gyroid RD20, 25 et 30 .....	117
Tableau 23: Résultats du calcul du module d'Young par simulation des éprouvettes à section 9 mm et 12 mm.....	119
Tableau 24: Densités relatives donnant un module d'Young homogénéisé égal au module d'Young mesuré. ....	121
Tableau 25: Calcul du pourcentage de la section minimale par rapport à la section pleine.....	123
Tableau 26: Prédiction des résistances $R_u$ et $R_e$ avec la méthode de la section effective pour la structure Gyroid 3mm.....	123
Tableau 27: Les propriétés expérimentales utilisées.....	126
Tableau 28: Modèles Gibson-Ashby pour les données expérimentales.....	127
Tableau 29: Les données d'homogénéisation numérique obtenues avec les densités théoriques.....	127
Tableau 30: Comparaison des constantes $C$ et $n$ pour le module d'Young .....	128
Tableau 31: Effet de choix de densité relative sur $R_u$ et $R_e$ .....	128
Tableau 32: Propriétés du matériau homogénéisé équivalent pour la Gyroid 3 mm RD 25 imprimée, basées sur les essais de traction.....	130
Tableau 33: Résultats paramétriques pour la structure Gyroid. ....	152
Tableau 34: Résultats paramétriques pour la structure SplitP.....	152
Tableau 35: Résultats paramétriques pour la structure Diamond. ....	153



## LISTE DES FIGURES

Figure 1: Schéma des objectifs de l'étude avec les sections des résultats obtenus. ....	14
Figure 2: Classes et types de treillis tridimensionnels (inspirée de [6]).....	18
Figure 3: Schéma de la surface originale et épaisseur générée par nTop pour la structure Gyroid (inspiré de [8]). ....	21
Figure 4: Paramètres de l'unité des structures TPMS.....	23
Figure 5: Motifs et structures en treillis pour trois tailles d'unité générés sur nTop. ....	24
Figure 6: Schéma explicatif du processus de fusion par laser sur lit de poudre. ....	33
Figure 7: Les paramètres du procédé de fusion sélective par laser [60]. ....	34
Figure 8: Schéma des paramètres d'impression du procédé de fusion sélective par laser [61]. ....	35
Figure 9: Différence entre le processus de conception traditionnelle et la conception généraliste inspirée de [66].....	38
Figure 10: Images SEM de la poudre MS1 utilisée. ....	40
Figure 11: Vue d'ensemble de la méthodologie. ....	44
Figure 12: Exemple d'un échantillon généré par nTop. ....	45
Figure 13: Paramètres utilisés dans nTop pour générer une structure SplitP.....	46
Figure 14: Cellules unitaires des structures FCC et Octet conçues sur nTop. ....	47
Figure 15: Les structures TPMS Gyroid, Diamond et SplitP à partir de nTop. ....	47
Figure 16: Imprimante EOS M290 de l'UQAR.....	48
Figure 17: Plan de la première impression des structures. ....	50
Figure 18: Représentation de la platine de la deuxième impression. ....	51
Figure 19: Génération des supports.....	52
Figure 20: Module de maillage sur nTop. ....	52

Figure 21: (a) Maillage avant optimisation, (b) Maillage optimisé. ....	53
Figure 22: Mesures de masse avec une balance haute précision (a) et des dimensions (b). ....	53
Figure 23 : Microscope SEM (a), Système à cinq axes (b). ....	55
Figure 24: Cabine de sablage (a), Abrasif utilisé (b). ....	56
Figure 25: Granulomètre Mastersizer Hydro. ....	57
Figure 26: Schéma du paramètre "Offset" de l'imprimante inspiré de [69]. ....	58
Figure 27: Plan d'impression de compensation. ....	59
Figure 28: Dimensions des éprouvettes de traction en mm. ....	60
Figure 29: Structure intégrée avec épaisseur fixe (a) et avec épaisseur progressive (b). ....	61
Figure 30: Plan d'impression des éprouvettes de traction. ....	62
Figure 31: Génération des supports d'impression : (a) Materialise Magics, (b) EOS Print. ....	62
Figure 32: Essai de traction : (a) Machine de traction MTS 810, (b) extensomètre. ....	63
Figure 33: Exemple de calcul graphique sur la courbe traction de la Gyroid 3 mm RD 20 1. ....	64
Figure 34 : (a) Maillage du VER, (b) Homogénéisation du VER. ....	65
Figure 35: (a) Déplacement selon la direction X, (b) Module d'Young. ....	66
Figure 36: Évaluation de la surface effective sur nTop. ....	67
Figure 37: Méthodologie de la validation du modèle homogénéisé dans une pièce avec géométrie complexe générée par conception générative. ....	68
Figure 38: Définition du modèle de conception générative. ....	69
Figure 39: Validation du facteur de sécurité par simulation numérique par homogénéisation. ....	70
Figure 40: Modèle nTop (a) pour séparation des corps à transformer (b) et des corps solides (c). ....	71
Figure 41: Génération d'une structure Gyroid 3 mm avec épaisseur progressive : (a) bloc nTop, (b) résultat. ....	72

Figure 42: Bloc nTop (a) pour opérations d'intersection (b) et d'union (c).....	72
Figure 43: Bloc nTop d'exportation (a) du maillage (b).....	73
Figure 44: Génération des supports pour l'éprouvette optimisée. ....	73
Figure 45: Mise en tension de l'éprouvette optimisée. ....	74
Figure 46: Échantillons de l'impression préliminaire.....	77
Figure 47: Images SEM pour les structures : (a) SplitP 3mm, (b) Diamond 3mm, (c) FCC 6mm et (d) Gyroid 3mm. ....	79
Figure 48: Plateau de la deuxième impression avec répétitions.....	80
Figure 49: Décalage de la densité relative expérimentale par rapport au modèle CAO. ....	85
Figure 50: Écart de densité relative pour les structures TPMS en fonction du ratio (S/V) (a), et en fonction de la surface (b). ....	86
Figure 51: Écart de densité relative pour la structure Octet en fonction du ratio (S/V) (a), et en fonction de la surface (b). ....	86
Figure 52: Différence de RD en fonction S/V pour TPMS.....	87
Figure 53: Relation linéaire entre l'écart de densité et le ratio S/V pour les structures TPMS de la deuxième impression .....	88
Figure 54: Variation de la masse en fonction du temps de sablage pour Gyroid (a) et Octet (b). ....	89
Figure 55: Effet de sablage : (a) Avant sablage, (b) Sablage 30 sec, (c) Sablage 90 sec.....	90
Figure 56: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour Gyroid 4.5 mm RD30. ....	93
Figure 57: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour SplitP 9 mm RD30.....	94
Figure 58: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour Diamond 9 mm RD20.....	94
Figure 59: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour Octet 9 mm RD20 de la vue de « Dessus » présentant les barres sur la face et les barres au cœur de la structure.....	95
Figure 60: Diamètres Dv10, Dv50 et Dv90 .....	97
Figure 61: Distribution de la taille des particules de poudre.....	98

Figure 62: Échantillons de l'impression visant à mesurer l'effet des compensations.....	99
Figure 63: Surface latérale de l'échantillon 4 avant (gauche) et après (droite) sablage.....	103
Figure 64: Surface latérale de l'échantillon 8 avant sablage (gauche) et après (droite) sablage.....	103
Figure 65: Densité relative expérimentale et densité relative CAO des structures imprimées. ....	104
Figure 66: Pourcentage d'écart de RD en fonction de S/V pour TPMS .....	105
Figure 67: Impact des facteurs d'écart de densité relative. ....	106
Figure 68: Courbe de traction du matériau plein .....	111
Figure 69: Courbes contrainte-déformation des essais de traction des structures Gyroid.....	112
Figure 70: Sensibilité de $E^H$ à la taille du maillage pour la densité RD 20.....	114
Figure 71: Sensibilité de $E^H$ à la taille du maillage pour la densité RD 30 .....	115
Figure 72: Simulation détaillée de l'éprouvette de traction Gyroid 3mm RD 30 pour la force 3670N (100 MPa) : (a) Maillage et conditions aux limites, (b) Résultats de déplacement .....	118
Figure 73: Résultats des simulations pour deux éprouvettes de traction avec structure Gyroid 3mm Rd 30 : (a) section 9 mm et force 8100 N ; (b) section 12 mm et force 14400 N.....	119
Figure 74: Évolution de la section pour la structure Gyroid selon l'axe z .....	122
Figure 75: Évolution de la section en fonction de la hauteur z pour la Gyroid 3 mm RD 30. ....	123
Figure 76: Résistance ultime $R_u$ prédite par section et $R_u$ expérimentale. ....	124
Figure 77: Résistance élastique $R_e$ prédite par section et $R_e$ expérimentale.....	125
Figure 78: Configurations optimisées de l'éprouvette générées par conception générative. ....	133
Figure 79 : Éprouvette optimisée choisie .....	133
Figure 80: Éprouvette optimisée imprimée avec les supports (a) et après enlèvement des supports par usinage (b) .....	134

Figure 81: Courbe force déplacement de l'éprouvette optimisée par conception générationnelle à partir du matériau homogénéisé .....	136
Figure 82: Résultat d'une simulation avec matériau homogénéisé et force appliquée de 1500 N; a) champ des contraintes en MPa ; b) champ des déplacements en mm. ....	137
Figure 83: Courbes numérique et expérimentale de la force force vs le déplacement .....	138
Figure 84: Comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux basés sur une simulation ; a) Zones de rupture lors de l'essai expérimental ; (b) présentation du facteur de sécurité obtenu par simulation.....	139
Figure 85: Courbes présentant la force vs le déplacement obtenues par simulations en utilisant le module d'Young expérimental et le module d'Young de l'homogénéisation périodique. ....	140
Figure 86: Évolution du ratio de surface (S/V) en fonction de la densité relative (RD) pour la structure Gyroid.....	151
Figure 87: Évolution du ratio de Zener en fonction de RD obtenu avec les calculs de nTop.....	154

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES

<b>CAD</b>	Computer-Aided Design
<b>CAE</b>	Computer-Aided Engineering (Ingénierie Assistée par Ordinateur)
<b>CAO</b>	Conception Assistée par Ordinateur
<b>CG</b>	Conception générative
<b>DFAM</b>	Design for Additive Manufacturing (Conception pour la fabrication additive)
<b>DMLS</b>	Direct Metal Laser Sintering
<b>EOS</b>	Electro-Optical System
<b>FDM</b>	Fused Deposition Modeling
<b>FEA</b>	Finite Element Analysis (Analyse par éléments finis)
<b>FEM</b>	Finite Element Method (Méthode des Éléments Finis)
<b>LPBF</b>	Laser powder bed fusion (Fusion sur lit de poudre)
<b>MPC</b>	Material Property Considerations
<b>MS1</b>	Maraging Steel 1 (acier maraging 1)
<b>nTop</b>	Logiciel de nTopology qui permet de résoudre des problèmes d'ingénierie complexes pour la fabrication additive.
<b>RD</b>	Relative Density (Densité relative)
<b>RVE</b>	Representatif Volume Element (Volume élémentaire représentatif)

<b>SEM</b>	Scanning Electron Microscope (Microscopie électronique à balayage)
<b>SLM</b>	Selective Laser Melting (Fusion Sélective par Laser)
<b>SLS</b>	Selective Laser Sintering (Frittage Sélectif par Laser)
<b>STL</b>	Standard Triangle Language or Standard Tessellation Language ( Format standard de fichier CAO utilisé dans l'impression 3D)
<b>TPMS</b>	Triply Periodic Minimal Surfaces (Surface minimale triplement périodique)



## LISTE DES SYMBOLES

<b>μm</b>	Micromètre
<b>mm</b>	Millimètre
<b>cm</b>	Centimètre
<b>m</b>	Mètre
<b>mm<sup>3</sup></b>	Millimètre cube
<b>cm<sup>3</sup></b>	Centimètre cube
<b>s</b>	Seconde
<b>Hz</b>	Hertz
<b>g</b>	Gramme
<b>Kg</b>	Kilogramme
<b>Pa</b>	Pascal
<b>MPa</b>	Mégapascal
<b>GPa</b>	Gigapascal
<b>W</b>	Watt
<b>N</b>	Newton
<b>N/mm<sup>2</sup></b>	Newton par millimètre carré
<b>HRC</b>	Dureté Rockwell C

<b>°C</b>	Degré Celsius
<b>%</b>	Pour cent
<b>Al</b>	Aluminium
<b>C</b>	Carbone
<b>Co</b>	Cobalt
<b>Cr</b>	Chrome
<b>Cu</b>	Cuivre
<b>Fe</b>	Fer
<b>Mn</b>	Manganèse
<b>Mo</b>	Molybdène
<b>Ni</b>	Nickel
<b>P</b>	Phosphore
<b>S</b>	Soufre
<b>Si</b>	Silicium
<b>Ti</b>	Titane
<b>A</b>	Pourcentage d'allongement à rupture
<b>E</b>	Module d'élasticité (d'Young)
<b>R<sub>m</sub></b>	Résistance à la traction
<b>R<sub>e0.2</sub></b>	Limité d'élasticité à 2 %
<b>R<sub>u</sub></b>	Résistance ultime



## INTRODUCTION GÉNÉRALE

La quête d'innovation et d'efficacité dans l'industrie manufacturière a favorisé l'émergence de technologies de pointe capables de répondre aux exigences croissantes en matière de légèreté, de durabilité et de performances mécaniques. Parmi ces avancées, la fabrication additive et en particulier le procédé de fusion sur lit de poudre (LPBF), s'impose comme une solution révolutionnaire en raison de sa liberté géométrique inédite avec un niveau de précision inégalé. En permettant la création de géométries complexes inaccessibles aux méthodes traditionnelles, cette technologie offre des opportunités uniques pour le développement de structures légères et robustes, adaptées aux besoins des secteurs industriels modernes tels que l'aéronautique, l'automobile et le biomédical.

Dans ce contexte, les structures en treillis, avec leurs géométries répétitives et leurs propriétés mécaniques ajustables, représentent une avancée significative. Elles combinent légèreté et résistance tout en offrant une flexibilité accrue pour l'optimisation des performances des pièces. Cependant, leur intégration dans des applications industrielles reste un défi, en raison des contraintes liées à la modélisation numérique, à la prédiction de leur comportement mécanique et à leur fabrication à grande échelle.

Face à ces enjeux, ce mémoire propose une méthodologie novatrice visant à intégrer efficacement les structures en treillis dans des pièces industrielles. Notre approche suit une démarche exploratoire et incrémentale, où chaque phase de recherche construit sur les résultats de la précédente, créant ainsi une chaîne cohérente d'outils et de connaissances qui convergent vers une solution intégrée. Ce travail repose sur une approche combinant des étapes clés, allant de la caractérisation géométrique et mécanique des treillis, à leur modélisation par homogénéisation, jusqu'à leur intégration dans des pièces optimisées via la

conception générative. L'acier maraging 18Ni300, sélectionné pour ses propriétés mécaniques exceptionnelles, constitue le matériau de référence pour cette étude, en raison de sa compatibilité avec le procédé de fabrication additive LPBF.

L'étude se déploie en plusieurs phases complémentaires. Cette progression méthodologique reflète la nature exploratoire du projet : chaque découverte ouvre de nouvelles possibilités d'analyse et de modélisation. Dans un premier temps, une caractérisation géométrique des structures en treillis imprimée par LPBF permet de délimiter la précision des structures imprimées et d'expliquer leurs écarts avec modèles théoriques. Les résultats obtenus lors de cette phase initiale ont directement orienté le développement des approches de compensation et de modélisation ultérieures. Une étape suivante est consacrée à la caractérisation mécanique, appuyée par des essais expérimentaux et des simulations numériques. Ces données alimentent le développement d'une approche d'homogénéisation qui simplifie la prédiction du comportement mécanique des treillis lorsqu'ils sont intégrés dans des pièces fonctionnelles. Enfin, une phase d'intégration explore l'utilisation de ces modèles dans une étude de conception générative, validant expérimentalement et numériquement les performances des pièces fabriquées.

L'originalité de cette recherche réside dans son architecture incrémentale : chaque outil développé (caractérisation géométrique, modèles de compensation, homogénéisation) représente non seulement une contribution en soi, mais constitue également une brique essentielle pour les phases suivantes, créant ainsi une méthodologie cohérente et innovante pour l'intégration des treillis dans les pièces industrielles.

Ce mémoire propose plusieurs contributions majeures dans l'analyse et l'optimisation des structures en treillis imprimés par LPBF. Premièrement, les facteurs responsables des écarts de densité relative ont été identifiés, et une modélisation prédictive de ces écarts en fonction des paramètres géométriques a été développée. Deux méthodes de compensation ont été évaluées et comparées afin de corriger ces variations. Une approche d'homogénéisation numérique a ensuite été élaborée, puis validée expérimentalement au moyen d'essais de traction prenant en compte les écarts de densité mesurés. Par ailleurs, des

modèles de Gibson-Ashby ont été établis pour corréler systématiquement les propriétés mécaniques à la densité relative. Enfin, l'intégration du modèle homogénéisé dans un processus de conception générative a été réalisée, et la validité de cette approche pour la prédiction du comportement statique a été confirmée par des essais expérimentaux.

Le travail effectué lors de ce projet est organisé en cinq chapitres. Le premier expose le contexte, la problématique et les objectifs de l'étude. Le deuxième est une revue de littérature qui présente les notions de base nécessaires pour la compréhension du projet comme les techniques de modélisation, d'optimisation et de fabrication des structures en treillis ainsi que la présentation du matériau utilisé pour l'impression des structures. Le troisième chapitre présente la méthodologie suivie pour atteindre les objectifs définis, le matériel utilisé, les plans d'expériences et les tests réalisés dans les différentes phases de notre étude. Dans le quatrième, on présente et on discute les résultats de la caractérisation géométrique des structures en treillis étudiées afin de prédire et contrôler les écarts de densité relative observés entre les modèles numériques et les échantillons fabriqués par LPBF. Le dernier chapitre porte sur les résultats des tests mécaniques et de l'homogénéisation afin de valider l'utilité du modèle homogénéisé pour prédire le comportement des structures en treillis dans des pièces avec des géométries complexes ainsi que l'utilisation de ce matériau équivalent dans l'optimisation par conception générative en tenant compte des écarts de densité après la fabrication. Ce travail propose une méthodologie intégrale et réaliste pour l'intégration des structures en treillis dans des pièces industrielles fabriquées par LPBF afin d'avoir l'équilibre légèreté-résistance tout en réduisant les coûts en utilisant des moyens théoriques de prédiction. Le mémoire se termine par une conclusion qui synthétise les résultats obtenus durant ce projet et les avancées réalisées dans la caractérisation géométrique et mécanique des structures en treillis. Les limites ainsi que les perspectives de cette étude sont discutées pour étendre la validité de la méthode développée, notamment par son adaptation à des géométries complexes ou à d'autres matériaux, ainsi que par son intégration dans des chaînes de conception industrielle pour des applications pratiques.





# **CHAPITRE 1**

## **PROBLEMATIQUE ET OBJECTIFS**

### **1.1 CONTEXTE DE L'ETUDE**

La fabrication additive devient de plus en plus la méthode de fabrication privilégiée pour la production des pièces légères et complexes offrant des opportunités qui dépassent les limites des procédés de fabrication traditionnelles [1]. L'élaboration de structures en treillis optimisées constitue un aspect crucial de cette technologie offrant un compromis intéressant entre légèreté et robustesse. Par conséquent, ce nouveau procédé de fabrication permet la conception de composants extrêmement performants [2,3,4] pour des applications pratiques, notamment dans le domaine des implants biomédicaux, où ces structures contribuent à une meilleure ostéointégration [5], ou encore dans le domaine de l'aéronautique avec des composants allégés tout en conservant une rigidité structurelle optimale [6].

La fabrication additive de structures en treillis s'accompagne également de certains défis et ne se résume pas à l'exploitation de ses nombreux atouts. En effet, plusieurs études soulignent les écarts de densité relative et les différences de dimensions entre la conception théorique des structures et les pièces effectivement produites qui sont souvent associées aux paramètres du procédé ou à des phénomènes thermiques et mécaniques lors de la fusion et du refroidissement [7, 8, 9]. Pour mieux comprendre les raisons de ces écarts et contrôler la qualité des structures produites par LPBF, une étude approfondie s'avère nécessaire. D'un côté, une approche qualitative va permettre de comprendre les mécanismes en jeu et de repérer les causes de ces écarts ; et de l'autre, une analyse quantitative va donner la possibilité d'évaluer avec précision le rôle des différents facteurs et d'élaborer des stratégies correctives. L'objectif final est de mieux contrôler et réduire les différences entre les modèles et les composants fabriqués afin de favoriser la reproductibilité du procédé et d'améliorer la

concordance entre les comportements mécaniques prédits par un modèle et celui de la pièce fabriquée.

Les propriétés mécaniques des structures en treillis occupent une place primordiale dans un large éventail d'applications en ingénierie, notamment lorsqu'il s'agit de concevoir des pièces alliant légèreté et fonctionnalités multiples. De nombreuses recherches se sont concentrées sur l'étude des comportements statiques et dynamiques de ces structures au cours des dernières années [10]. Cependant, la simulation du comportement des structures en treillis avec les techniques traditionnelles, comme la méthode des éléments finis (FEM) est difficile et loin de fournir des résultats fiables en raison de la complexité géométrique des structures qui nécessitent des ressources informatiques très importantes [11]. Dans ce contexte, l'homogénéisation utilisée depuis longtemps dans plusieurs domaines d'ingénierie comme l'étude des matériaux composites multicomposants orthotropes de Steeven [12] en 1997, s'impose encore comme une approche reconnue pour surmonter les limitations des techniques traditionnelles en remplaçant les treillis par un matériau équivalent avec des propriétés mécaniques moyennes ce qui réduit considérablement la complexité des calculs tout en conservant une précision suffisante pour la majorité des applications pratiques des structures en treillis [13]. En s'appuyant sur des modèles comme celui de Gibson-Ashby [14], l'homogénéisation établit des relations entre les propriétés mécaniques macroscopiques des treillis et leurs caractéristiques géométriques, telles que la densité relative et la morphologie des cellules unitaires. Ces simplifications permettent non seulement d'accélérer le processus de conception, mais aussi de rendre la simulation de pièces intégrant des structures en treillis plus accessible pour des applications industrielles complexes.

Par ailleurs, l'approche de la conception générative, qui exploite des algorithmes avancés pour générer des géométries optimisées en fonction des contraintes spécifiques, telles que la résistance mécanique et les limitations liées aux procédés de fabrication, ouvre de nouvelles perspectives en générant automatiquement plusieurs options de conception adaptées à des contraintes prédéfinies, tout en maximisant l'efficacité matérielle et structurelle [15]. Comme le souligne Milewski [2], la fabrication additive (FA) offre

l'avantage de réduire la masse des composants en conservant des propriétés mécaniques essentielles telles que la rigidité et la résistance à la fatigue qui sont des qualités particulièrement cruciales dans des secteurs exigeants comme l'aérospatiale. La conception générative (CG) complète cette démarche en élargissant considérablement les possibilités de conception, offrant ainsi aux ingénieurs une flexibilité accrue pour sélectionner les solutions les plus adaptées. En générant automatiquement des options basées sur des contraintes géométriques et fonctionnelles, la CG permet d'optimiser les propositions tout en tenant compte des exigences de production [16]. Briard et al. [3] mettent en évidence que l'association de la fabrication additive (FA) et de la conception générative (CG) ne se contente pas à produire des formes optimisées en termes de poids et de performances mécaniques, mais elle permet également de développer de nouvelles approches d'évaluation et de sélection des solutions les plus appropriées.

Liu et al. [17] décrit le développement d'un support structurel en titane pour le domaine aéronautique. En combinant optimisation topologique et structures en treillis, cette méthode a abouti à une réduction de masse de 35 % par rapport à la pièce initiale, tout en respectant les critères de résistance et de rigidité requis. L'optimisation topologique a d'abord déterminé la répartition idéale de la matière en fonction des charges appliquées. Une structure en treillis de type Octet a ensuite été utilisée dans les zones faiblement sollicitées. Dans l'industrie automobile, Bugatti [18] a optimisé un étrier de frein destiné à son modèle Chiron et fabriqué en Titane avec la fusion sur lit de poudre (LPBF). Une forme complexe de l'étrier a été élaborée avec la conception générative répondant aux exigences mécaniques et thermiques et des tests ont été menés pour valider les performances de la nouvelle pièce. Celle-ci a ensuite été intégrée à la chaîne de production. Cette évolution a permis une réduction de la masse de 40 % par rapport à la version précédemment fabriquée en aluminium. Ces avancées prometteuses mettent en lumière la nécessité d'un cadre méthodologique afin de surmonter les défis liés à la précision de fabrication, à la simulation numérique et à l'intégration des treillis dans des pièces fonctionnelles complexes.

## 1.2 PROBLEMATIQUE

L'optimisation des pièces industrielles dans les secteurs nécessitant des solutions à la fois légères et performantes présente un défi crucial pour répondre aux exigences croissantes en matière d'efficacité et de durabilité. Les structures en treillis, avec leur géométrie complexe, leur faible densité et leur capacité à répartir les contraintes mécaniques de manière plus ou moins isotrope, offrent des perspectives intéressantes pour relever ces enjeux. Toutefois, leur intégration dans les processus industriels reste limitée par plusieurs contraintes techniques et scientifiques. D'une part, la fabrication additive par fusion sur lit de poudre (LPBF) produit des pièces présentant un fini de surface moins optimal comparé aux procédés traditionnels. Ce phénomène est plus marqué pour des structures en treillis qui présentent des écarts de densité relative et des irrégularités de surface qui peuvent engendrer des concentrations de contraintes, ce qui peut conduire à une réduction de durée de vie ainsi qu'à une difficulté de prédiction des performances en fatigue [8, 10, 18, 19]. Ces écarts peuvent être attribués à différents facteurs dont les principaux sont la présence de poudre résiduelle sur les surfaces, les écarts de dimension causés par les limites du procédé ainsi que les distorsions géométriques causées par les phénomènes de nature thermiques [21]. Ces facteurs affectent négativement la qualité et la performance des pièces fabriquées et rendent la prédiction du comportement mécanique des structures en treillis également difficile. D'autre part, les outils numériques actuels peinent à simuler efficacement le comportement mécanique de treillis complexes intégrés dans des pièces fonctionnelles. Comme le soulignent Wang et al. [22] les modèles par éléments finis conventionnels, qui discrétisent chaque poutre, deviennent prohibitifs en termes de calcul pour des structures de grande envergure, les rendant impropres à l'optimisation itérative. Par conséquent, les modèles conventionnels souvent trop simplifiés ne capturent pas pleinement les effets des paramètres géométriques et des conditions de fabrication, ce qui peut conduire à des écarts significatifs entre les prédictions et le comportement réel [23].

Face à ce défi, l'homogénéisation des propriétés des structures en treillis montre un fort potentiel d'intégration dans des approches de conception assistée par ordinateur. Des travaux récents démontrent son efficacité pour réduire de plusieurs ordres de grandeur le temps de calcul tout en maintenant une précision acceptable pour la phase de conception précoce [24], [25]. Cependant, une limitation majeure persiste : la difficulté à prédire avec fiabilité la rupture et le comportement non-linéaire. D'autres solutions existent, telles que les méthodes de deep learning [26], mais elles nécessitent souvent des jeux de données d'entraînement étendus ou peinent à généraliser pour des géométries arbitraires.

Par conséquent, bien que la littérature identifie clairement les limites des modèles homogénéisés, notamment leur dépendance à l'hypothèse de périodicité [27], elle valide également leur pertinence comme un compromis optimal entre coût computationnel et précision pour l'analyse élastique et l'optimisation topologique. Ainsi, l'objectif de cette recherche n'est pas d'invalidier ces approches plus complexes, mais de combler une partie du fossé les séparant de la pratique industrielle. Beaucoup de travail reste à faire avant qu'une approche unifiée, validée expérimentalement et combinant une modélisation géométrique, des propriétés mécaniques basée sur l'homogénéisation et des outils de conception numérique, puisse garantir la faisabilité et la reproductibilité des solutions proposées [3]. Ce travail vise précisément à contribuer à l'édification de cette approche unifiée. Ainsi, il est donc essentiel de développer une approche méthodologique structurée qui répond aux enjeux suivants :

- Améliorer la précision et la reproductibilité des structures fabriquées par LPBF ;
- Simplifier la simulation du comportement mécanique des treillis grâce à l'homogénéisation ;
- Valider l'efficacité de l'utilisation d'un modèle d'homogénéisation pour intégrer des structures en treillis dans des pièces fonctionnelles à travers des tests expérimentaux et des simulations numériques.

### 1.3 OBJECTIFS

L'objectif principal de cette recherche est de développer et valider un modèle d'homogénéisation qui permet de prédire le comportement statique des pièces complexes fabriquées par fusion sur lit de poudre (LPBF) qui intègrent des structures en treillis. Ce travail de recherche a pour ambition de contribuer aux enjeux industriels liés à la fabrication de pièces légères offrant des performances mécaniques élevées. Pour atteindre cet objectif principal, notre étude s'articule sur trois grands objectifs qui sont :

1. Caractérisation géométrique et qualité de fabrication par LPBF des structures en treillis. Cette phase a pour objectif d'évaluer la fidélité de fabrication par rapport à la conception théorique des structures en treillis imprimées par LPBF en identifiant et quantifiant les facteurs des écarts observés.

Les objectifs spécifiques de cette première phase sont :

- Évaluation de l'écart de densité relative et détermination des causes

Les densités relatives de structures en treillis fabriquées par le procédé LPBF seront comparées aux densités relatives théoriques et différentes méthodes d'analyse vont chercher à identifier l'origine des écarts observés.

- Quantification de l'effet des causes observées sur l'écart de densité

L'influence de chaque facteur sur l'écart total de densité relative sera déterminée et évaluée.

- Détermination des ajustements nécessaires pour réduire les déviations

Pour chaque facteur identifié, des façons de réduire les écarts seront proposées et évaluées. Il pourra s'agir d'ajuster certains paramètres d'impression, de procéder par compensation des paramètres de modélisation ou d'appliquer des techniques de post-traitement afin de se rapprocher le plus possible de la densité théorique souhaitée.

2. Caractérisation du comportement mécanique et homogénéisation des structures en treillis. L'objectif de cette deuxième phase est de caractériser les propriétés mécaniques effectives des structures imprimées pour développer un modèle d'homogénéisation permettant de considérer ces structures comme un nouveau matériau équivalent. Dans cette recherche, seules les propriétés statiques seront considérées. L'étude du comportement en fatigue des structures dépasse le cadre de ce travail de recherche.

Les objectifs spécifiques sous-jacents à ce deuxième objectif sont :

- Simulations numériques et validation par des essais mécaniques

Les propriétés effectives de la structure étudiée seront déterminées avec une méthode numérique et validées avec les essais expérimentaux.

- Correction des estimations des propriétés mécaniques

À la suite des essais expérimentaux, les coefficients de correction des estimations sont identifiés. Lors du travail d'identification, la réduction des écarts entre les propriétés théoriques et des pièces imprimées sera prise en considération.

- Développement des modèles Gibson-Ashby pour le matériau équivalent

Les paramètres du modèle de Gibson-Ashby seront ajustés et validés en fonction des propriétés mécaniques expérimentales et numériques et de la densité relative conçue et imprimée. Ces modèles ajustés vont ensuite permettre de prédire les propriétés effectives en fonction de la densité relative.

3. Validation du modèle homogénéisé et de la démarche proposée pour prédire le comportement statique et élastique des structures en treillis. Cette dernière phase de l'étude vise à intégrer les structures en treillis dans une pièce optimisée

avec le matériau équivalent pour vérifier la fiabilité du modèle homogénéisé dans les conditions réelles.

Les objectifs spécifiques de cette dernière phase sont :

- Optimisation d'une pièce en utilisant le matériau homogénéisé

Le matériau homogénéisé équivalent sera intégré dans un processus de conception générative ou d'optimisation topologique pour générer des pièces plus légères en maintenant leurs performances mécaniques.

- Remplacement de la géométrie générée par des structures et fabrication du composant par impression 3D LPBF

Les zones de la géométrie développée en treillis avec les paramètres du matériau homogénéisé seront remplacées par des structures en treillis et la pièce finale sera imprimée en 3D selon le procédé LPBF.

- Validation numérique et expérimentale du comportement de la pièce sous charges

Les résultats de simulation avec le matériau homogénéisé seront comparés aux tests mécaniques réalisés sur la pièce finale. De cette façon, la précision et l'efficacité du modèle d'homogénéisation pour la prédiction du comportement des structures en treillis fabriquées par LPBF seront évaluées.

En résumé, l'ensemble des objectifs de ce travail constitue une démarche, qui va permettre de comprendre les aspects géométriques des structures en treillis fabriquées par LPBF et de tirer parti des propriétés mécaniques simplifiées des treillis homogénéisés afin d'optimiser la masse et les performances des pièces fonctionnelles. La figure illustre l'ensemble des objectifs du travail et précise les sections du mémoire qui présente les résultats associés à chaque objectif.

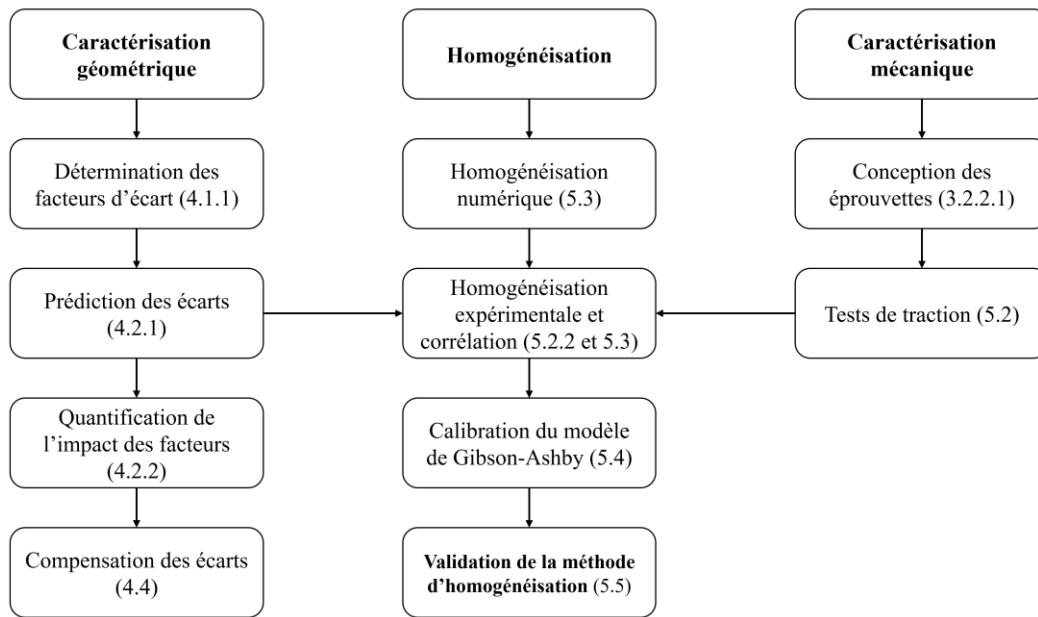


Figure 1: Schéma des objectifs de l'étude avec les sections des résultats obtenus.

## **CHAPITRE 2**

### **REVUE DE LITTERATURE ET NOTIONS DE BASE**

Ce chapitre propose une revue de la littérature axée sur l'étude des structures en treillis et leur mise en œuvre. Dans un premier temps, les travaux déjà réalisés et les techniques de modélisation adaptées à ces architectures complexes sont passés en revue. La fabrication additive des structures en treillis, en soulignant les atouts et les contraintes associées à ce procédé, est également abordée. Les méthodes d'homogénéisation sont ensuite présentées pour simplifier l'analyse de ces géométries tout en préservant leurs caractéristiques clés. Un volet sera également dédié à la conception générative qui permet d'explorer de nouvelles configurations et d'optimiser les performances mécaniques. Enfin, la caractérisation de l'acier maraging choisi pour les travaux est présentée, dont les propriétés le rendent particulièrement indiqué dans un contexte de fabrication additive. Cette revue de littérature permettra de poser les bases théoriques et techniques indispensables pour les développements ultérieurs de cette recherche.

#### **2.1 REVUE DE LITTERATURE DE LA CARACTERISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS**

Les structures en treillis (le terme « treillis » a été retenu pour traduire « Lattice » dans notre mémoire conformément à son usage dans la mécanique des matériaux architecturés et cette traduction reflète la notion de structure périodique 3D avec des éléments interconnectés), grâce à leur architecture poreuse, offrent un équilibre entre réduction de poids et propriétés mécaniques adaptables. Cependant, leur fabrication par Fusion laser sur lit de poudre (LPBF) introduit des défis majeurs tels que la fidélité géométrique entre conception et pièce imprimée, la modélisation, l'intégration dans des géométries complexes et la prédiction des propriétés mécaniques par simulation numérique en tenant compte des défauts de fabrication [11]. Des écarts de densité relative qui varient en fonction des

paramètres géométriques des structures ont été reportés dans plusieurs travaux [1, 8, 20, 21]. Pour expliquer ces écarts, la littérature mentionne souvent la poudre collée sur les parois des structures ou des défauts de fabrication durant les cycles de chauffage-refroidissement lors de la fusion des couches de poudre ainsi que les limites du procédé LPBF pour l'impression des petites épaisseurs comme le mentionne N. Qiu et al. [8]. Bien que ces écarts de densité relative soient observés après l'impression de structures en treillis par fabrication sur lit de poudre (LPBF), ceux-ci, généralement attribués à la présence de poudre résiduelle adhérant aux parois, ne sont pas systématiquement pris en compte dans les analyses des propriétés mécaniques de ces structures [28]. Les propriétés mécaniques des structures en treillis imprimées par LPBF sont souvent étudiées en compression [14, 22, 22, 23, 24, 25, 26]. Cette tendance est expliquée par les difficultés de conception des éprouvettes de traction intégrant des treillis à cause des risques de ruptures à l'interface solide-treillis [7, 14, 19]. Les résultats des essais mécaniques sont ensuite utilisés pour développer les relations entre les propriétés mécaniques et la densité relative de la structure grâce au modèle de Gibson-Ashby [8, 13, 19, 27, 28]. Ce dernier est un matériau fictif, continu et sans microstructure, dont le comportement mécanique moyen (sa rigidité, sa résistance) est calibré pour être équivalent à celui de la structure en treillis complexe qu'il représente. Ce modèle matériau équivalent permet ainsi de simuler le comportement des structures intégrées dans des géométries complexes à une fraction du coût de calcul d'une modélisation explicite de toute la microstructure [29, 30, 31, 32, 33]. L'homogénéisation peut être aussi basée sur des calculs numériques en résolvant la matrice de rigidité sur un élément unitaire représentatif de la structure à l'aide des outils numériques [5]. La simulation des structures en treillis avec la méthode des éléments finis a aussi été étudiée, mais se limite à des petits échantillons et présente des écarts par rapport aux résultats expérimentaux si on ne tient pas compte des défauts de fabrication [23]. Des modèles basés sur des images 3D numérisées par rayon X à partir des échantillons imprimés ont été utilisés pour rendre les simulations plus réalistes comme le travail de Amani et al. [31]. Pour des simulations de géométries complexes intégrant des treillis, l'homogénéisation numérique a été étudiée avec des conditions aux limites périodiques ou de compression et validée expérimentalement dans l'étude de

Chatzigeorgiou [5]. Les premières reproduisent le comportement d'une microstructure se répétant à l'infini, tandis que les secondes simulent une charge de compression uniforme, plus simple à valider par l'expérience. Les propriétés issues de l'homogénéisation sont aussi utilisées dans l'optimisation topologique des pièces pour transformer les géométries allégées en structures en treillis tout en s'assurant de leurs résistances. Dans ce cadre, J. Robbins et al. [37] présentent un processus de conception basé sur l'homogénéisation pour tirer les propriétés équivalentes des structures et les intégrer dans une étude d'optimisation topologique pour créer des pièces optimisées prêtes à l'impression. La conception générative émerge comme une nouvelle approche d'optimisation topologique basée sur des algorithmes d'intelligence artificielle et capable de générer des modèles 3D qui respectent les contraintes du procédé de fabrication et qui sont possibles à fabriquer [3, 14, 31]. L'intégration des propriétés homogénéisées dans le processus de la conception générative sera étudiée et validée dans la dernière partie du mémoire.

## **2.2 MODELISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS**

La modélisation des structures en treillis commence par la définition de l'unité géométrique de base aussi désignée sous le nom de cellules unitaires. Ces unités sont généralement répétées de façon périodique pour construire la structure globale. Dans la littérature, les cellules unitaires sont classées en plusieurs classes en se basant sur plusieurs critères. Les structures étudiées ont des motifs de forme cubique avec une symétrie géométrique cubique et ont des propriétés internes uniformes. Le choix de se concentrer sur des structures à motifs cubiques présentant une symétrie géométrique cubique et des propriétés uniformes. Cette configuration standard, bien documentée dans la littérature, permet d'appliquer et de valider de manière fiable les méthodes d'homogénéisation périodique. Elle constitue ainsi une base de travail robuste et nécessaire pour isoler les paramètres clés avant d'envisager, dans un second temps, l'étude de géométries plus complexes [11].

### 2.2.1 Différentes catégories des structures

Les structures en treillis font partie de la grande famille des structures cellulaires tridimensionnelles, au même titre que les mousses et les nids d'abeilles [10]. Les mousses sont des structures aléatoires formées de cellules fermées ou ouvertes. Les nids d'abeilles sont souvent de forme hexagonale régulière. Les treillis se distinguent par leur organisation périodique et leurs éléments structuraux et peuvent être divisés en deux catégories : les structures à base d'entretroises et les structures à base de surface.

Les structures en treillis tridimensionnelles, développées à partir de formules mathématiques, sont généralement classées en deux catégories présentées dans la Figure 2.

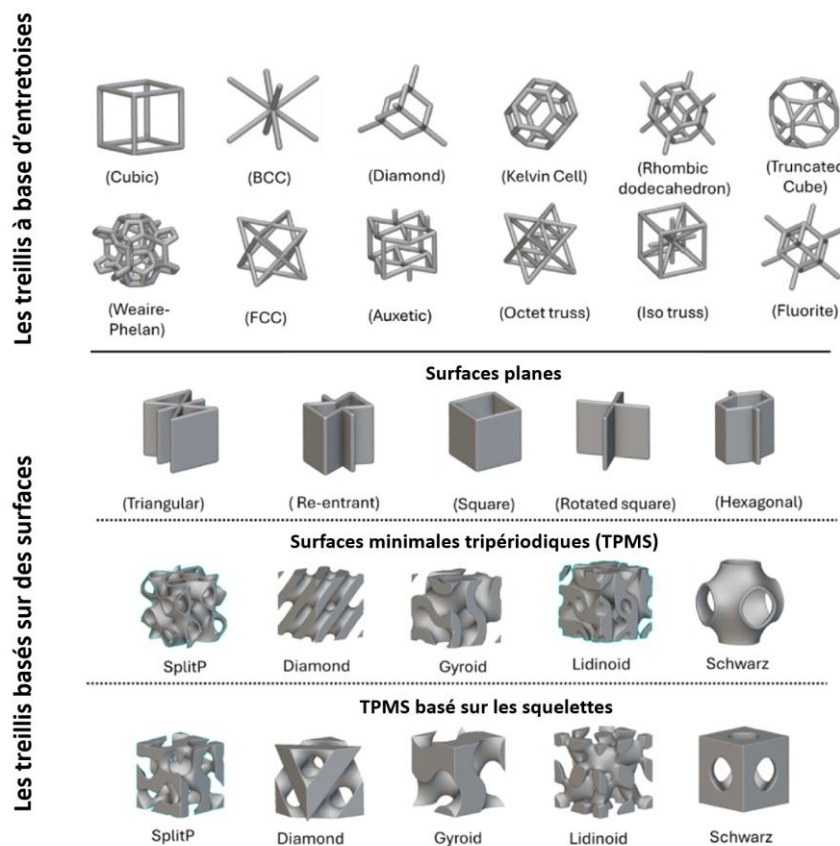


Figure 2: Classes et types de treillis tridimensionnels (inspirée de [6]).

- **Les treillis à base d'entretoises (Strut-based ou trusses)**, qui regroupent des configurations telles que les structures cubiques centrées sur le corps (BCC), cubiques centrées sur les faces (FCC) et hexagonales compactes (HCP). Dans ces géométries, l'ossature repose sur un ensemble de poutres reliant des nœuds v ce qui facilite l'optimisation du rapport masse/résistance.
- **Les treillis basés sur des surfaces :**
  - **Surfaces planes (Flat-Sheet based)** : structures caractérisées par des parois planes (triangulaires, hexagonales, carré ...)
  - **Surfaces minimales tripériodiques (TPMS)** : structures qui incluent des géométries comme le Diamond, la Gyroid, et le modèle I-WP de Schoen.
  - **TPMS basés sur les squelettes** : une variante architecturale des TPMS avec une géométrie simplifiée en réseau de branches interconnectées plutôt qu'en surfaces pleines.

Les structures TPMS, caractérisées par un rapport surface-volume élevé, s'avèrent être des options efficaces pour des conceptions optimisées, tout en offrant des avantages environnementaux significatifs [19]. Ces familles diffèrent par leur géométrie et leurs applications potentielles, allant des conceptions les plus simples aux plus complexes [39].

La première catégorie des treillis basés sur des poutres englobe la structure cubique centrée sur les faces (FCC) reconnue pour sa solidité et son efficacité à répartir les charges en compression et l'Octet qui offre une structure tridimensionnelle maximisant la résistance tout en minimisant le poids. La FCC qui présente des connexions centrées sur les faces est souvent choisie pour ses performances optimales dans les applications nécessitant le soutien de charges [40].

Dans la catégorie des structures TPMS (surfaces minimales tripériodiques), les treillis Gyroid, Diamond et SplitP se démarquent. La structure Gyroid présente des propriétés quasi isotropes qui permettent une répartition uniforme des contraintes grâce à ces surfaces

continues et sans intersection. La structure Diamond imite avec sa géométrie la configuration atomique du diamant et donne un équilibre optimal entre rigidité et utilisation de matériaux [41]. Le SplitP, qui est une variante des structures TPMS possède des surfaces qui se divisent et se rejoignent et représente un compromis entre complexité géométrique et performance mécanique offrant ainsi une porosité contrôlée et potentiellement une capacité supérieure d'absorption des chocs [32].

### **2.2.2 Description mathématique et paramètres clés**

Dans cette section on décrit ces structures d'un point de vue littéral et mathématique pour souligner leurs propriétés spécifiques.

Les structures à base de poutres, souvent désignées sous le terme anglais « trusses », sont constituées de trois éléments géométriques essentiels qui sont : nœuds, poutres, et cellules unitaires. Ces éléments interagissent entre eux pour former des réseaux tridimensionnels qui forment la structure globale. Les nœuds présentent les points d'intersection des poutres et assurent les connexions entre différents segments de la structure [9]. Ils influencent directement la rigidité globale et la répartition des contraintes dans la structure, ce qui aide à garantir la stabilité mécanique de l'ensemble des cellules. Les entretoises forment les éléments linéaires qui relient les nœuds pour supporter et transférer les charges appliquées sur la structure tout en maintenant un équilibre entre légèreté et résistance. Enfin, les cellules unitaires représentent les blocs de construction élémentaires du treillis et sont disposées de manière périodique pour créer une structure homogène. Les dimensions et la géométrie de ces cellules déterminent les propriétés macroscopiques de la structure comme la densité relative, la rigidité, et la capacité de charge. Pour les volumes non parallélépipédiques, la disposition périodique des cellules unitaire nécessite des adaptations spécifiques incluant la troncature des cellules aux frontières ou des déformations progressives de la géométrie des structures ce qui peut induire des hétérogénéités locales dans les propriétés mécaniques dans les zones de transition [40].

Les structures TPMS (Triply Periodic Minimal Surfaces) se définissent par des formules de niveau (level-set equations)  $f(x,y,z)$ . Ces équations décrivent des surfaces continues et périodiques dans un espace tridimensionnel et permettent de représenter les géométries de manière implicite et flexible.

Pour les structures TPMS, on distingue deux types de géométries qui peuvent être générées en fonction de l'épaisseur et de la structure :

1. **Structures à base de feuilles (Sheet-based TPMS)** : Ces structures sont créées en épaississant la surface générée par l'équation implicite  $f(x,y,z) = 0$  selon le paramètre  $c$ , avec  $-c < f(x,y,z) < c$ . Cela signifie que l'épaississement de la surface est symétrique autour de la surface originale. Le paramètre  $c$  contrôle l'épaisseur des parois de la structure qui est dans ce cas égale à deux fois la valeur absolue de  $c$ . La Figure 3 présente le schéma explicatif pour la structure Gyroid.

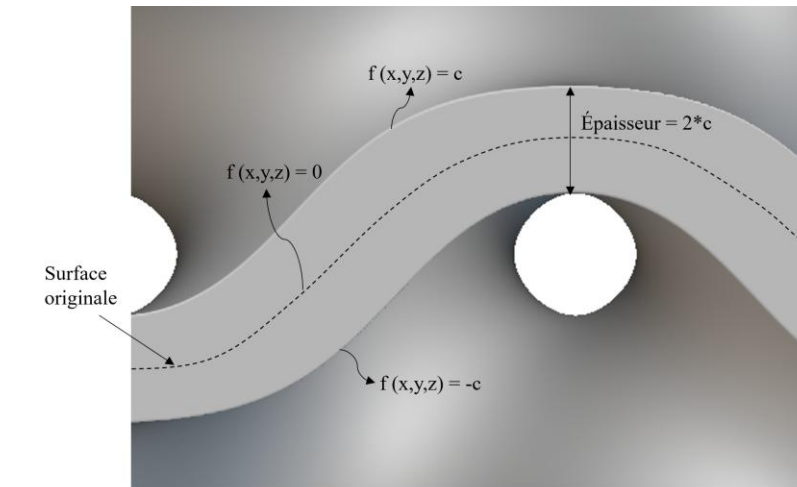


Figure 3: Schéma de la surface originale et épaisseur générée par nTop pour la structure Gyroid (inspiré de [8]).

2. **Structures à base de squelettes (Skeletal-based TPMS)** : Obtenues lorsque  $f(x,y,z) \geq c$  ou  $f(x,y,z) \leq -c$ . Cela produit des structures discrètes où les connexions se concentrent autour des nœuds et des arêtes. Ici, le paramètre  $c$  désigne la distance à partir de laquelle la surface générée est squelettique.

Pour définir les formules de niveau des trois structures TPMS utilisées dans notre étude,  $x$ ,  $y$ , et  $z$  représentent les coordonnées spatiales,  $k=2\pi/L$  est le facteur de périodicité, où  $L$  est la taille de la cellule unitaire, et  $C$  est un paramètre d'épaisseur qui ajuste la densité relative (voir Figure 4).

La structure Gyroid est caractérisée par sa continuité sans intersection. Elle divise l'espace en deux phases distinctes et égales ce qui permet une répartition uniforme des contraintes lorsqu'elle est soumise à des charges mécaniques et donc offrir une résistance homogène dans toutes les directions [5] . La géométrie du Gyroid est définie par l'équation implicite suivante [11]:

$$f(x, y, z) = \sin(kx) \cos(ky) + \sin(ky) \cos(kz) + \sin(kz) \cos(kx) - C = 0 \quad (1)$$

La structure Diamond tire son nom de sa ressemblance avec la configuration atomique du diamant. Elle est formée par des surfaces minimales qui créent un réseau symétrique et hautement rigide. La surface Diamond est définie par l'équation implicite suivante :

$$f(x, y, z) = \sin(kx) \sin(ky) \sin(kz) + \sin(kx) \cos(kx) \cos(ky) + \cos(kx) \sin(ky) \cos(kz) + \sin(kx) \cos(ky) \sin(kz) - C = 0 \quad (2)$$

Le SplitP est une structure TPMS avancée et plus complexe, caractérisée par des surfaces qui se divisent et se rejoignent, créant une porosité contrôlée et des canaux internes [6]. Le SplitP est défini par une équation plus complexe [42]:

$$f(x, y, z) = 1,1(\sin(2kx) \sin(kz) \cos(ky) + \sin(2ky) \sin(kx) \cos(kz) + \sin(2kz) \sin(ky) \cos(kx)) - 0,2(\cos(2kx) \cos(2ky) + \cos(2ky) \cos(2kz) + \cos(2kz) \cos(2kx)) - 0,4(\cos(2kx) + \cos(2ky) + \cos(2kz)) - C = 0 \quad (3)$$

L'équation de SplitP combine deux fréquences ( $k$  et  $2k$ ) qui définissent respectivement la périodicité de base de la structure pour créer des canaux interconnectés et les variations locales plus fines pour améliorer la connectivité des pores. Le coefficient 1,1 sert à amplifier

l'amplitude des oscillations pour une meilleure porosité et résistance mécanique. Les deux coefficients -0,2 et -0,4 ajustent la courbure des surfaces et l'ouverture des pores pour stabiliser la structure et éviter la fermeture excessive des canaux [43].

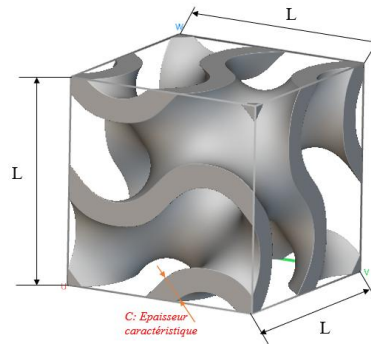


Figure 4: Paramètres de l'unité des structures TPMS.

### 2.2.3 Conception des motifs

Après la définition de la cellule unitaire, on passe à la conception des motifs qui fait référence à la manière dont les cellules unitaires sont répétées dans l'espace tridimensionnel pour former une structure en treillis. Cette étape est essentielle pour définir la géométrie et les propriétés mécaniques globales des structures en tenant compte des exigences de fabrication et des contraintes géométriques [44]. La conception des motifs se fait principalement selon trois approches. La répétition directe consiste à dupliquer les cellules unitaires de façon régulière dans les trois directions spatiales pour générer des treillis homogènes [35]. La répétition conforme permet d'adapter les répétitions des cellules unitaires à des géométries complexes tout en maintenant leurs propriétés mécaniques. Enfin, l'optimisation topologique permet d'optimiser à la fois la distribution de la matière dans une cellule en modifiant ces paramètres géométriques tels que l'épaisseur caractéristique des parois et de la densité relative ou aussi en déformant sa morphologie influençant directement la rigidité locale ou aussi son organisation dans l'espace via la répétition directe des cellules, la répétition quasi périodique ou graduelle en variant progressivement la porosité dans l'espace afin de répondre à des contraintes spécifiques [35]. Dans la Figure 5, les motifs de

la structure Gyroid ont été générés sur nTop avec l'approche de la répétition directe en répétant des cellules unitaires cubiques de manière régulière dans les trois directions spatiales (x, y, et z) pour fabriquer des cubes de 18mm en variant la taille de cellule unitaire L.

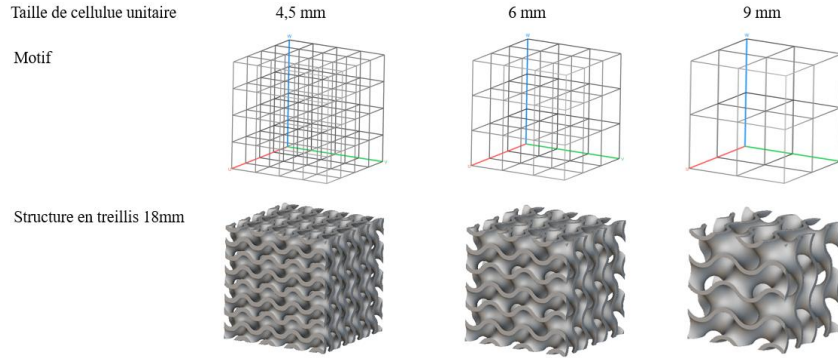


Figure 5: Motifs et structures en treillis pour trois tailles d'unité générés sur nTop.

## 2.3 PROPRIETES GEOMETRIQUES ET MECANQUES DES STRUCTURES EN TREILLIS

### 2.3.1 Propriétés géométriques des structures en treillis

#### 2.3.1.1 Densité relative et ratio de surface

La densité relative et le ratio de surface sont des indicateurs fondamentaux qui permettent d'évaluer et optimiser les performances mécaniques et fonctionnelles des structures en treillis. Ces paramètres influencent directement la rigidité, la résistance et la légèreté. La densité relative (RD) est définie comme le rapport entre la densité de la structure en treillis ( $\rho_{\text{treillis}}$ ) et celle du matériau massif ( $\rho_{\text{solide}}$ )

$$RD = \frac{\rho_{\text{treillis}}}{\rho_{\text{solide}}} \quad (4)$$

Ce paramètre permet de quantifier la proportion de matériau présent dans la structure par rapport à un volume solide équivalent. Les structures en treillis offrent une faible densité

relative qui réduit le poids en conservant des propriétés mécaniques satisfaisantes. Cependant, une réduction excessive de la densité influence directement la rigidité et la résistance mécanique ce qui nécessite un ajustement équilibré. La densité relative est ajustée en modifiant les paramètres géométriques comme la taille des cellules unitaires, l'épaisseur des poutres (pour les structures à base d'entretoises) ou des surfaces (dans le cas des structures TPMS) et la topologie globale de la structure [8].

Le ratio de surface (SR ou S/V) est le rapport entre la surface totale ( $S_{\text{total}}$ ) et le volume total ( $V_{\text{total}}$ ) de la structure et est exprimé en  $\text{mm}^2/\text{mm}^3$  :

$$SR = S/V = \frac{S_{\text{total}}}{V_{\text{total}}} \quad (5)$$

Les structures à base de surfaces minimales tri périodiques (TPMS) ont des ratios surface/volume élevés en raison de leur géométrie continue et complexe [45]. Un ratio de surface élevé est avantageux dans des applications nécessitant une interaction accrue avec l'environnement, comme les échangeurs thermiques pour dissiper la chaleur, les implants biomédicaux pour favoriser l'adhésion cellulaire, ou les dispositifs d'absorption d'énergie [46], [47]. La densité relative et le ratio de surface sont interconnectés et doivent être équilibrés selon les exigences de l'application visée.

### **2.3.2 Propriétés mécaniques des structures en treillis**

Les structures en treillis présentent des propriétés mécaniques uniques qui dépendent fortement de leur géométrie, de leur densité relative, du matériau utilisé et de la qualité de la fabrication. Leur conception modulaire est basée sur des cellules unitaires répétées pour obtenir un compromis entre légèreté et rigidité. Des essais de traction conduits avec des éprouvettes qui intègrent des structures en treillis permettent de mesurer le module de Young effectif, la limite ultime effective, la limite élastique effective et la déformation effective. On parle des propriétés effectives pour les distinguer des propriétés du matériau lui-même. Ces tests sont souvent complétés par des simulations numériques pour évaluer le comportement mécanique des treillis dans des environnements variés. Li et al. [48] ont comparé les

structures gyroidales en feuille et en squelette en termes de comportement mécanique et d'absorption d'énergie sous des charges compressives. Les résultats montrent que les structures en feuille offrent une meilleure isotropie et une rigidité supérieure à celles en squelette, pour un même volume de matière. Les structures gyroidales à densité variable ont également montré une absorption d'énergie plus efficace, grâce à leur déformation progressive couche par couche, par opposition au comportement global des structures uniformes. En termes de fatigue, Kelly et al. [20] ont étudié des treillis gyroidaux fabriqués en alliage de titane Ti6Al4V. Ils ont montré que les structures à porosité élevée présentent une durée de vie plus courte en fatigue, principalement en raison des pores non fusionnés et des particules résiduelles, qui agissent comme des sites initiaux pour les fissures. D'autre part, l'utilisation de modèles d'homogénéisation comme le modèle de Gibson-Ashby est essentielle pour relier les propriétés mécaniques macroscopiques des treillis à leurs caractéristiques géométriques, telles que la densité relative. Ces modèles permettent une simplification des calculs numériques tout en conservant une précision suffisante pour les applications industrielles complexes [48]. Enfin, l'ajout de traitements post-fabrication, comme le sablage ou le traitement HIP (Hot Isostatic Pressing), s'est révélé bénéfique pour réduire les défauts de surface et améliorer la résistance mécanique globale des treillis, mais ces traitements ne corrigent pas nécessairement les défauts internes, tels que les porosités résiduelles, qui restent un défi important pour assurer la durabilité des structures [49].

## **2.4 HOMOGENEISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS**

### **2.4.1 Méthodes d'homogénéisation**

L'homogénéisation des structures en treillis est une approche essentielle pour simplifier la modélisation mécanique tout en conservant une précision suffisante pour des applications industrielles et scientifiques. Le développement et l'utilisation de cette méthode remontent aux années 1970 pour étudier des systèmes multiéchelles comme les équations aux dérivés partielles afin de développer des équations effectives facilitant la simulation numérique des systèmes physiques complexes [50]. En étudiant à microéchelle l'unité qui

forme la structure, on réussit à comprendre le comportement à l'échelle globale de la structure à travers la méthode d'homogénéisation [25]. En considérant les treillis comme des matériaux équivalents homogènes, cette méthode permet d'extraire des propriétés mécaniques macroscopiques basées sur la géométrie et la densité relative des structures. Plutôt que de modéliser chaque détail de la microstructure qui engendre des coûts de calcul très élevés, on considère qu'à l'échelle macroscopique le comportement global de la structure en treillis est représenté par des propriétés effectives en analysant une seule cellule unitaire représentative ou RVE (Representative Volume Element) qui est soumise à des charges afin d'extraire les réponses moyennes [27]. Les résultats qui sont généralement exprimés sous forme de module d'élasticité, coefficient de Poisson ou aussi lois de comportement permettent de définir un nouveau matériau homogène effectif avec des propriétés équivalentes.

#### 2.4.1.1 Homogénéisation périodique numérique

La méthode périodique repose sur l'utilisation de cellules unitaires représentatives (RVE) pour capturer le comportement global des treillis. Des conditions aux limites périodiques sont appliquées sur les RVE permettant de calculer les propriétés élastiques macroscopiques, telles que les modules de rigidité et les coefficients de Poisson [25]. Ces conditions aux limites prennent en compte la périodicité des éléments dans l'espace en considérant qu'ils sont collés les uns avec les autres pour assurer la continuité des déformations dans les cellules unitaires de la structure en treillis. Cette approche est particulièrement efficace pour les structures régulières et isotropes. Les simulations par éléments finis (FEM) sont souvent utilisées pour résoudre les équations de contrainte-déformation, garantissant une bonne précision pour les treillis symétriques et c'est l'approche implémentée utilisée par le logiciel nTop [5], [14]. À l'inverse, l'application de conditions de compression (ou de déplacement imposé) est une alternative plus simple qui soumet les frontières du RVE à une déformation macroscopique uniforme mais moins rigoureuse pour capturer la périodicité exacte des contraintes entre les cellules.

#### 2.4.1.2 Modèles analytiques et semi-empiriques

Le modèle de Gibson-Ashby est un modèle analytique, souvent ajusté selon les résultats expérimentaux, parmi les plus répandus pour établir des relations entre les propriétés mécaniques et la densité relative des treillis. Ces équations semi-empiriques de la forme :  $P^* = C * P * (RD)^n$  où  $P^*$  désigne la propriété de la structure et  $P$  la propriété du matériau plein en fonction de la densité relative  $RD$  avec  $C$ , et  $n$  sont les deux constantes à déterminer en se basant sur des hypothèses simplificatrices, telles qu'un comportement isotrope et une géométrie régulière. Elles permettent de prédire rapidement des propriétés comme le module de Young et la résistance en compression. Cependant, leur précision diminue pour des structures complexes ou des densités relatives élevées [7], [28].

#### 2.4.1.3 Méthodes hybrides numériques expérimentales

Ces approches combinent des simulations numériques avec des essais mécaniques expérimentaux pour valider les propriétés calculées. Par exemple, les treillis produits par LPBF sont soumis à des essais de traction ou de compression, et les résultats expérimentaux sont comparés aux prédictions numériques. Cette méthode est particulièrement utile pour des structures présentant des imperfections de fabrication, telles que des pores ou des écarts géométriques [20], [48].

### 2.4.2 Fondements de la méthode d'homogénéisation

Les méthodes d'homogénéisation permettent une réduction significative des ressources nécessaires pour la modélisation des treillis pouvant atteindre 90 à 95% du temps de calcul et de la mémoire requise par rapport à une modélisation explicite détaillée rendant possible leur intégration dans des simulations de pièces complexes [50]. Cependant, leur précision dépend fortement de la géométrie des treillis, de leur densité relative et des conditions de fabrication. Pour cette étude, trois approches sont utilisées : la méthode numérique d'homogénéisation périodique, le modèle de Gibson Ashby ainsi qu'une méthode hybride d'homogénéisation permettant d'évaluer les propriétés mécaniques et le degré d'isotropie des

structures en treillis sélectionnées [51]. La méthode numérique adoptée repose sur l'analyse des matrices de rigidité macroscopiques des structures en treillis et c'est l'approche qui utilisée depuis les années 1990 grâce à l'équilibre entre simplicité et précision des résultats qu'elle offre pour les différents types de structures [42, 59]. Ces matrices, calculées à partir de simulations numériques avec le logiciel nTop, permettent de caractériser les propriétés élastiques globales des cellules unitaires. Toutes les constantes de la matrice de rigidité peuvent être définies par nTop. On peut ainsi obtenir les propriétés d'un matériau anisotrope avec des propriétés différentes dans toutes les directions. La forme générale de la matrice de rigidité est la suivante :

$$C_{ij} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{14} & C_{24} & C_{34} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{15} & C_{25} & C_{35} & C_{45} & C_{55} & C_{56} \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & C_{46} & C_{56} & C_{66} \end{bmatrix}$$

Parce que tous les treillis étudiés ont une symétrie géométrique cubique, on peut supposer que les propriétés mécaniques sont identiques dans les trois directions orthogonales principales (x,y,z). Cette hypothèse permet de simplifier la matrice de rigidité et de la définir avec seulement trois coefficients indépendants  $C_{11}$ ,  $C_{12}$  et  $C_{44}$ . La matrice de rigidité macroscopique  $C_{ij}$  se présente alors sous la forme suivante :

$$C_{ij} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{bmatrix}$$

Trois paramètres indépendants  $C_{11}$ ,  $C_{12}$ , et  $C_{44}$  décrivent cette matrice [5]. Ces coefficients sont directement liés aux propriétés mécaniques de la cellule unitaire :

- $C_{11}$  : représente la rigidité en réponse à une contrainte normale uniaxiale.

- $C_{12}$  : décrit la relation entre les déformations transversales et axiales.
- $C_{44}$  : correspond au module de cisaillement, représentant la rigidité en réponse à une contrainte de cisaillement.

Les propriétés mécaniques effectives, telles que le module de Young ( $E^H$ ), le module de cisaillement ( $G^H$ ), et le coefficient de Poisson ( $\nu^H$ ), sont dérivées des coefficients de la matrice de rigidité selon les équations suivantes :

$$E^H = \frac{(C_{11}^2 + C_{12}C_{11} - 2C_{12}^2)}{C_{11} + C_{12}} \quad (6)$$

$$G^H = C_{44} \quad (7)$$

$$\nu^H = \frac{C_{12}}{C_{11} + C_{12}} \quad (8)$$

L'isotropie des structures en treillis est un critère fondamental pour garantir des propriétés mécaniques uniformes dans toutes les directions [52]. Une structure isotrope présente des performances similaires indépendamment de la direction des charges appliquées, ce qui est essentiel pour de nombreuses applications industrielles et biomédicales [5]. Pour évaluer le degré d'anisotropie, le ratio de Zener ( $Z$ ) [5], [48] est utilisé. Ce paramètre est défini comme suit :

$$Z = \frac{2C_{44}}{C_{11} - C_{12}} \quad (9)$$

- **Si  $Z=1$** , la structure est isotrope. Cela signifie que  $C_{44} = (C_{11} - C_{12})/2$ , et les propriétés mécaniques sont uniformes dans toutes les directions.
- **Si  $Z \neq 1$** , la structure est anisotrope. La valeur de  $Z$  indique le degré de déviation par rapport à l'isotropie.

La méthode d'homogénéisation est implémentée dans le logiciel nTop avec la méthode des éléments finis 3D. Les déformations unitaires sont appliquées séquentiellement dans chaque direction de la cellule unitaire et les contraintes résultantes sont calculées pour

déterminer les coefficients  $C_{ij}$ . Pour une application correcte des conditions aux limites périodiques, le maillage de la cellule unitaire qui représente le volume élémentaire représentatif (RVE) doit permettre l'application de condition aux limites de périodicité. Cela implique que pour chaque nœud  $i$  situé sur une face du RVE, il existe un nœud correspondant  $j$  sur la face opposée avec la même position relative où les champs de déplacement et de forces entre ces paires de nœuds soient couplés pour assurer la continuité de la microstructure. Pour les nœuds correspondants la condition que les déformations soient les mêmes. Cette correspondance est essentielle pour garantir la continuité des champs de déformation et de contrainte pour une cellule qui se trouve au cœur d'un plus grand volume [5, 48].

### **2.4.3 Homogénéisation pour l'optimisation des structures en treillis**

La méthode d'homogénéisation joue un rôle très important pour établir des relations entre l'échelle microscopique et macroscopique dans l'analyse et l'optimisation des propriétés pour les structures en treillis. Cheng et al. [53], Fernandes et Tamijani [54] et Groen et al.[24] ont utilisé l'homogénéisation afin de modéliser et calculer les propriétés mécaniques effectives et ainsi faciliter la conception multiéchelle des structures en treillis.

Plusieurs travaux illustrent la puissance de l'homogénéisation pour l'optimisation des structures en utilisant les propriétés homogénéisées. Par exemple, Cheng et al. [55] ont développé une méthode d'homogénéisation asymptotique pour des structures en treillis ayant une variation graduelle de la densité relative. Cette dernière méthode a montré des améliorations par rapport à des configurations avec une densité relative uniforme. Zhang [56] préconise l'intégration de treillis dans les procédures d'optimisation topologique basées sur l'homogénéisation dans le but d'accroître l'efficacité et la fabricabilité en préservant l'isotropie des matériaux. Robbins et al [37] décrivent une stratégie pour minimiser la compliance des structures en treillis. Cheng et al. [53] se concentre sur une technique d'optimisation topologique tirant parti d'une homogénéisation de propriétés adaptée aux treillis à densité variable. Cette dernière approche permet de répondre aux défis rencontrés

dans la fabrication additive, tout en garantissant une solution structurelle aussi légère que robuste. Toutefois, comme le soulignent Han et al. [57], l'une des limites de l'homogénéisation réside dans son principe de périodicité et de séparation d'échelles souvent mis à mal pour des treillis produits par fabrication additive qui peuvent être non périodiques selon le type de cellule unitaire choisie. Pour contrôler le coût des calculs, le choix pertinent est de considérer une cellule unitaire comme un volume élémentaire représentatif (RVE), ce qui permet de faire des analyses avec des ressources numériques limitées. Cette stratégie avec l'homogénéisation permet de concevoir et d'optimiser des structures en treillis de grande envergure pour une intégration efficace dans la fabrication additive.

## **2.5 FABRICATION ADDITIVE LPBF DES STRUCTURES EN TREILLIS**

La fabrication additive, souvent désignée sous l'acronyme FA, constitue une avancée majeure dans le domaine des procédés manufacturiers modernes. Contrairement aux méthodes traditionnelles soustractives, la FA repose sur un principe de construction par ajout de matière couche après couche, à partir d'un modèle numérique 3D. Ce processus permet la fabrication de pièces complexes avec une précision accrue et un contrôle géométrique inédit [36]. Il existe plusieurs procédés de FA tels que la modélisation par dépôt de fil fondu (FDM), la stéréolithographie (SLA), ou la projection de liant. Chaque procédé est adapté à des matériaux et des applications. Le procédé de fusion laser sur lit de poudre (LPBF) est retenu dans ce travail grâce à son adaptabilité aux alliages mécaniques et sa capacité à produire des pièces métalliques fonctionnelles avec des géométries complexes et ayant des propriétés mécaniques élevées. Le choix de ce procédé est particulièrement adapté pour la fabrication des structures en treillis métallique grâce à la précision du laser et sa capacité à fondre localement la poudre métallique [58]. Le principe et les paramètres de ce procédé sont présentés dans cette section ainsi que les avantages et les défis de la fabrication des structures en treillis par LPBF.

### 2.5.1 Principe de la fusion laser sur lit de poudre (LPBF)

La fusion sur lit de poudre est un procédé de fabrication additive qui permet de produire des pièces complexes en métal ou en polymère directement à partir d'un modèle numérique. Ce procédé repose sur l'utilisation d'une source d'énergie, généralement un laser ou un faisceau d'électrons, pour solidifier sélectivement une poudre préalablement étalée sur une plateforme de construction. Le procédé LPBF utilisé dans notre étude est détaillé à travers du schéma de la Figure 6.

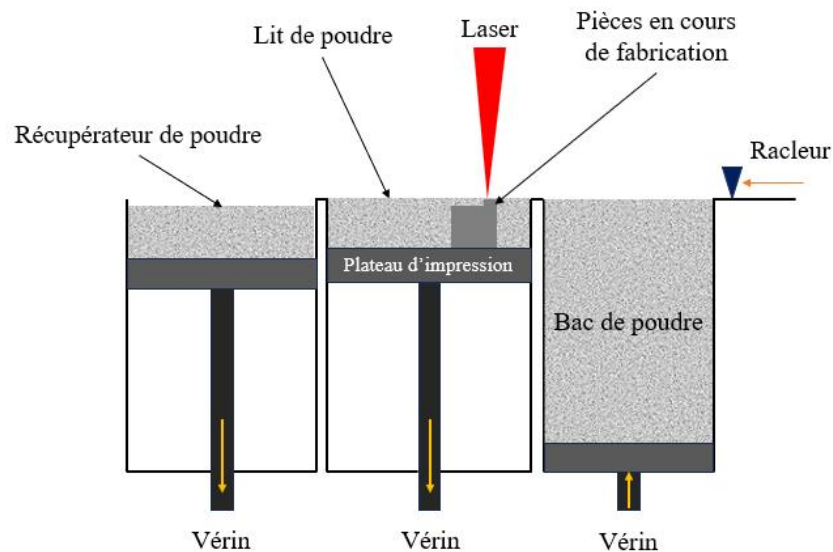


Figure 6: Schéma explicatif du processus de fusion par laser sur lit de poudre.

Le cycle débute par l'étalement d'une fine couche de poudre à l'aide d'un racleur ou d'une lame. Ensuite, le laser balaie la surface selon un chemin prédéfini, fondant localement les particules de poudre pour former la géométrie souhaitée. Une fois la solidification de cette couche terminée, la plateforme de construction descend d'une hauteur équivalente à l'épaisseur d'une couche, et une nouvelle couche de poudre est déposée avec le racleur. Ce processus est répété jusqu'à l'obtention de la pièce complète.

Les matériaux les plus couramment utilisés incluent des métaux comme l'acier inoxydable, l'acier maraging, l'aluminium, le titane et leurs alliages. Les paramètres critiques, tels que la puissance du laser, la vitesse de balayage et l'épaisseur de couche influencent directement la qualité de la pièce finale, notamment en termes de densité, de rugosité de surface et de propriétés mécaniques [59]. Les paramètres externes et internes du procédé SLM (Fusion laser sélective) sont résumés dans la Figure 7.

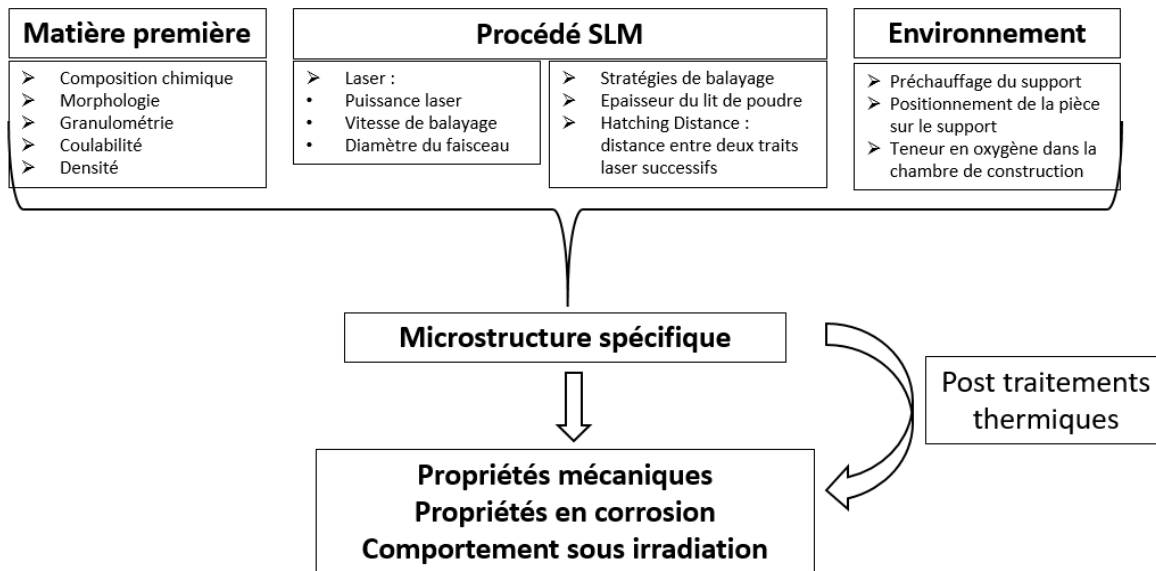


Figure 7: Les paramètres du procédé de fusion sélective par laser [60].

La densité volumique d'énergie  $E_v$  ( $J/mm^3$ ) est souvent utilisée comme une grandeur caractéristique incontournable qui regroupe les principaux paramètres du procédé présentés dans la Figure 8 sous la forme suivante :

$$E_v = \frac{P}{e \cdot v \cdot HD} \quad (10)$$

où  $P$  est la puissance du laser (W),  $e$  l'épaisseur de la couche de poudre (mm),  $v$  la vitesse de balayage (mm/s) et  $HD$  (Hatching Distance) la distance entre deux traits laser successifs.

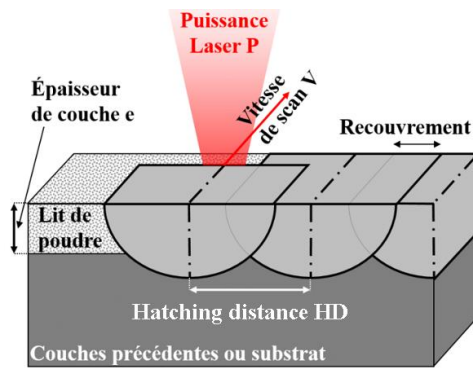


Figure 8: Schéma des paramètres d'impression du procédé de fusion sélective par laser [61].

### 2.5.2 Avantages et défis spécifiques à la fabrication LPBF des treillis

La fabrication additive par fusion laser sur lit de poudre (LPBF) offre des opportunités pour la fabrication des structures en treillis permettant de combiner légèreté et résistance des géométries complexes. Cette technologie caractérisée par sa liberté de conception joue un rôle crucial dans le développement de composants industriels optimisés. La LPBF permet de réaliser des géométries complexes et personnalisées souvent impossibles à obtenir avec les procédés de fabrication conventionnels. Cependant, la réalisation précise de ces structures reste associée à des avantages significatifs, mais également à des défis techniques et scientifiques [62]. Grâce à leur structure périodique, isotrope ou quasi isotrope, les treillis fabriqués par LPBF offrent une répartition homogène des contraintes mécaniques dans toutes les directions, ce qui améliore la résistance et la durabilité des pièces [19]. La LPBF permet aussi de produire des structures adaptées aux besoins spécifiques des applications, comme les implants biomédicaux, où la porosité des treillis peut être ajustée pour favoriser l'ostéointégration. Toutefois, l'un des principaux défis réside dans la maîtrise des écarts dimensionnels entre la conception numérique et la pièce fabriquée, surtout pour les petites entités. Ces écarts peuvent être causés par des phénomènes thermiques, tels que le retrait pendant le refroidissement, ou par des limitations liées à la résolution des machines LPBF. Aussi, les structures en treillis présentent souvent des zones difficiles d'accès, où la poudre

non frittée peut rester piégée [8], ce qui peut altérer la densité relative de la pièce. Enfin, les pièces fabriquées par LPBF nécessitent souvent des étapes de post-traitement, telles que les traitements thermiques pour réduire les contraintes résiduelles, ou le polissage pour améliorer la finition de surface. Ces opérations peuvent augmenter les coûts et les délais de production. Assurer une homogénéité dans les propriétés mécaniques des treillis, en tenant compte des variations dans les paramètres de fabrication constitue un autre défi majeur [63]. Pour surmonter ce défi, plusieurs stratégies peuvent être envisagées, notamment l'optimisation des paramètres de fabrication, le développement de modèles numériques avancés comme l'homogénéisation, et l'amélioration des procédés de post-traitement [64].

## **2.6 OPTIMISATION TOPOLOGIQUE ET CONCEPTION GENERATIVE**

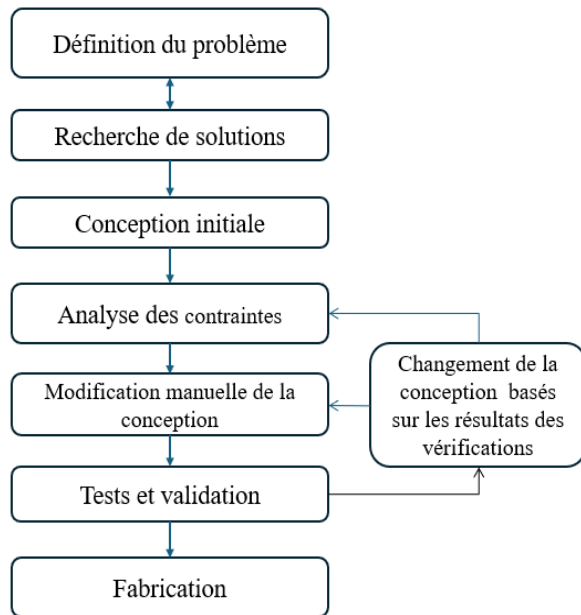
L'optimisation topologique générale commence par un concept de modèle CAO complet conçu par l'homme avec des charges et des contraintes appliquées en fonction des exigences du projet. L'optimisation topologique ne renvoie qu'un seul concept optimisé pour évaluation. Il n'y a pas d'idéation automatisée et cette approche renvoie à l'utilisateur un résultat optimisé répondant à des critères prescrits (optimisé uniquement à partir du modèle conçu par l'homme) qui doit être reconstruit dans un système de CAO destiné à une utilisation ultérieure [5].

La conception générative, qui représente une évolution radicale des paradigmes de conception traditionnels, s'appuie sur des algorithmes de pointe pour modéliser et optimiser des structures selon des critères prédéfinis. Cette technique est facilitée par les progrès considérables dans les domaines de l'informatique et de l'intelligence artificielle et a vu ses débuts dans les premières années du XXI<sup>e</sup> siècle. Depuis, elle a connu une adoption croissante en évoluant continuellement l'intégration des capacités d'analyse plus complexes et des méthodes de simulation sophistiquées. L'évolution de l'approche de la conception générative a été caractérisée par une intégration de plus en plus profonde avec les processus de fabrication additive créant ainsi un écosystème de conception et de fabrication dynamique et synergique [4]. La conception générative commence par des zones d'attente, des zones

préservées, des charges et des contraintes basées sur les exigences du projet. C'est l'intelligence artificielle et non l'homme qui détermine les concepts topologiques créés pour l'évaluation. Par exemple, l'outil de conception générative de Autodesk renvoie de nombreux concepts optimisés (idéation automatisée) pour évaluation en fonction des critères de conception et de fabrication. En outre, Autodesk generative design s'appuie sur la plateforme d'analyse de coûts industriels Apriori en utilisant des algorithmes pour suggérer des critères de coût pour chaque résultat afin de prendre de meilleures décisions. Enfin, la conception générative Autodesk dans Fusion 360 renvoie à l'utilisateur un modèle géométrique prêt pour la CAO qui peut être édité dans n'importe quel logiciel [38].

Comme le montre la Figure 9, la conception mécanique traditionnelle repose sur un processus itératif qui implique des modifications manuelles à chaque étape. Le cycle débute par la définition du problème suivie d'une recherche de solutions et d'une conception initiale qui est ensuite soumise à des analyses de contraintes. Ces analyses permettent de vérifier si la conception répond aux exigences de performance et si nécessaire des modifications manuelles sont effectuées. Ce cycle se répète jusqu'à ce que la conception soit jugée satisfaisante et qu'elle puisse passer aux phases de test, de validation, et enfin de fabrication. Cependant, ce processus peut être chronophage, car il dépend largement de l'expertise et des itérations humaines avec des ajustements manuels constants entre les étapes [65]. En revanche, la conception générative offre un flux de travail beaucoup plus automatisé. Après la définition des contraintes et la préparation du modèle, le logiciel explore automatiquement un large éventail de solutions possibles générant ainsi des conceptions optimisées en fonction des critères de performance, des matériaux et des contraintes spécifiées. Le concepteur choisit alors la meilleure solution parmi les options proposées, ce qui réduit considérablement le besoin de modifications manuelles. Une fois la meilleure conception sélectionnée, elle est validée par des simulations, et les détails de la conception peuvent être ajuster si nécessaire avec un logiciel CAO.

## Conception mécanique traditionnelle



## Conception générative

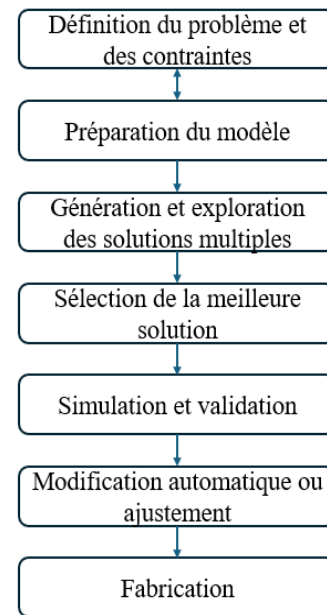


Figure 9: Différence entre le processus de conception traditionnelle et la conception générative inspirée de [66].

La conception générative est particulièrement adaptée à la fabrication additive, telle que la fusion laser sélective (SLM), qui permet de produire des géométries complexes impossibles à réaliser avec des méthodes traditionnelles. Ce flux de travail réduit le temps de conception et optimise les performances des pièces tout en permettant une production plus rapide et plus flexible [38].

## 2.7 CARACTERISATION DU MATERIAU UTILISE : ACIER MARAGING

Les aciers maraging sont des alliages métalliques à haute résistance mécanique, contenant une très faible teneur en carbone. Ils se distinguent par leur composition spécifique incluant principalement du nickel (Ni), du cobalt (Co), du molybdène (Mo), du titane (Ti) et, dans certains cas, de l'aluminium (Al).

L'acier maraging utilisé dans ce projet correspond à la poudre X3NiCoMoTi 18-9-5, commercialisée sous le nom Maraging Steel 1 (MS1) par EOS et présenté dans le Tableau 1. Cette poudre est spécialement formulée pour être compatible avec les procédés de fabrication additive par fusion sur lit de poudre (LPBF), comme celui de l'imprimante EOS M290 utilisée dans ce travail. Cette technologie a permis de produire des pièces aux propriétés mécaniques optimales, adaptées aux exigences des applications industrielles complexes.

Tableau 1: Composition chimique de la poudre de MS1 en % [67].

Élément	Fe	Ni	Co	Mo	Ti	Al	Cr	Cu	C	Mn	Si	P	S
%	Équilibre	17-19	8.5-9.5	4.5-5.2	0.6-0.8	0.05-0.15	0-0.5	0-0.5	0-0.03	0-0.1	0-0.1	0-0.01	0-0.01

Récemment, cet alliage a suscité un intérêt croissant en impression 3D, en raison de ses performances mécaniques élevées et de sa capacité à résister à des contraintes extrêmes. Par exemple, l'acier maraging à 18 % de nickel a été utilisé pour fabriquer des composants de fusée, atteignant une résistance à la traction allant jusqu'à 2080 MPa. Sa composition, riche en cobalt et molybdène, forme naturellement une couche protectrice d'oxydes garantissant sa durabilité dans des environnements hostiles [68].

Selon la fiche technique de EOS [67], cet acier présente une limite élastique élevée et une excellente résistance à la traction qui s'améliorent encore plus avec un traitement thermique approprié. Cet acier se distingue par une dureté qui peut dépasser 50 HRC après traitement thermique. Les propriétés de l'acier maraging MS1 sont présentées dans le Tableau 2.

Tableau 2: Propriété de l'acier maraging MS1 [67].

Propriété	Direction	Tel que fabriqué	Après traitement thermique
Module d'élasticité (GPa)	Horizontal	150 GPa	-
	Vertical	140 GPa	-
Limite d'élasticité Re 0.2 (MPa)	Horizontal	1100 ± 100 MPa	2010 MPa
	Vertical	930 ± 150 MPa	2000 MPa
Résistance à la traction Ru (MPa)	Horizontal	1200 ± 100 MPa	2080 MPa
	Vertical	1100 ± 150 MPa	2080 MPa
Allongement à la rupture (%)	Horizontal	12 ± 4 %	4 %
	Vertical	-	4%
Dureté (HRC)	Globale	33 - 37 HRC	50-56 HRC

La distribution des particules de la poudre MS1 présentés dans la Figure 10 permet de mieux comprendre la morphologie des particules avec une taille maximale de 63 µm.

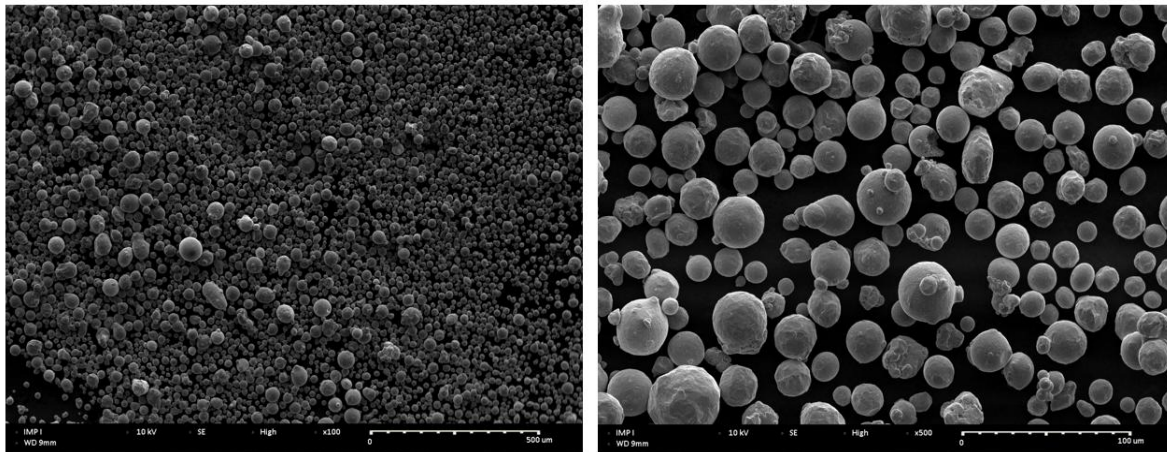


Figure 10: Images SEM de la poudre MS1 utilisée.

Ces caractéristiques font de l'acier maraging un matériau de choix non seulement pour la fabrication additive, mais également pour des études visant à optimiser les structures en treillis et à intégrer ces dernières dans des conceptions génératives pour des applications fonctionnelles grâce à la bonne usinabilité et soudabilité de cet acier.

## **2.8 RESUME DE L'ETAT DE L'ART**

En bref, ce chapitre a permis d'établir un état de l'art approfondi sur les structures en treillis pour mettre en évidence le potentiel de ces structures pour alléger des pièces industrielles en gardant les performances mécaniques nécessaires grâce à la maîtrise de leur géométrie et leur fabrication par LPBF. L'introduction des notions fondamentales est nécessaire pour la compréhension de la méthodologie adoptée pour atteindre les objectifs de cette étude. Les bases théoriques présentées couvrent à la fois les modélisations des structures en treillis ainsi que les études de leur comportement mécanique et les approches d'homogénéisation pour prédire leurs propriétés effectives et pour l'optimisation par conception générative des pièces industrielles intégrant des structures en treillis. Par ailleurs, le procédé de fabrication additive par fusion laser sur lit de poudre (LPBF) a été présenté en soulignant ses capacités uniques pour réaliser les géométries complexes et aussi les défis qu'il pose en termes de précision et de propriétés mécaniques. Enfin, le choix de l'acier maraging comme matériau de référence a été justifié par ses caractéristiques mécaniques exceptionnelles et sa compatibilité avec le procédé LPBF.



## **CHAPITRE 3**

### **METHODOLOGIE**

Dans ce chapitre, on présente toute la méthodologie et les équipements utilisés pour chacune des phases de notre étude et pour répondre aux objectifs de l'étude. Les résultats de la phase géométrique et la phase mécanique seront présentés séparément dans deux chapitres différents.

Dans un premier temps, on détermine les choix des structures à étudier pour la caractérisation géométrique ainsi que les machines et dispositifs qui vont permettre d'étudier les écarts de densité relative et les causes qui permettent d'expliquer l'origine de celles-ci. Les observations recueillies lors de cette phase initiale ont directement influencé le développement des stratégies de compensation et orienté les approches de modélisation ultérieures.

Ensuite, on présente les tests qui vont permettre de caractériser les propriétés mécaniques des structures et leurs paramètres homogénéisés. Ces propriétés et paramètres sont déterminés en suivant un protocole combinant des essais expérimentaux à des simulations numériques. Enfin, le matériau homogénéisé est intégré dans une étude d'optimisation d'une pièce avec une géométrie complexe dans le but d'intégrer les structures en treillis. Cette pièce sera ensuite fabriquée par impression 3D selon le procédé LPBF et testée expérimentalement pour valider les prédictions de simulation par homogénéisation.

Cette organisation reflète la logique incrémentale qui a structuré notre recherche : chaque résultat devient le point de départ méthodologique de l'étape suivante, créant une progression cohérente depuis la caractérisation fondamentale jusqu'à la validation industrielle.

### 3.1 VUE D'ENSEMBLE DE LA METHODOLOGIE

Une présentation de la méthodologie de notre étude illustrée dans la Figure 11 présente trois étapes claires et interconnectées dans le but d'atteindre les objectifs de cette étude. Elle présente d'abord la caractérisation géométrique des structures en treillis, incluant la conception et la fabrication des échantillons et l'analyse des écarts de densité. Ensuite, la caractérisation mécanique combine essais expérimentaux et homogénéisation numérique pour déterminer les propriétés macroscopiques. Enfin, la phase de validation et intégration applique ces résultats à une conception générative, avec fabrication et tests expérimentaux pour vérifier les performances et l'utilité de la simulation par homogénéisation.

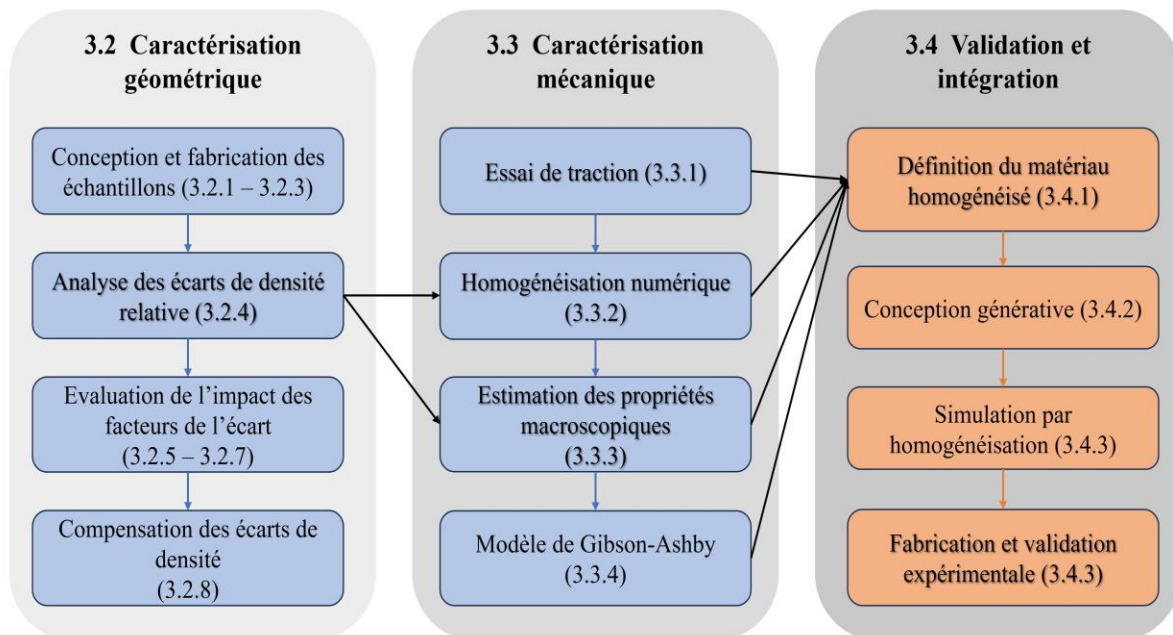


Figure 11: Vue d'ensemble de la méthodologie.

## 3.2 CARACTERISATION GEOMETRIQUE DES STRUCTURES EN TREILLIS

### 3.2.1 Conception des échantillons

#### 3.2.1.1 Génération des structures avec le logiciel nTop

La conception des échantillons pour notre étude est réalisée à l'aide du logiciel nTop de l'entreprise nTopology Inc. qui est spécialisé dans la génération des structures complexes et l'allègement des pièces en utilisant l'approche de la modélisation implicite qui permet une réduction significative de la mémoire requise et qui facilite la manipulation des géométries complexes et leur exportation sous format STL pour la fabrication additive. Les échantillons choisis dans le cadre du projet de recherche pour la caractérisation géométrique sont des cubes de 18 mm comme le montre la Figure 12.

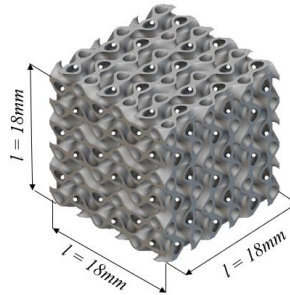


Figure 12: Exemple d'un échantillon généré par nTop.

Le logiciel nTop utilise la conception implicite paramétrée avec des fonctions représentées sous forme de blocs interconnectés. Pour générer nos structures, le bloc « Periodic Lattice » a été utilisé. Ce dernier est constitué de trois paramètres : « Unit Cell » pour définir le type et l'orientation de la cellule unitaire de la structure, « Cell Map » pour représenter le motif qui assure la répétition de l'unité de la structure et « Thickness » qui est l'épaisseur caractéristique. Pour définir la structure, on a besoin de trois principaux paramètres qui sont : le type de la structure, la taille de l'unité, et l'épaisseur caractéristique. Ces trois paramètres vont déterminer les caractéristiques géométriques de la structure comme sa densité relative et donc ces propriétés mécaniques. Pour définir le motif « Cell map » des

structures à générer, on a utilisé le bloc « Box » qui définit le volume d'un cube de 18 mm qui constitue les échantillons à imprimer. L'exemple de la génération d'un échantillon d'une structure SplitP est illustré dans la Figure 13.

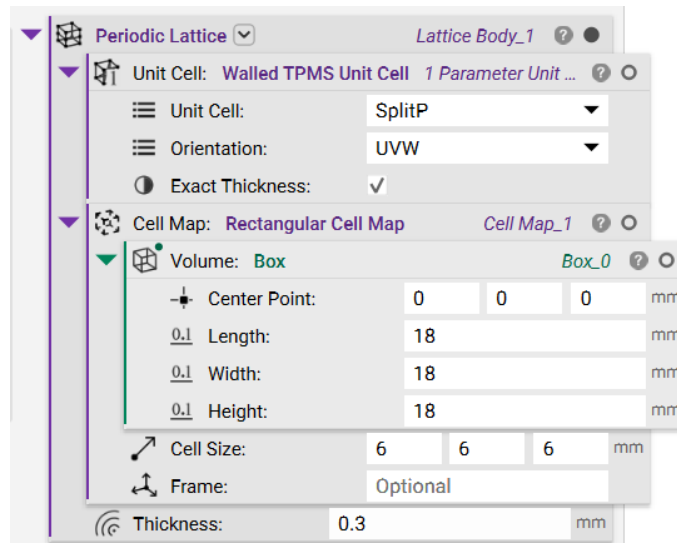


Figure 13: Paramètres utilisés dans nTop pour générer une structure SplitP.

### 3.2.1.2 Choix des types de structures en treillis

Dans cette étude, deux configurations de treillis à base d'entretroises ont été sélectionnées pour leurs performances mécaniques optimisées : les structures FCC (Face-Centered Cubic) et Octet. La structure FCC est caractérisée par des nœuds situés aux sommets et au centre des faces d'un cube. Les entretroises relient ces nœuds de manière symétrique, ce qui permet une répartition uniforme des contraintes. En revanche, la structure Octet se distingue par sa géométrie tridimensionnelle, où chaque sommet d'un cube est connecté à ses sommets opposés par des diagonales [13]. La Figure 14 présente la géométrie de ces deux structures.

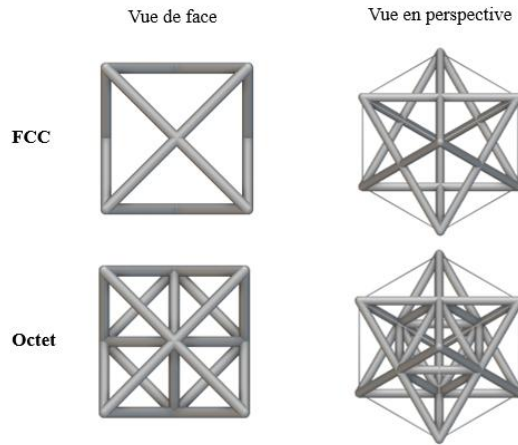


Figure 14: Cellules unitaires des structures FCC et Octet conçues sur nTop.

Pour les structures TPMS, on a travaillé spécifiquement avec des structures à base de feuilles qui offrent une densité uniforme et une grande rigidité. Comme le montre la Figure 15, les structures Gyroid, Diamond et SplitP ont été retenues.

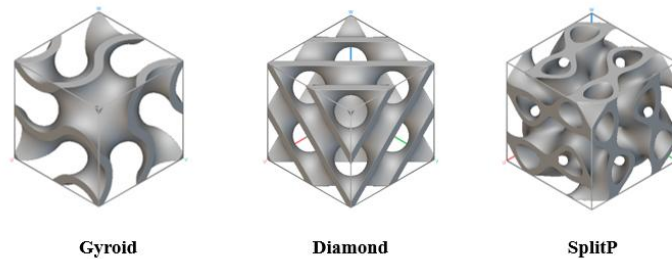


Figure 15: Les structures TPMS Gyroid, Diamond et SplitP à partir de nTop.

Les cinq structures sélectionnées pour notre caractérisation géométrique sont parmi les structures les plus étudiées dans la littérature et représentent les deux principales catégories utilisées pour des applications industrielles qui sont en treillis à base d'entretoises et les TPMS [11]. Ce choix facilite la validation des résultats ainsi que leur intégration dans des applications industrielles.

### 3.2.2 Choix des paramètres d'impression

Comme le montre la Figure 16, l'imprimante utilisée pour ce projet est une EOS M290 disponible à l'UQAR. Cette machine dispose d'un laser Yb-fibre (Ytterbium) de 400 W et d'un diamètre de 100  $\mu\text{m}$  pour des épaisseurs de couches entre 20 et 60  $\mu\text{m}$  grâce à sa puissance et à sa vitesse de balayage offrant une résolution de l'ordre de 0,1 mm et des propriétés mécaniques homogènes. La poudre utilisée pour cette étude est celle de l'acier maraging commercialisé par EOS GmbH sous le nom de Maraging Steel 1 (MS1) avec une épaisseur de couche de 60  $\mu\text{m}$ .



Figure 16: Imprimante EOS M290 de l'UQAR.

Les paramètres d'impression utilisés sont ceux de la recette EOS MS1\_040\_PerformanceM291 2.00 recommandé par EOS pour l'acier maraging. Les principaux paramètres de cette recette sont définis pour le remplissage interne (infill), pour les contours, pour les surfaces inférieures (downskin), pour les surfaces supérieures (upskin), et pour les bords critiques (edges) et sont résumés dans le Tableau 3.

Tableau 3: Paramètres d'impression de la recette EOS MS1\_040\_PerformanceM291 2.00.

<b>Remplissage (Infill)</b>	Puissance du laser P (W)	285
	Vitesse de balayage V (mm/s)	960
	Distance de hatching HD (mm)	0.11
<b>Contour</b>	Puissance du laser P (W)	138
	Vitesse de balayage V (mm/s)	431
	Nombre de couches	1
<b>Surfaces inférieures (downskin)</b>	Puissance du laser P (W)	167.5
	Vitesse de balayage V (mm/s)	761.4
	Nombre de couches	4
<b>Surfaces supérieures (upskin)</b>	Puissance du laser P (W)	165
	Vitesse de balayage V (mm/s)	500
	Nombre de couches	2
<b>Bords critiques (edges)</b>	Puissance du laser P (W)	60
	Vitesse de balayage V (mm/s)	700
	Nombre de couches	4

Pour le remplissage interne responsable de la densité des pièces, la densité volumique d'énergie choisie est  $E = 67.47 \text{ J/mm}^3$ . Une stratégie de balayage rotative a été utilisée avec un angle de rotation de  $47^\circ$  pour assurer une répartition homogène des contraintes thermiques.

### 3.2.3 Plans d'impression de caractérisation géométrique

#### 3.2.3.1 Impression préliminaire

Pour la détection des défauts de fabrication et des écarts de densité, on a commencé par une première impression des cinq types de structure en treillis avec un cube plein utilisé comme référence pour calculer la densité du matériau et déterminer la densité relative des

échantillons imprimés. Des cubes de 18 mm avec des supports pleins d'épaisseur de 4 mm ont été conçus avec le logiciel nTop, selon deux tailles d'unité : 3 mm et 6 mm. Le plan de cette impression est présenté dans la Figure 17.

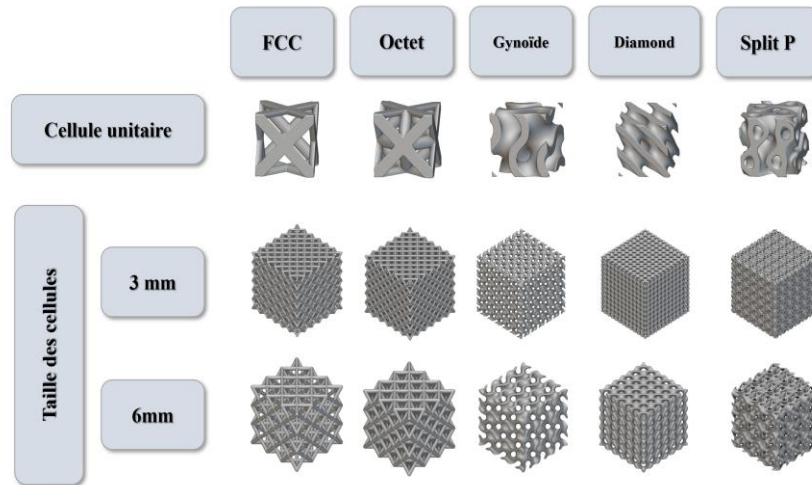


Figure 17: Plan de la première impression des structures.

### 3.2.3.2 Impression avec répétition

L'objectif de cette deuxième impression est d'étudier la répétabilité des écarts de densité relative des structures en treillis fabriquées par le procédé LPBF et l'imprimante M290 de EOS. Pour couvrir les configurations géométriques des structures, on a choisi les structures de type Octet, Gyroid, Diamond et SplitP. La structure FCC n'a pas été choisie dans cette impression pour se concentrer sur les structures les plus prometteuses et les plus étudiées dans la littérature. Par ailleurs, les structures retenues pour cette deuxième impression sont celles qui ont présenté les plus petits écarts de densité relative. Deux tailles d'éléments de 4.5 mm et 9 mm ont été retenues pour explorer des tailles plus grandes que la première impression avec deux niveaux de densité relative : 20% et 30%. Ces niveaux ont été obtenus en ajustant les épaisseurs caractéristiques pour chaque type de structure dans nTop. Les structures Octet et Gyroid ont été imprimées pour les deux tailles d'élément et les

deux densités relatives. Tandis que les structures Diamond et SplitP ont été limitées à une seule taille d'élément (9 mm) et à deux densités relatives. Chaque configuration a été répétée 3 fois pour garantir une analyse robuste. Cependant, les deux configurations « Octet 9mm RD 20 » et « Gyroid 4.5mm RD 30 » ont été répétées cinq fois afin d'évaluer le temps de sablage nécessaire pour éliminer la poudre non fondue.

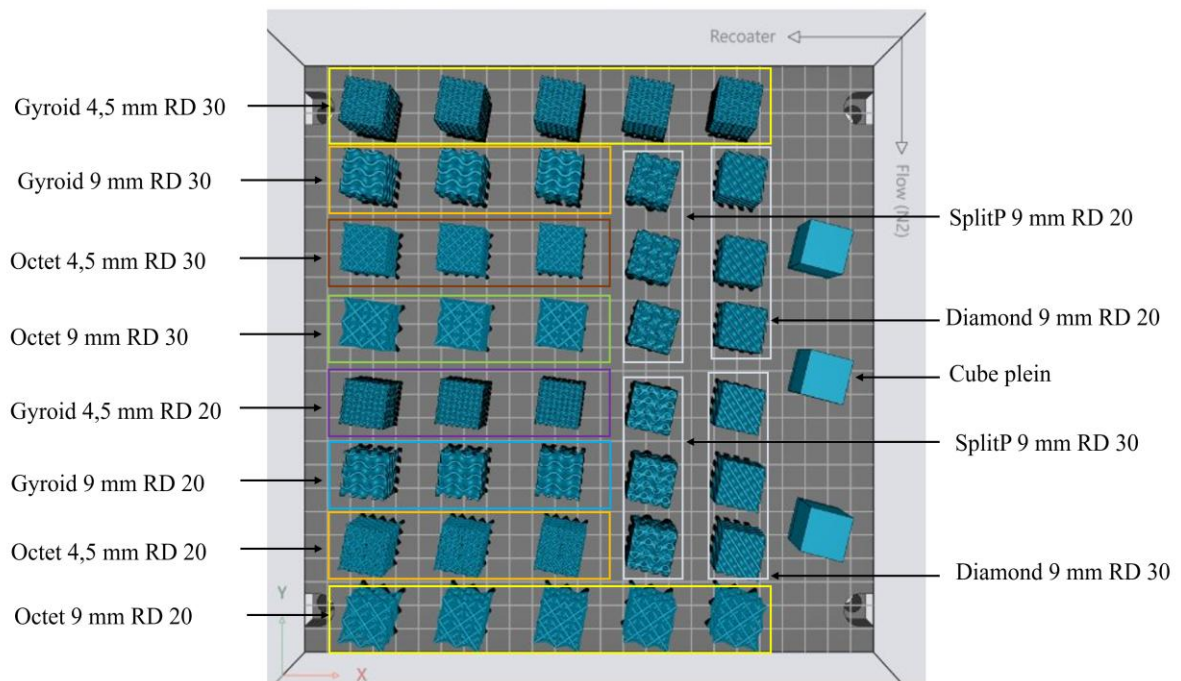


Figure 18: Représentation de la platine de la deuxième impression.

Trois cubes pleins de 18 mm ont également été imprimés comme référence pour les mesures de densité relative. La platine de cette impression est présentée dans la Figure 18. Les supports pour cette impression ont été optimisés et adaptés à chaque géométrie avec le logiciel Materialise Magics 23.0 pour faciliter l'enlèvement des supports (voir Figure 19) par usinage après le découpage des échantillons de la plaque d'impression tout en assurant la fixation nécessaire des échantillons sur la platine durant la fabrication. Ces supports aident à avoir des mesures de densité relative plus précises par rapport aux supports pleins qui ne tiennent pas compte de la forme de la structure et qui ne sont pas faciles à usiner et à enlever en totalité. Comme le montre la Figure 19, les supports colorés en bleu sont des géométries de la même forme que les structures supportées.

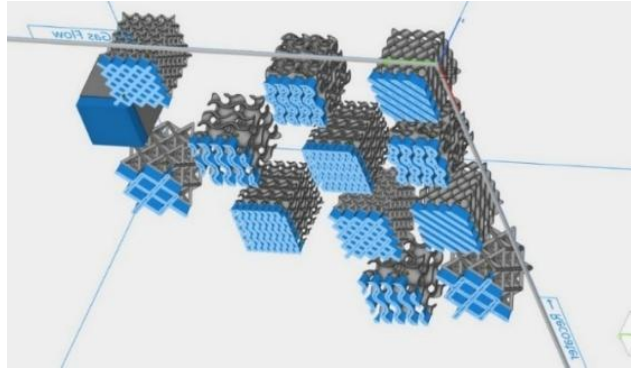


Figure 19: Génération des supports.

Pour cette impression, on a activé les options de maillage sur nTop « Sharpen » et « Simplify » illustrées dans la Figure 20 afin de résoudre les contraintes liées à la taille des fichiers de maillage des échantillons de la première impression, où le maillage était très volumineux (Voir Figure 21 (a)) ce qui avait limité le nombre des échantillons qu'on peut placer sur la plateforme d'impression dans le logiciel EOS Print. L'option Sharpen permet de préserver les détails nécessaires pour définir les arêtes et les contours des géométries complexes et l'option Simplify permet de réduire la complexité du maillage dans les géométries moins complexes ce qui a conduit à diminuer la taille du fichier en gardant la précision nécessaire comme montré dans Figure 21 (b).

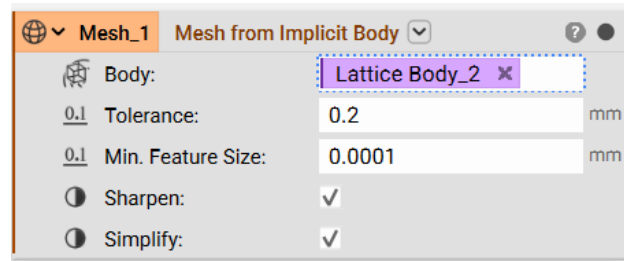


Figure 20: Module de maillage sur nTop.

Cette optimisation a permis de contourner la limitation imposée par le logiciel EOS Print et d'imprimer les 43 échantillons présentés dans la Figure 18 dans une seule impression sans compromettre la qualité des pièces fabriquées.

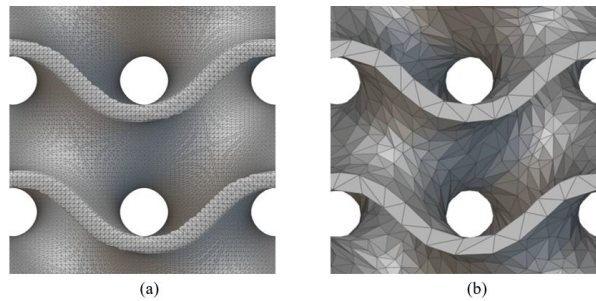


Figure 21: (a) Maillage avant optimisation, (b) Maillage optimisé.

### 3.2.4 Analyse des écarts de densité relative

Pour évaluer la densité relative des structures en treillis imprimées, on a utilisé la méthode gravimétrique. Il s'agit de peser chaque structure et de comparer son poids à celui d'un volume équivalent. Dans un premier temps, les dimensions de chaque éprouvette ont été mesurées avec précision à l'aide d'un pied à coulisse numérique comme le montre la Figure 22.b. Ensuite, les éprouvettes ont été pesées sur une balance de haute précision (voir Figure 22.a). Pour la première impression, on a retiré la masse des supports pleins résiduels après découpe pour ne conserver que la masse du treillis. Pour la deuxième impression, les supports ont été totalement enlevés avec une fraiseuse à commande numérique.

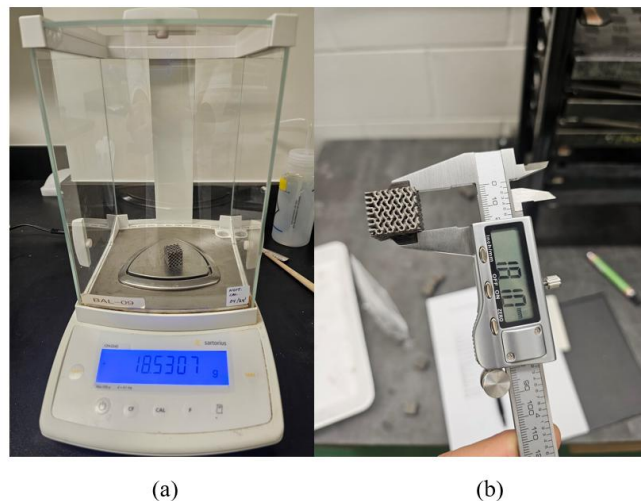


Figure 22: Mesures de masse avec une balance haute précision (a) et des dimensions (b).

Pour affiner la comparaison, des cubes pleins fabriqués dans les mêmes conditions ont servi de référence solide pour déterminer la densité réelle moyenne du matériau. En opposant le poids de chaque cube plein à son volume réel, la densité en  $\text{g/cm}^3$  est calculée et la moyenne des trois échantillons sera prise comme référence de la densité du matériau imprimé. Le volume et la masse de chaque treillis sont mesurés après usinage. Une attention particulière lors de la fixation des échantillons dans la fraiseuse permet de minimiser les erreurs de dimensions causées par les erreurs d'usinage. La division de la masse des treillis par le volume permet de calculer la densité des structures en  $\text{g/cm}^3$ . En comparant les densités des treillis avec la densité moyenne du matériau calculée à partir des cubes solides, on obtient la densité relative des structures en treillis en %. Les données recueillies (poids et volume) ont alors permis d'analyser la densité relative de différentes configurations de treillis fabriqués par LPBF pour évaluer les écarts de densité. Afin de quantifier les écarts de densité, les calculs de différence entre la densité relative expérimentale des échantillons imprimés (RD Exp) et la densité relative des fichiers CAO (RD CAO) sont faits. Le pourcentage d'écart par rapport à la densité relative théorique a également été calculé.

$$\text{Différence (\%)} = \text{RD Exp} - \text{RD CAO} \quad (11)$$

$$\text{Pourcentage d'écart (\%)} = \frac{\text{RD Exp} - \text{RD CAO}}{\text{RD CAO}} \quad (12)$$

Ces calculs vont permettre de quantifier et d'estimer les écarts de densité en fonction des caractéristiques géométriques des structures imprimées par LPBF en MS1 avec l'imprimante EOS M290 avec les paramètres d'impression choisis.

### 3.2.5 Microscopie électronique à balayage SEM

Afin d'analyser et quantifier les causes des écarts de densité relative entre les structures modélisées et les structures imprimées, on a réalisé des observations approfondies à l'aide d'un microscope électronique à balayage (SEM, modèle SNE-4500M Plus) présenté à la Figure 23. Avec son système motorisé à 5 axes, ce microscope offre une résolution et une

précision adaptées à l'étude des imperfections des structures en treillis imprimées par LPBF. Les images SEM vont permettre de détecter la poudre non fondue collée sur les surfaces et l'effet du sablage sur ces particules. Les dimensions caractéristiques des structures vont aussi être mesurées sur les images SEM avec le logiciel ImageJ pour les comparer ensuite aux images des fichiers CAO.

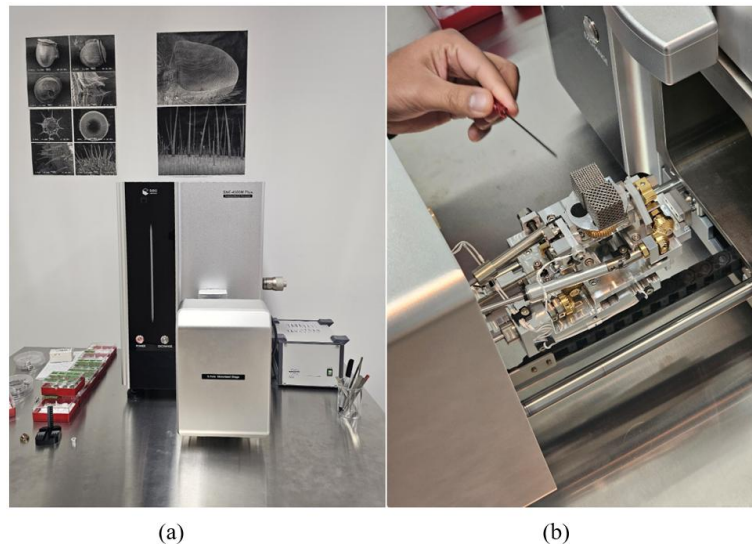


Figure 23 : Microscope SEM (a), Système à cinq axes (b).

Les observations avec le microscope SEM ont fourni des informations essentielles présentées dans la section des résultats pour identifier et quantifier les défauts qui occasionnent les écarts de densité relative entre les structures modélisées et imprimées.

### 3.2.6 Sablage des structures imprimées

Un procédé de sablage a été utilisé dans le but d'enlever la poudre non totalement fondue qui reste collée sur les structures et d'évaluer la contribution de cette poudre sur l'écart de densité relative. Le sablage a été réalisé dans la cabine de sablage IST Blast présentée dans la Figure 24 (a). Des billes de verre industrielles Blast-O-Lite (Figure 24 (b)) sont utilisées comme abrasif et la pression d'air est fixée à 700 kPa qui est la valeur recommandée par le fabricant du procédé. Pour établir notre protocole de sablage, on va

étudier la variation de masse de quatre échantillons imprimés en fonction du temps de sablage afin de déterminer le temps nécessaire pour enlever la poudre résiduelle.

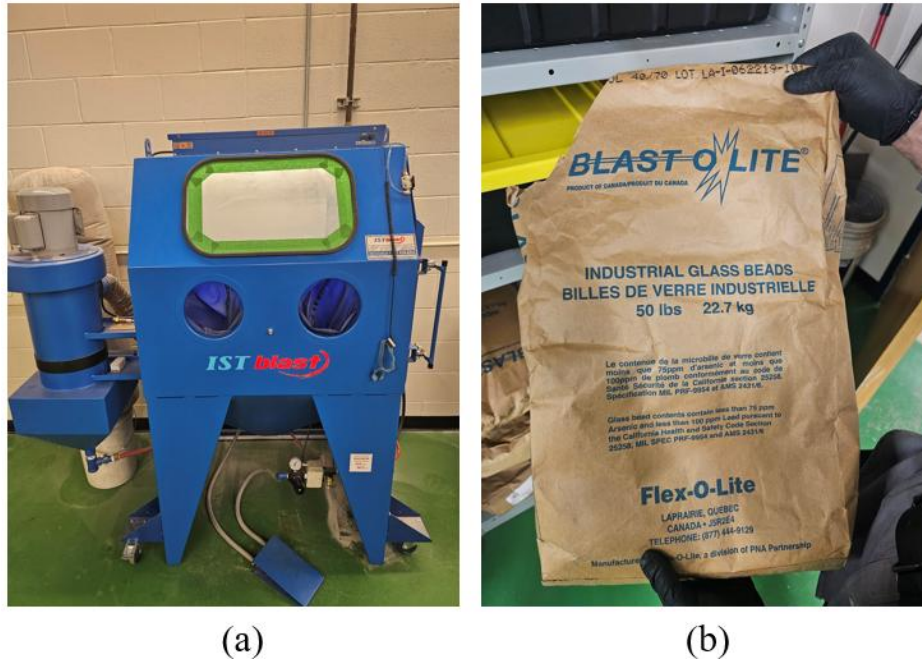


Figure 24: Cabine de sablage (a), Abrasif utilisé (b).

La procédure a été itérée jusqu'à obtention d'une variation de masse négligeable confirmant l'absence de poudre résiduelle. Le temps total de sablage choisi sera divisé sur les six faces des cubes pour assurer la répétabilité pour tous les échantillons. Un sablage de 5 secondes par face a été appliqué aux cubes avec des mesures de masse après chaque cycle.

### 3.2.7 Granulométrie de la poudre utilisée

Cette analyse de granulométrie a pour objectifs de vérifier et évaluer que l'état la poudre utilisée correspond aux spécifications du fabricant et aussi vérifier que la poudre n'a pas changé entre les différentes impressions. Pour faire cette analyse, on a travaillé avec le granulomètre Mastersizer Hydro de Malvern Panalytical illustré dans la Figure 25. Ce dispositif utilise la diffraction laser pour mesurer avec précision la répartition granulométrique en suspendant les particules dans un liquide approprié afin de garantir une dispersion homogène et éviter les agglomérations. Les données obtenues de ces mesures

permettent de déterminer les paramètres essentiels pour la caractérisation de la poudre non fondue collée sur les parois des structures imprimées. Parmi ces paramètres, le diamètre médian des particules ( $Dv50$ ), les diamètres  $Dv10$  et  $Dv90$ . Les deux dernières valeurs correspondent aux diamètres pour lesquels 10% et 90% des particules ont un diamètre inférieur à  $Dv10$  et  $Dv90$  respectivement.

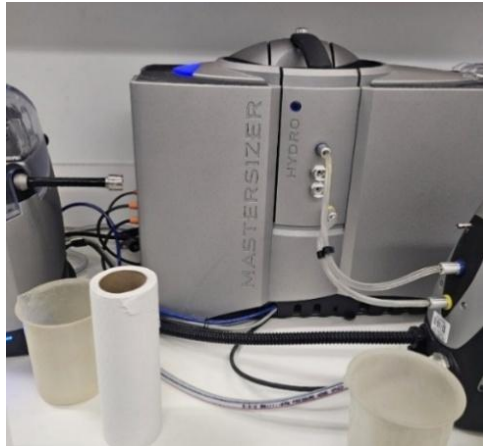


Figure 25: Granulomètre Mastersizer Hydro.

En utilisant les valeurs de  $Dv10$ ,  $Dv50$  et  $Dv90$  lors des observations au microscope SEM, il sera possible de quantifier les écarts de densité causés par la poudre collée sur les surfaces des structures. Cela a aidé à expliquer les écarts observés et a permis de proposer des ajustements pour réduire les écarts de densité et améliorer la qualité des structures imprimées par LPBF.

### **3.2.8 Compensation des écarts de densité**

#### **3.2.8.1 Choix de la structure Gyroid**

Pour notre étude de compensation et la caractérisation mécanique, la structure Gyroid est choisie en se basant sur la littérature et sur les résultats de notre caractérisation géométrique des différentes structures étudiées. En effet, cette structure présente des écarts de densité plus faibles que les autres types étudiés, une quasi-isotropie (facteur de Zener tout

près de 1 peu importe le facteur  $H/D$ ) comme l'a montré l'étude réalisée sur nTop et présentée en ANNEXE 2 (Figure 87). Il s'agit également de la structure TPMS la plus étudiée dans la littérature d'après Bernard et al. [11], offrant ainsi une base pour la validation des résultats.

### 3.2.8.2 Plan de l'impression de compensation

En se basant sur les résultats des effets de chaque facteur (poudre, différence de dimensions) sur l'écart de densité, deux méthodes ont été choisies pour tester la réduction des écarts. La première méthode consiste à diminuer l'épaisseur caractéristique dans la conception de la structure sur nTop et la deuxième méthode consiste à varier le paramètre d'impression « Offset » qui est supposé réduire les dimensions des couches imprimées sur le plan (XY) comme le montre la Figure 26.

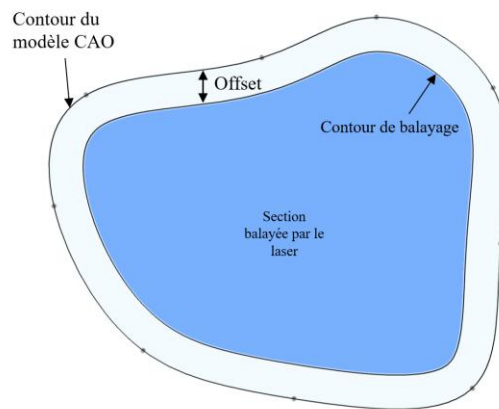


Figure 26: Schéma du paramètre "Offset" de l'imprimante inspiré de [69].

En testant différentes valeurs d'offset (0,025 mm et 0,05 mm pour le Gyroid 3 mm ; 0,05 mm et 0,1 mm pour le Gyroid 4,5 mm), nous cherchons à identifier la correction géométrique optimale permettant de rapprocher la densité relative imprimée de la densité théorique, et ainsi améliorer la précision du modèle d'homogénéisation. Pour ce faire on a imprimé 8 échantillons cubiques de 18 mm de la structure Gyroid avec des tailles d'élément de 3 mm et 4.5 mm comme cela est montré dans la Figure 27.

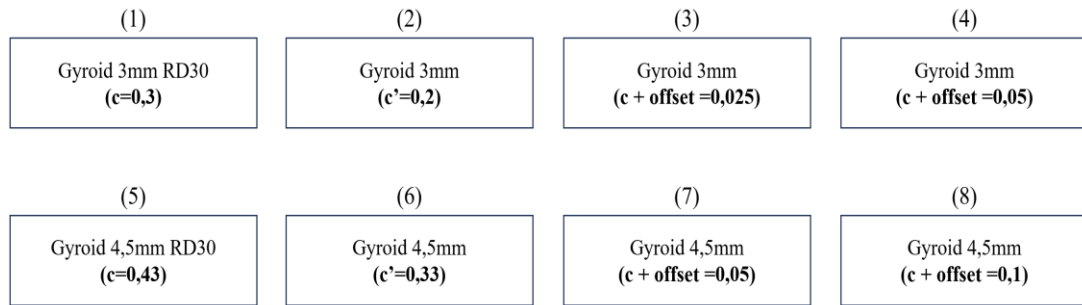


Figure 27: Plan d'impression de compensation.

Cette impression va permettre de clôturer la phase de caractérisation géométrique afin d'avoir un aperçu des facteurs qui causent les écarts de densité relative, de prédire ces écarts en fonction de la géométrie des structures avec l'impression, de réduire ces écarts et de considérer ces écarts dans le développement du modèle d'homogénéisation après la caractérisation mécanique. Cette phase est essentielle dans notre étude pour réussir à ajuster notre modèle d'homogénéisation et ainsi réduire les écarts entre les propriétés simulées et les propriétés réelles des structures imprimées par LPBF.

### 3.3 CARACTERISATION MECANIQUE ET HOMOGENEISATION DES STRUCTURES EN TREILLIS

#### 3.3.1 Essai de traction

Les deux objectifs des essais de traction menés dans cette étude sont dans un premier temps la caractérisation de l'acier MS1 tel qu'imprimé à travers des éprouvettes pleines et dans un deuxième temps la caractérisation de la structure Gyroid en tension avec trois niveaux de densité relative. La structure Gyroid a été intégrée à l'intérieur de l'éprouvette et couvre toute la longueur de référence.

##### 3.3.1.1 Préparation des éprouvettes de traction

Le modèle d'éprouvette de traction utilisée est basé sur le plus petit des modèles d'éprouvettes rectangulaires proposés dans la norme ASTM E8/E8M-22 désigné par « Subsize Specimen ». Il s'agit d'un modèle utilisé dans la caractérisation des structures en

treillis issus de la fabrication additive métallique [7]. La mise en plan du fichier CAO des éprouvettes est illustrée dans la Figure 28.

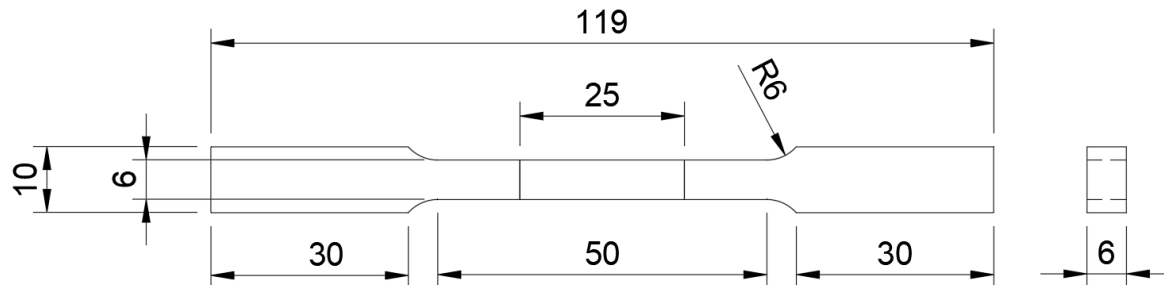


Figure 28: Dimensions des éprouvettes de traction en mm.

La section de mesure « Gage section » avec la longueur de 25 mm et une largeur de 6mm selon la norme ASTM E8, est remplie par la structure TPMS du type Gyroid avec des cellules unitaires de taille 3mm dans le but de maintenir l'épaisseur de 6 mm issue de la norme ASTM E8 pour le type des éprouvettes utilisé. La principale difficulté de la conception des éprouvettes de traction intégrant des structures TPMS est la défaillance à l'interface solide-structure à cause de la concentration des contraintes dans cette région. Pour remédier à cette problématique, on a évité la transition brusque entre solide et structure ( Figure 29(a)) en utilisant le bloc « Ramp » du logiciel nTop qui permet de créer une transition progressive entre deux valeurs d'épaisseur de la structure en fonction d'un champ scalaire pour obtenir une transition fluide entre solide et structure comme le montre la Figure 29(b).

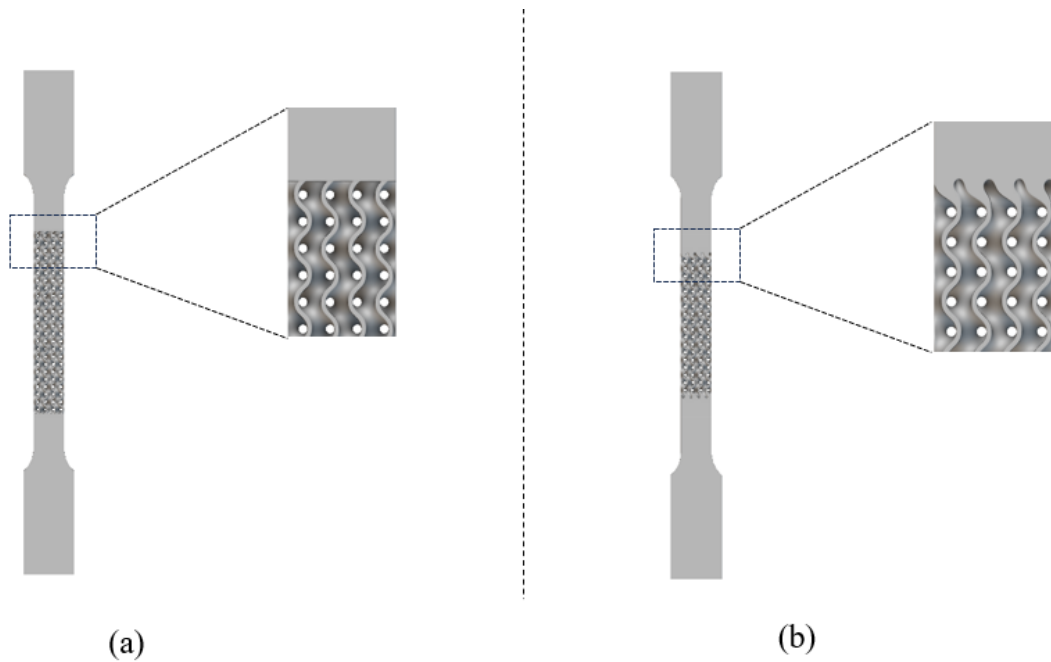


Figure 29: Structure intégrée avec épaisseur fixe (a) et avec épaisseur progressive (b).

La méthode d'épaisseur progressive permet d'éviter les concentrations de contraintes dans la zone de transition et réduire le risque de rupture à cet endroit et garantir que la rupture se produise dans la zone de la structure en treillis afin d'avoir des résultats fiables qui reflètent les propriétés de cette structure en traction. La variation de l'épaisseur est appliquée symétriquement dans les deux interfaces solide-structure de l'éprouvette sur une longueur de 5 mm de chaque côté pour se stabiliser ensuite à l'épaisseur qui assure la densité relative souhaitée. On a fixé la densité relative pour nos essais de traction sur trois niveaux : 20% (RD20), 25% (RD 25) et 30% (RD 30). Cette variation de la densité relative va permettre de trouver les constantes du modèle de Gibson-Ashby reliant les propriétés mécaniques à la densité relative pour développer le matériau homogénéisé pour la structure Gyroid imprimée avec l'acier MS1. On a imprimé 4 répétitions de chaque configuration de structure avec 4 éprouvettes pleines pour valider les propriétés mécaniques du matériau MS1 fourni par EOS. Le plan d'impression est présenté dans la Figure 30.

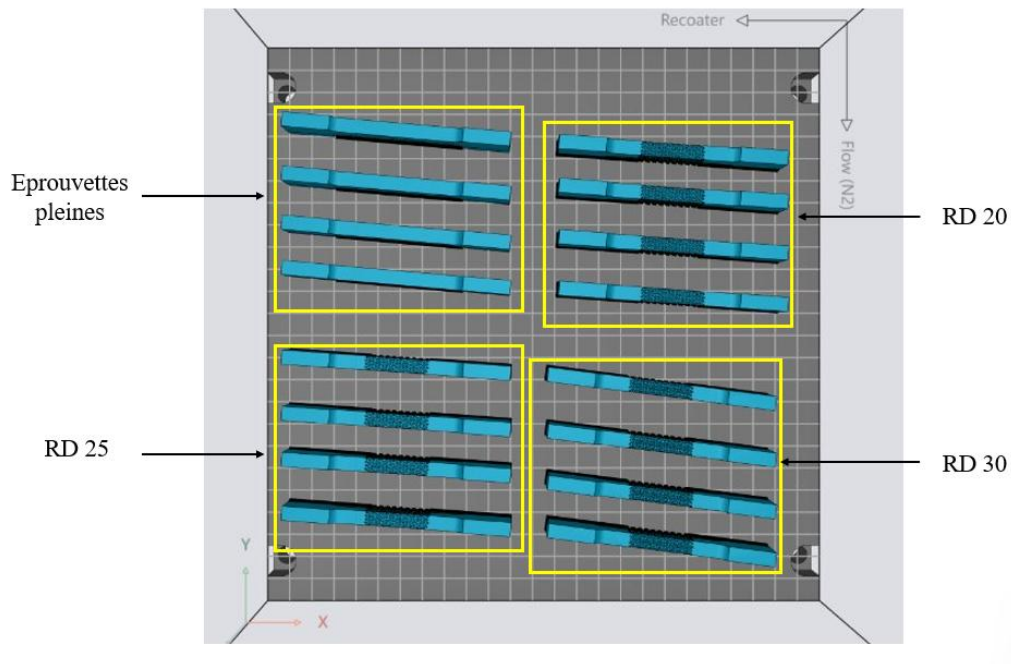
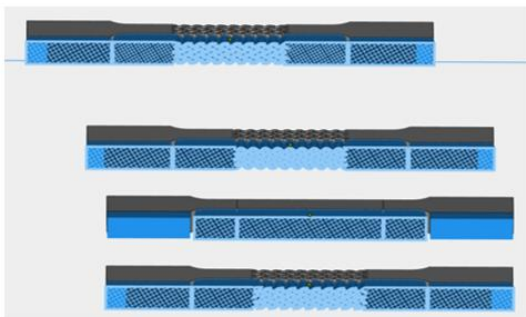
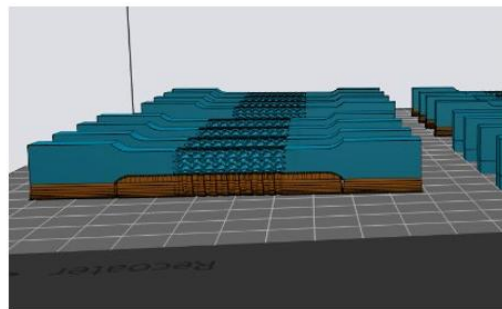


Figure 30: Plan d'impression des éprouvettes de traction.

Pour fixer les éprouvettes sur la platine d'impression, on a généré des supports adaptés à chaque configuration avec le logiciel Materialise Magics. Les supports sont illustrés dans la Figure 31(a) et sont ensuite transférés vers le logiciel EOS Print comme illustré dans la Figure 31(b). Ces supports assurent à la fois la rigidité nécessaire pour résister au processus de fabrication et aux cycles de passage du racleur et aussi la facilité d'enlèvement après l'impression.



(a)



(b)

Figure 31: Génération des supports d'impression : (a) Materialise Magics, (b) EOS Print.

### 3.3.1.2 Protocole de l'essai de traction

Les essais de traction pour nos éprouvettes sont effectués selon la norme ASTM E8 sur une machine de traction MTS 810 présentée dans la Figure 32(a) avec son contrôleur associé préchauffé pendant 15 minutes et un extensomètre MTS 632.31F-24 ayant une longueur initiale de 25 mm et posé sur l'éprouvette comme le montre la Figure 32(b).



(a)



(b)

Figure 32: Essai de traction : (a) Machine de traction MTS 810, (b) extensomètre.

Bien que la norme ASTM E8 n'exige pas explicitement trois mesures de la section transversale, mais en s'appuyant sur la norme ISO 6892-1 : 2022 pour nos essais de traction, la moyenne de trois mesures effectuées à l'aide d'un pied à coulisse numérique est prise. Cette méthode est appliquée pour garantir la reproductibilité et la cohérence des résultats. La vitesse de l'essai est  $v = 0,002 \text{ mm/s}$  et la fréquence d'échantillonnage est de 50 Hz. La pression exercée par les mors de serrage sur nos éprouvettes est calculée à l'aide d'une formule fournie par le constructeur de la machine et vaut 8 MPa pour assurer une meilleure fixation. Les essais sont faits à la température ambiante.

### 3.3.1.3 Méthode d'analyse des résultats de l'essai de traction

Les résultats de l'essai de traction de traction seront sous forme d'un tableau de données dont les colonnes sont : le déplacement (Actuator), la force (Load), le Temps (Time) et la déformation (Extensometer). Pour tracer les courbes contraintes-déformation des configurations étudiées, on calcule les contraintes en divisant la force par la section de l'éprouvette mesurée. Le module d'élasticité effectif expérimental  $E^{\text{eff}}$  et la limite d'élasticité effective expérimentale  $Re_{0,2}^{\text{eff}}$  sont déterminés graphiquement à partir des courbes de traction comme le montre l'exemple de la figure 30.

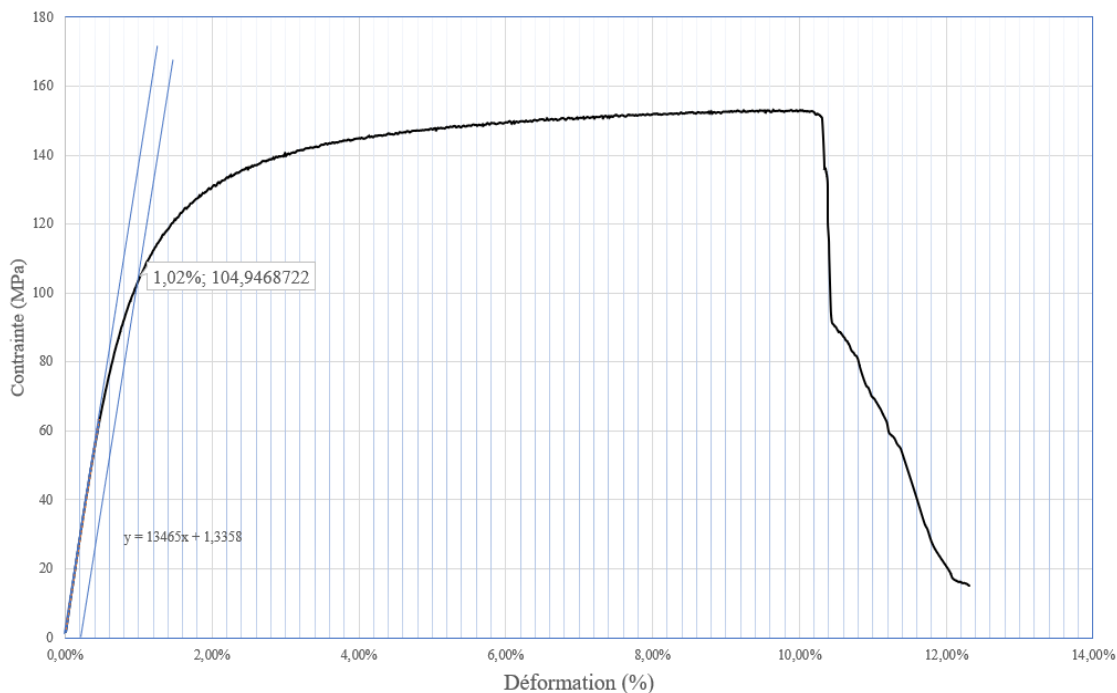


Figure 33: Exemple de calcul graphique sur la courbe traction de la Gyroid 3 mm RD 20 1.

La résistance à la traction effective expérimentale  $Ru^{\text{eff}}$  est calculée à partir des valeurs des contraintes comme étant la contrainte maximale atteinte. Le module d'Young représente la pente de la partie linéaire de la zone élastique de la courbe de traction déterminée entre 0 et 0,4 % de déformation pour s'assurer la reproductibilité des mesures et la limite d'élasticité  $Re_{0,2}^{\text{eff}}$  représente l'intersection entre la droite parallèle à la partie élastique passant par la déformation de 0,2% et la courbe de traction.

### 3.3.2 Homogénéisation numérique et évaluation de l'isotropie

Pour les structures étudiées de forme cubique avec des propriétés à symétrie cubique, le logiciel nTop permet d'automatiser le calcul de ces constantes élastiques avec une approche d'homogénéisation périodique et permet de varier les différents paramètres de la cellule unitaire (type, taille, épaisseur caractéristique) et du matériau utilisé (module d'Young et module de Poisson). Le volume élémentaire représentatif (VER) est maillé avec un maillage volumique dédié au calcul par éléments finis « FE Volume Mesh » illustré dans la Figure 34 (a), avant d'être intégré dans le bloc d'homogénéisation (Figure 34 (b)) avec le matériau défini par son module d'Young et son module de Poisson issus des essais mécaniques. La taille des éléments de maillage « Mesh size » est déterminée suite à une étude de convergence des résultats de calcul du module d'Young par homogénéisation pour différentes densités relatives.

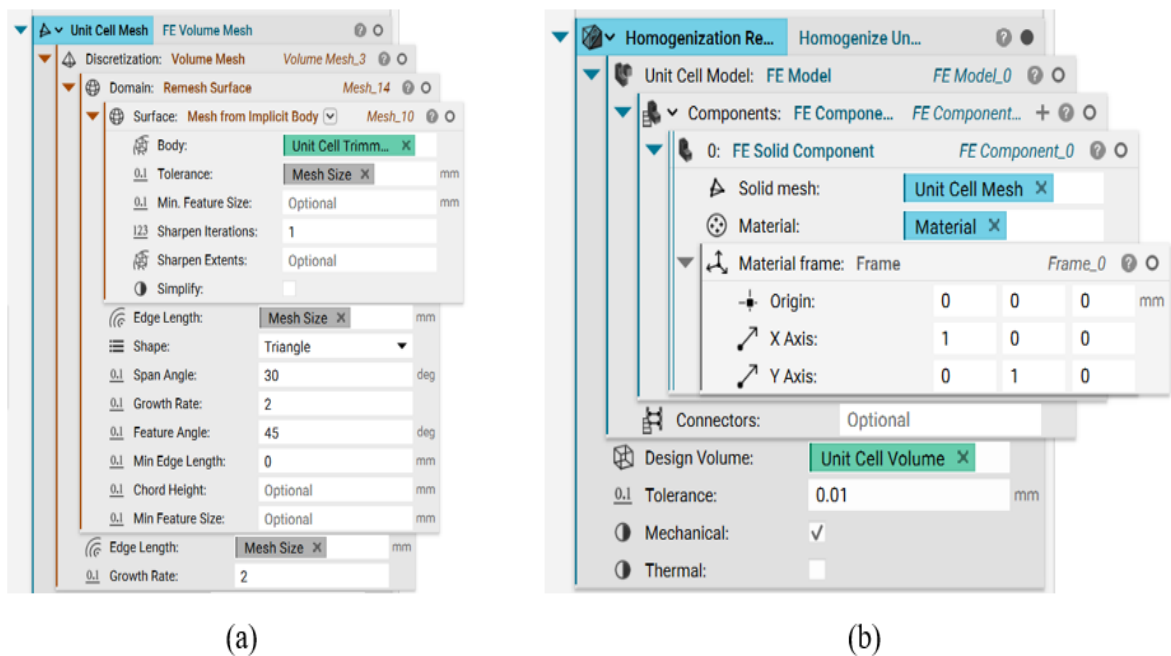


Figure 34 : (a) Maillage du VER, (b) Homogénéisation du VER.

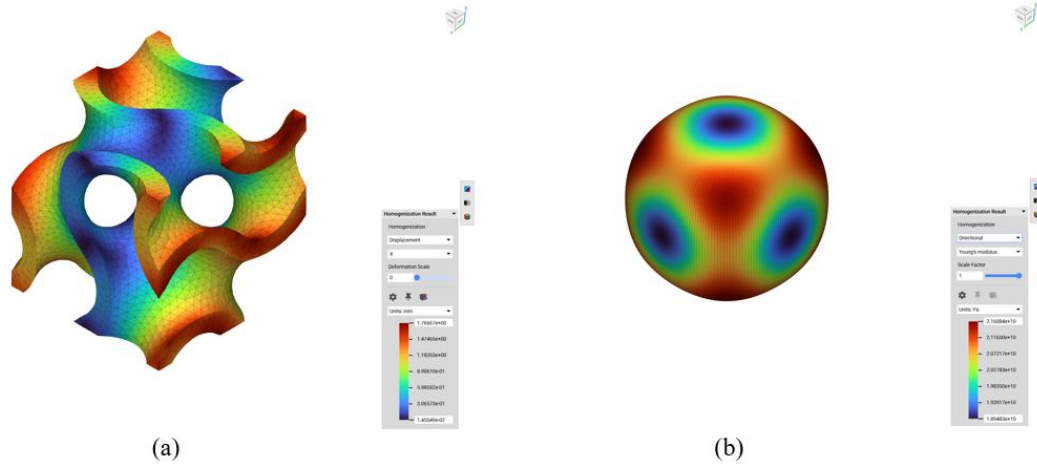


Figure 35: (a) Déplacement selon la direction X, (b) Module d'Young.

Le calcul dans nTop permet d'obtenir les coefficients de la matrice de rigidité du matériau homogénéisé. La matrice de rigidité permet le calcul des propriétés de la structure étudiée, mais aussi de représenter les résultats des déplacements dans les six directions (X,Y,Z, YZ, XZ, XY). La Figure 35 présente le cas de la structure Gyroid dans la direction X. La Figure 35.b présente également le module de Young dans l'espace. Le volume quasi sphérique démontre bien que la structure Gyroid ayant la forme cubique est quasi isotrope, ce qui implique la symétrie cubique des propriétés mécaniques.

### 3.3.3 Estimation des propriétés macroscopiques

#### 3.3.3.1 Évaluation de la section effective et estimation des limites élastiques et ultimes

On désigne par section effective, la section perpendiculaire à l'axe de tension de la structure. Il s'agit de la section qui résiste effectivement au chargement. L'estimation de la résistance ultime  $R_u$  et de la résistance élastique  $R_e$  de la structure Gyroid ont été déduites en utilisant la section effective minimale et les résultats des essais de traction conduits sur des éprouvettes sans treillis. Le calcul de la section minimale a été réalisé avec le bloc « Surface Area » de nTop comme présenté dans la Figure 36 en balayant l'axe z grâce au plan « Plane from Normal » en variant la composante z de son origine.

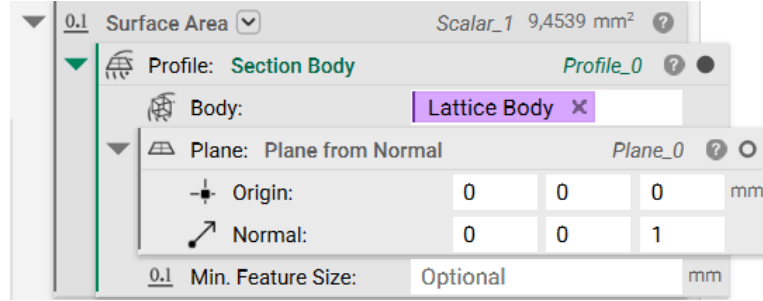


Figure 36: Évaluation de la surface effective sur nTop.

Ce bloc permet de calculer la section effective et de la projeter sur le plan et voir son évolution en fonction de la variation de z. Le calcul de Ru et Re de la structure seront faits à partir des résistances mesurées sur le matériau plein :

$$\text{Résistance structure} = \text{Résistance matériau plein} * \left( \frac{A_{\min}}{A_{\text{plein}}} \right) \quad (13)$$

Avec :

$A_{\min}$  : la section effective minimale de la structure.

$A_{\text{plein}}$  : la section du matériau plein.

### 3.3.4 Application du modèle Gibson-Ashby pour prédire les propriétés

Pour prédire les propriétés mécaniques effectives de la structure Gyroid étudiée en fonction de la densité relative on va calibrer le modèle de Gibson-Ashby en fonction des données expérimentales et des résultats numériques d'homogénéisation en tenant compte des écarts de densité relative induits après la fabrication. La loi classique pour les matériaux cellulaires reliant la propriété de la structure  $P^*$  à la propriété du matériau plein  $P$  en fonction de la densité relative  $RD$  est sous la forme :

$$P^* = C * P * (RD)^n \quad (14)$$

Avec :  $C$ , et  $n$  les constantes à ajuster en fonction des données utilisées pour calibrer le modèle.

Cette relation peut s'appliquer sur le module d'Young  $E^*$ , la résistance ultime  $Ru^*$  et la résistance élastique  $Re^*$ . Dans notre étude on va calibrer ce modèle en fonction des résultats expérimentaux et théoriques des propriétés mécaniques et de la densité relative pour choisir le meilleur modèle donnant les résultats les plus fiables et faciles à obtenir.

### 3.4 VALIDATION DE L'INTEGRATION DES TREILLIS DANS LA CONCEPTION GENERATIVE

Le matériau homogénéisé sera intégré dans le logiciel Autodesk Fusion 360 pour générer une éprouvette de traction avec une géométrie complexe qui va être remplacée par des structures Gyroid ayant les mêmes propriétés géométriques que le matériau homogénéisé avec nTop. L'éprouvette avec les structures sera ensuite fabriquée par LPBF et testée en tension afin de comparer son comportement réel avec le comportement simulé par homogénéisation. Le test de traction va permettre de comparer le comportement de la pièce réelle avec celui de la pièce simulée en utilisant le matériau homogénéisé. Cette méthodologie va permettre de valider l'approche de l'homogénéisation pour la prédiction du comportement d'une pièce avec une géométrie complexe et de déterminer le facteur de sécurité nécessaire à mettre dans notre étude d'optimisation par conception générative. Cette méthodologie de validation est schématisée dans la Figure 37.

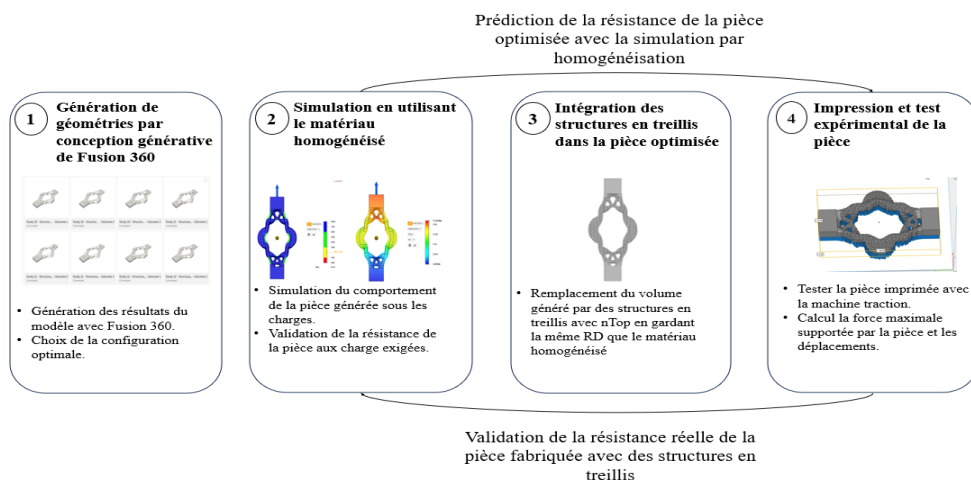


Figure 37: Méthodologie de la validation du modèle homogénéisé dans une pièce avec géométrie complexe générée par conception générative.

### 3.4.1 Définition du matériau homogénéisé

On a choisi d'intégrer des structures Gyroid 3 mm avec la densité relative de 25%. Pour la définition du matériau homogénéisé, on va se baser sur les propriétés mesurées expérimentalement avec les tests de traction et les propriétés issues de l'homogénéisation numérique. On va aussi donner une méthodologie pour ajuster les propriétés prédites théoriquement avec des coefficients permettant de se rapprocher des propriétés réelles sans avoir besoin de faire les essais mécaniques.

### 3.4.2 Préparation du modèle de conception générative

La définition de l'espace de conception est une étape clé du processus d'optimisation par conception générative. Grâce au module de conception générative de Fusion 360, on a préparé le modèle présenté dans la Figure 38 qui est composé de géométries qui font obstacle et où on ne doit pas avoir de nouvelle la matière, des zones préservées où aucune réduction de matière ne peut avoir lieu et qui sont les parties de fixation sur la machine de traction et un corps de départ qui sert à guider l'algorithme de conception générative.

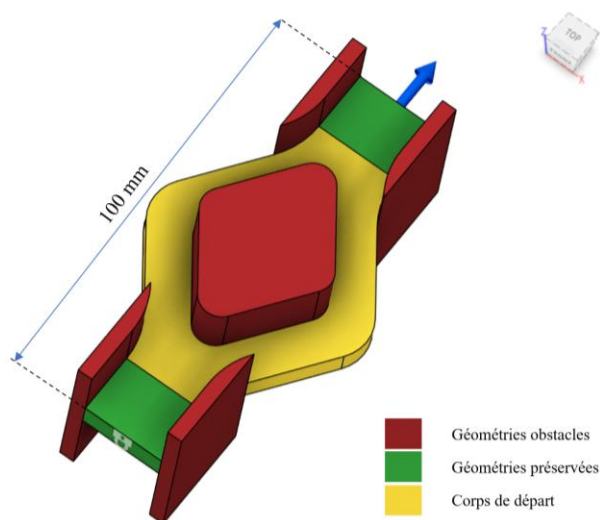


Figure 38: Définition du modèle de conception générative.

On veut que l'éprouvette optimisée résiste à une force de 1500 N avec un facteur de sécurité de 1. Ce choix implique que la structure qu'on va intégrer doit résister à cette force sans défaillance et sans surdimensionnement. Le comportement de la pièce obtenue par conception générative sera simulé et comparé avec un test de traction sur l'éprouvette intégrant des structures Gyroid et imprimée avec la machine EOS M290.

### 3.4.3 Validation du choix avec simulation par homogénéisation

Pour confirmer la résistance de l'éprouvette optimisée avant d'intégrer les structures en treillis, on a fait une simulation numérique par homogénéisation de l'essai de traction avec Fusion 360. La force de 1500 N a été appliquée et a donné un facteur de sécurité de 1.071 par rapport à la limite élastique en se basant sur le critère de Von Mises comme le montre la Figure 39. Cette simulation valide que les conditions de l'optimisation par conception générative ont été bien respectées et va permettre ensuite de valider la pertinence de l'homogénéisation pour prédire le comportement des structures en treillis intégrées dans des géométries complexes en comparant la courbe force déplacement issues de l'essai de traction avec une courbe issue de la simulation numérique par homogénéisation.

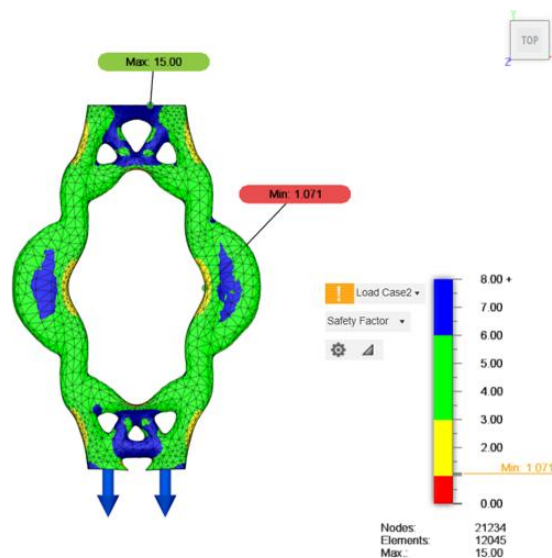


Figure 39: Validation du facteur de sécurité par simulation numérique par homogénéisation.

### 3.4.4 Intégration des structures en treillis

On décrit dans cette section les étapes de modélisation et d'intégration des structures Gyroid réalisée avec le logiciel nTop dans l'éprouvette choisie. Une première étape consiste à séparer les zones à modifier des parties solides comme le montre la Figure 40.

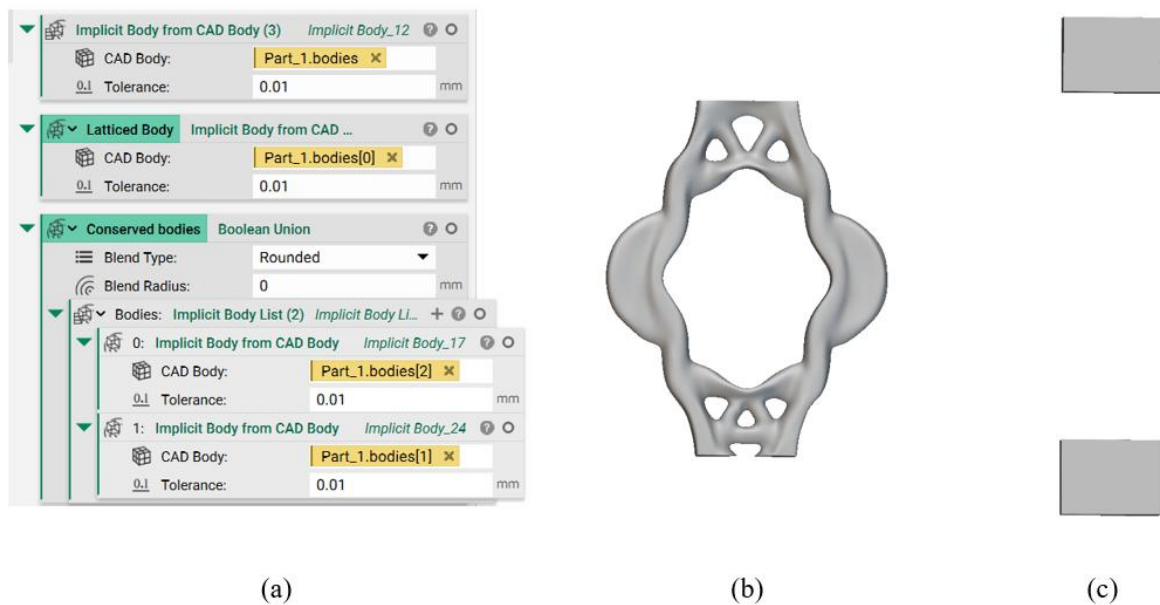


Figure 40: Modèle nTop (a) pour séparation des corps à transformer (b) et des corps solides (c).

Une structure Gyroid d'une taille d'élément de 3mm et une densité relative de 25% est ensuite créée sur un bloc ayant les dimensions de toute la région du corps à transformer. L'épaisseur progressive sur les deux extrémités de la structure comme le montre la Figure 41 est assurée par le module « Ramped Thickness 2 » et est essentielle pour éviter la rupture dans l'interface solide-structure lors du test de tension en s'inspirant de la conception de nos éprouvettes de traction où cette méthode a permis d'avoir de bons résultats des essais de traction avec des ruptures localisées dans la région des structures.

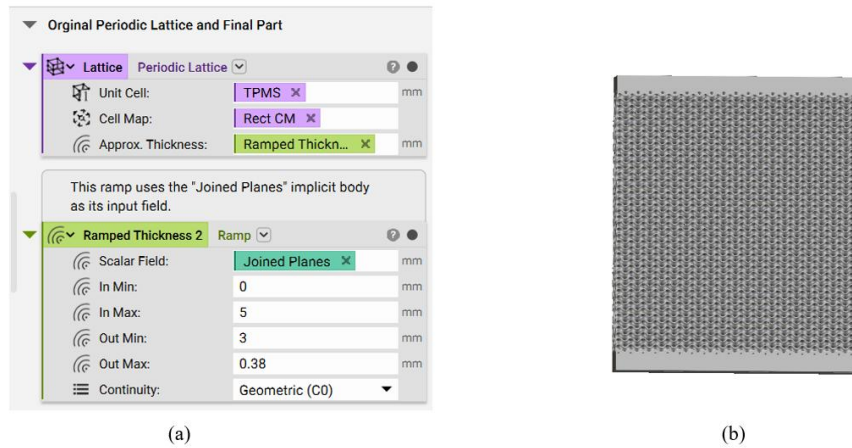


Figure 41: Génération d'une structure Gyroid 3 mm avec épaisseur progressive : (a) bloc nTop, (b) résultat.

Les structures générées sont fusionnées avec le module initial comme le montre la Figure 42 (c) pour avoir les treillis seulement dans la zone optimisée comme dans la Figure 42 (b). Les opérations booléennes utilisées sont montrées dans les modules « Boolean Union » et « Boolean intersect » de nTop présenté dans la Figure 42 (a).

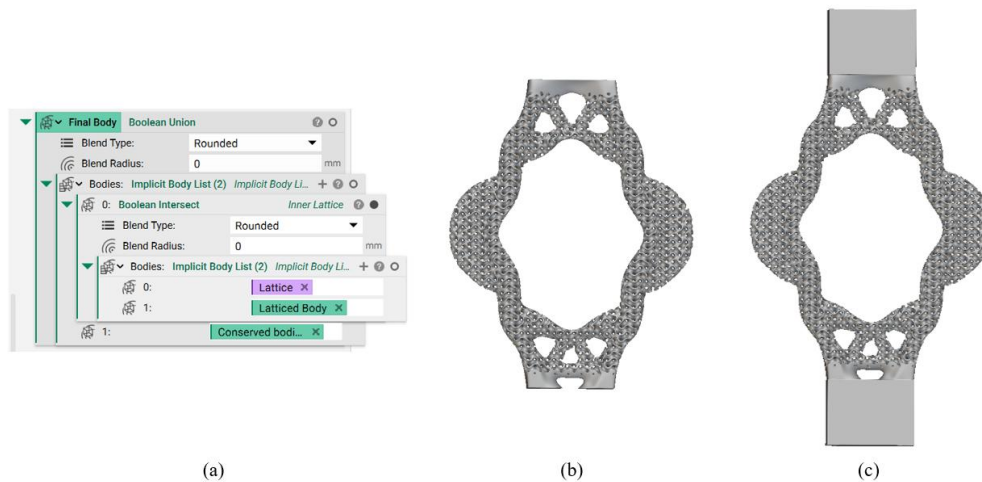


Figure 42: Bloc nTop (a) pour opérations d'intersection (b) et d'union (c).

Le maillage de l'éprouvette finale illustré dans la Figure 43 (b) est fait avec la même méthode optimisée pour les structures imprimées dans la partie de caractérisation géométrique en activant les options « Sharpen » et « Simplify » comme le montre la Figure 43 (a). L'exportation de ce maillage est la dernière étape avant l'impression de l'éprouvette.

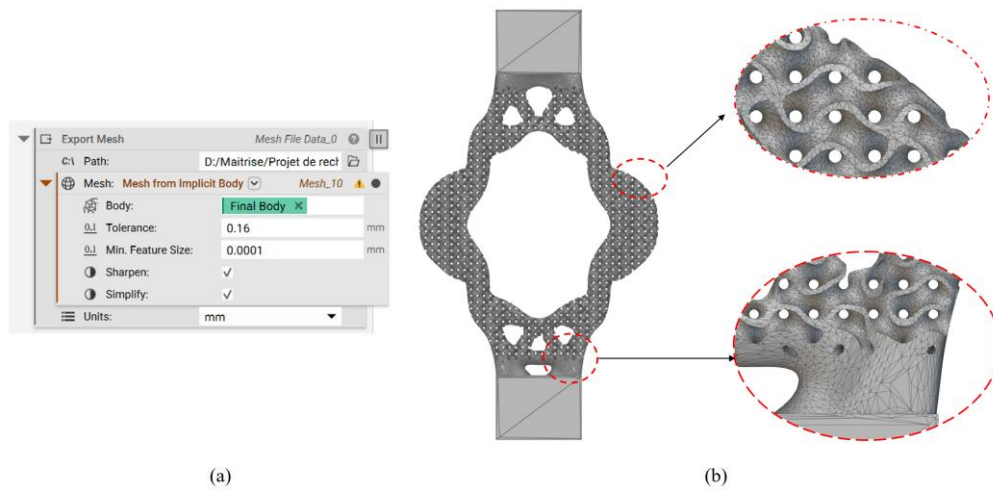


Figure 43: Bloc nTop d'exportation (a) du maillage (b).

### 3.4.5 Fabrication et validation expérimentale

Le maillage de l'éprouvette exporté sous format STL est envoyé vers le logiciel Materialise Magics pour générer les supports nécessaires afin de coller l'éprouvette sur le plateau d'impression. Ces supports ayant une géométrie spécifique à nos structures comme le montre la Figure 44 seront ensuite enlevés par usinage après la découpe d'éprouvette du plateau avec une scie.

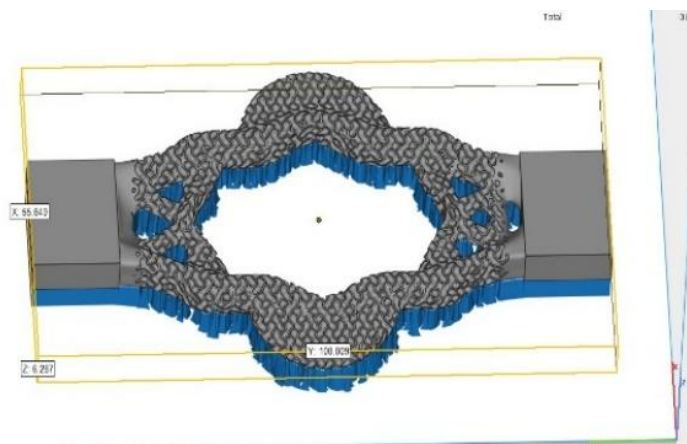


Figure 44: Génération des supports pour l'éprouvette optimisée.

L'éprouvette est ensuite installée sur la machine de traction MTS 810 (Figure 45) pour la tester en tension avec la vitesse  $v = 0.002 \text{ mm/s}$  et la fréquence d'échantillonnage est de 50 Hz afin de tracer la courbe force-déplacement pour valider nos simulations.



Figure 45: Mise en tension de l'éprouvette optimisée.

### 3.5 RESUME DE LA METHODOLOGIE

Ce chapitre développe la méthodologie qui repose sur la combinaison de la caractérisation expérimentale et modélisation numérique pour l'étude des structures en treillis imprimées par LPBF. Notre démarche s'articule autour de trois volets complémentaires en commençant par une caractérisation géométrique de cinq types de structures en treillis incluant l'analyse des écarts de densité relative et leur compensation. Ensuite, une évaluation mécanique et numérique de la structure Gyroid pour le développement d'un modèle d'homogénéisation en tenant compte des écarts de densité relative. Enfin, une validation par intégration du matériau équivalent homogénéisé dans la conception générative et des simulations seront validées par des tests expérimentaux afin de valider la pertinence de l'approche d'homogénéisation pour l'intégration des structures en treillis dans des pièces avec des géométries complexes à fabriquer par LPBF.



## **CHAPITRE 4**

### **RESULTATS GEOMETRIQUES ET DISCUSSION**

Dans ce chapitre, on développe et on analyse les résultats de la caractérisation géométrique des structures en treillis fabriquées par LPBF. L'écart de densité relative entre CAO et les échantillons imprimés sont examinés afin d'identifier les principaux facteurs contribuant à ces écarts. On détecte les défauts de fabrication susceptibles d'influer la densité finale des structures par microscopie électronique à balayage (SEM). Une première impression préliminaire a permis de calculer les écarts pour différents types de structures ainsi que de visualiser les défauts. La deuxième impression avec répétition a permis de vérifier la répétabilité des écarts et de quantifier l'effet de chaque facteur. Cette approche a permis aussi d'élaborer des relations entre les caractéristiques géométriques des structures en treillis étudiées et les écarts de densité calculés pour en tenir compte dans la caractérisation mécanique et ouvrant la voie à des ajustements pour des impressions futures. La dernière impression de compensation permet de vérifier nos interprétations et de réduire l'écart de densité relative pour contrôler la fabrication des structures en treillis.

#### **4.1 RESULTATS DE L'IMPRESSION PRELIMINAIRE**

La première impression illustrée dans la Figure 46 a permis de fabriquer cinq types de structures : FCC, Octet, Gyroid, Diamond et SplitP avec deux tailles de cellules de 3mm et 6mm. Un cube plein avec les mêmes dimensions que les échantillons imprimés est aussi fabriqué pour être utilisé comme référence pour le calcul de la densité relative des structures et la densité du matériau imprimé. L'objectif de cette impression est de mesurer les écarts de densité relative et d'identifier les défauts qui peuvent causer ces écarts.

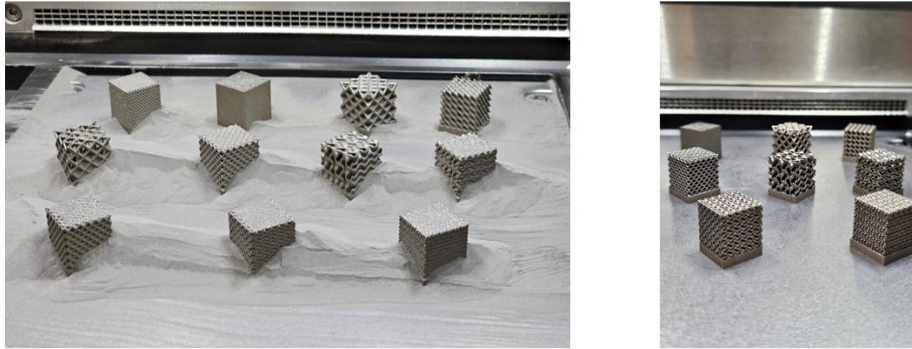


Figure 46: Échantillons de l'impression préliminaire.

#### 4.1.1 Détection des écarts de densité

Des écarts significatifs entre la densité relative théorique du modèle CAO et la densité mesurée expérimentalement ont été détectés et sont présentés dans le Tableau 4. La densité du matériau imprimé est calculée expérimentalement grâce au cube plein et est égale à  $7.9 \text{ g/cm}^3$  et qui correspond bien à la fiche technique de la poudre MS1 utilisée [67]. Ce résultat est utilisé pour le calcul des densités relatives CAO et expérimental ainsi que les pourcentages des écarts.

Tableau 4: Résultats des écarts de densité de l'impression préliminaire.

Structure	Densité relative CAO	Densité relative expérimentale	Différence de densité relative	Écart de densité relative en pourcentage
FCC 3mm	36,18%	48,18%	12,00%	33,18%
FCC 6mm	17,88%	23,90%	6,02%	33,66%
Octet 3mm	37,91%	50,87%	12,96%	34,19%
Octet 6mm	28,70%	36,74%	8,04%	28,02%
Gyroid 3mm	53,61%	67,40%	13,79%	25,71%
Gyroid 6mm	32,34%	39,38%	7,04%	21,75%
Diamond 3mm	46,60%	66,32%	19,72%	42,31%
Diamond 6mm	38,75%	46,18%	7,43%	19,18%
SplitP 3mm	52,42%	76,08%	23,66%	45,13%
SplitP 6mm	43,87%	57,15%	13,28%	30,29%

Les résultats présentés dans le Tableau 4 montrent que les écarts de densités relatives varient selon le type et la taille des cellules des structures. En particulier les structures SplitP et Diamond présentent les écarts les plus importants allant jusqu'à 45.13% et 42.31 % pour les configurations dont la taille de cellule est 3mm. Ces structures ont des géométries plus complexes qui jouent un rôle très important dans la génération des écarts. On peut constater aussi que les structures avec des cellules de petite taille (3 mm) ont tendance à avoir des écarts plus importants par rapport à celles de plus grande taille (6 mm) pour les trois structures TPMS et la structure Octet. Cette tendance peut être attribuée aux phénomènes de fusion partielle et d'accumulation de poudre ainsi qu'aux déformations géométriques lors de la fabrication par LPBF. Afin de mieux comprendre les causes de ces écarts, la microscopie (SEM) est utilisée pour observer les défauts de fabrication qui peuvent influencer la densité globale des structures.

#### **4.1.2 Analyse des images SEM**

Les images obtenues par microscopie électronique à balayage (SEM) ont permis d'avoir une vue détaillée des défauts présents dans les structures imprimées par LPBF. Ces images sont prises à la surface supérieure des échantillons et ont permis de mieux comprendre les causes des écarts de densité relative entre les modèles CAO et les échantillons fabriqués. La structure Split P dans la Figure 47 (a) présente une accumulation de la poudre non fusionnée accompagnée par des boules fondues adhérant sur les parois. Ces accumulations ajoutent de la masse, ce qui peut expliquer une partie des écarts mesurée, mais n'a pas d'effet sur ses propriétés mécaniques. La structure Diamond dans la Figure 47 (b) montre aussi une accumulation de la poudre, mais aussi des linges de treillis déformés non rectilignes. La Figure 47 (c) de la structure FCC révèle la présence d'un résidu solide inattendu collé sur une des barres. Enfin, la structure Gyroid dans la Figure 47 (d) se distingue par une importante rugosité de surface causée par l'empilement des couches et les passages de ma source laser durant la fabrication bien qu'elle présente moins de particules collées sur les surfaces.

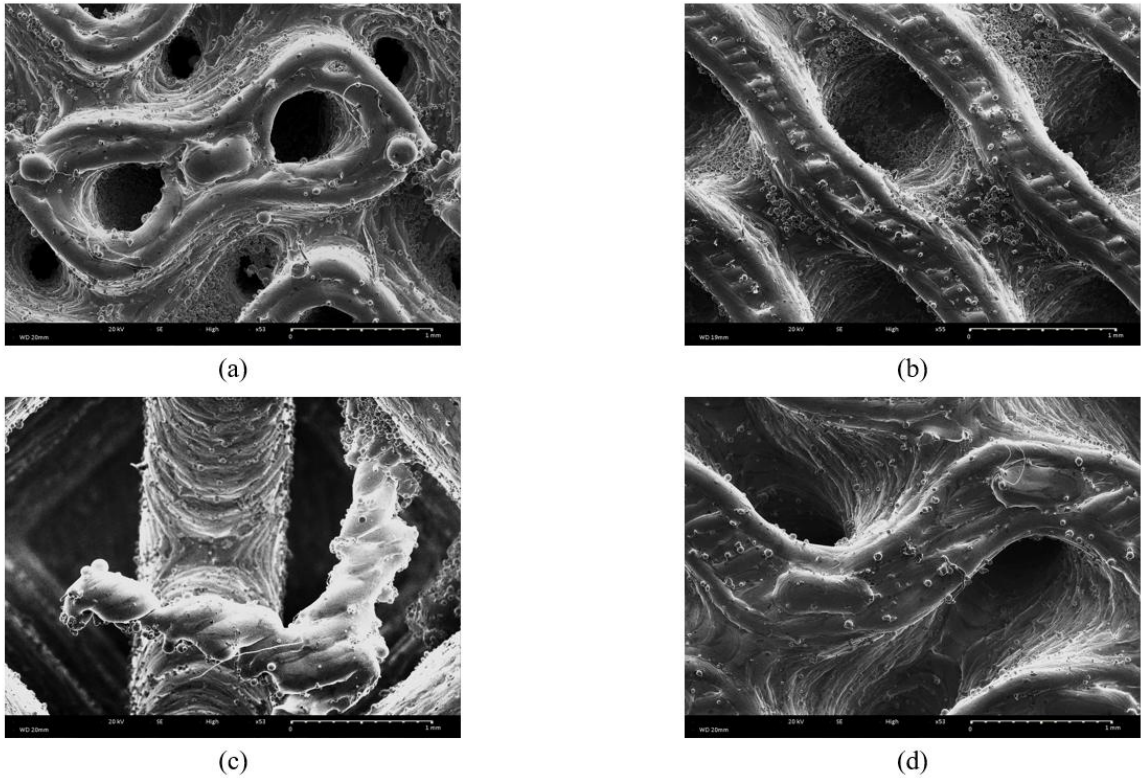


Figure 47: Images SEM pour les structures : (a) SplitP 3mm, (b) Diamond 3mm, (c) FCC 6mm et (d) Gyroid 3mm.

En plus des observations qualitatives des défauts de fabrication et de la poudre résiduelle, on a détecté des différences de dimensions en comparant les mesures sur les images SEM avec celles des modèles numériques (fichiers STL) grâce au logiciel ImageJ (Logiciel de traitement et d'analyse d'images développé en 1997 par les Instituts nationaux de la santé des États-Unis). Ces écarts peuvent expliquer les écarts de densités qui va contribuer à la masse réelle de la structure et donc sur ces propriétés mécaniques. La caractérisation des dimensions est essentielle pour notre étude afin d'identifier les propriétés réelles des structures imprimées par LPBF. Pour valider la répétabilité de ces écarts et quantifier précisément l'impact de la poudre collée et des écarts des dimensions, une deuxième impression est réalisée.

## 4.2 RESULTATS DE L'IMPRESSION AVEC REPETITION

Dans cette deuxième impression, on a répété trois fois chaque configuration imprimée et on a ajouté deux répétitions supplémentaires pour les configurations « Gyroid 6mm RD20 » et « Octet 4.5mm RD30 ». Les supports fixant ces structures sur le plateau sont adaptés à chaque géométrie afin de faciliter la découpe des échantillons.



Figure 48: Plateau de la deuxième impression avec répétitions.

Cette impression présentée dans la Figure 48 permet de comparer les écarts de densités en fonction du type de structure et aussi de la taille d'unité. La densité relative a été fixée aux deux niveaux suivants : 20% et 30%. On analyse d'abord dans cette section les écarts de densité en fonction de la surface des structures. Ensuite, on se concentre sur la quantification de la masse de la poudre résiduelle collée sur les parois qui a été supprimée par sablage. De cette façon, l'impact de la poudre collée aux surfaces peut être évalué. Ensuite, on présente la comparaison des mesures dimensionnelles sur les images SEM et les fichiers STL en mettant en évidence les différences selon la direction de mesure (surface supérieure ou latérale).

#### 4.2.1 Calcul des écarts de densité en fonction du ratio surface / volume (S/V)

##### 4.2.1.1 Mesures des dimensions des cubes de la deuxième impression

Pour enlever le reste du support des cubes imprimés, on a mesuré les dimensions de chaque échantillon et déterminé ce qui devait être enlevé. Pour chaque échantillon on a mesuré les côtés du cube. Les résultats sont présentés dans le Tableau 5.

Tableau 5: Mesure des dimensions des cubes imprimés pour l'impression avec répétitions.

Configuration	Mesure 1 (mm)	Mesure 2 (mm)	Mesure 3 (mm)	Moyenne (mm)	Écart type (mm)
Cube plein	18,11	18,10	18,12	18,11	0,01
Octet 9mm RD20	18,16	18,15	18,14	18,15	0,01
Octet 9mm RD30	18,21	18,20	18,22	18,21	0,01
Octet 4,5mm RD20	18,19	18,17	18,18	18,18	0,01
Octet 4,5mm RD30	18,20	18,21	18,22	18,21	0,01
Gyroid 9mm RD20	18,10	18,10	18,11	18,10	0,01
Gyroid 4,5mm RD20	18,10	18,11	18,10	18,10	0,01
Diamond 9mm RD20	18,11	18,10	18,10	18,10	0,01
SplitP 9mm RD20	18,11	18,10	18,10	18,10	0,01
Gyroid 9mm RD30	18,10	18,10	18,10	18,10	0,00
Gyroid 4,5mm RD30	18,10	18,11	18,10	18,10	0,01
Diamond 9mm RD30	18,10	18,09	18,10	18,10	0,01
SplitP 9mm RD30	18,12	18,11	18,11	18,11	0,01

Comme l'écart type est très faible de l'ordre de 0.01 mm entre les répétitions, on a pris la moyenne de chaque configuration pour définir l'épaisseur à usiner lors de l'enlèvement des supports. La valeur moyenne présente la hauteur des cubes après enlèvement des supports.

##### 4.2.1.2 Mesures de masse des structures imprimées

Après l'enlèvement des supports par usinage, on a identifié chaque répétition et mesuré leur masse. Les résultats sont présentés dans le Tableau 6.

Tableau 6: Mesures de masse des structures imprimées.

<b>Masse (g)</b> <b>Configuration</b>	<b>Mesure 1 (g)</b>	<b>Mesure 2 (g)</b>	<b>Mesure 3 (g)</b>	<b>Moyenne (g)</b>	<b>Écart type (g)</b>
Cube plein	47,039	47,206	46,979	47,075	0,118
Octet 9 mm RD20	11,328	11,387	11,352	11,355	0,030
Octet 9 mm RD30	16,521	16,504	16,659	16,561	0,085
Octet 4,5 mm RD20	13,292	13,246	13,430	13,323	0,096
Octet 4,5 mm RD30	18,432	18,536	18,531	18,500	0,058
Gyroid 9 mm RD20	11,729	11,752	11,760	11,747	0,016
Gyroid 4,5 mm RD20	13,882	13,826	13,876	13,861	0,031
Diamond 9 mm RD20	12,371	12,310	12,302	12,328	0,038
SplitP 9 mm RD20	12,975	12,991	13,007	12,991	0,016
Gyroid 9 mm RD30	16,033	15,957	16,101	16,030	0,072
Gyroid 4,5 mm RD30	18,519	18,330	18,347	18,399	0,105
Diamond 9 mm RD30	16,647	16,454	16,459	16,520	0,110
SplitP 9 mm RD30	17,620	17,534	17,464	17,539	0,078

Ces résultats montrent une bonne répétabilité du procédé LPBF pour la fabrication des structures en treillis avec des écarts types faibles pour la majorité des échantillons avec des valeurs de l'ordre de 0,1 g. Le cube plein avec une masse moyenne de 47,075 g est utilisé comme référence pour le calcul de la densité moyenne du matériau imprimé en  $\text{g/mm}^3$ . Cette densité a ensuite servi à déterminer les densités relatives des structures imprimées. En divisant la masse de la structure par son volume réel mesuré, on obtient une masse volumique en  $\text{g/mm}^3$  qu'on divise par la densité du matériau imprimé pour avoir la densité relative.

#### 4.2.1.3 Calcul des densités des structures imprimées

Les densités des structures en  $\text{g/cm}^3$ , ont ensuite été calculées en divisant la masse de chaque structure du Tableau 6 par le volume du calculé à partir des mesures du Tableau 5. Les résultats de densités de chaque échantillon imprimé sont présentés dans le Tableau 7.

Tableau 7: Résultats de densité en g/cm<sup>3</sup> des structures imprimés de la deuxième impression.

Configuration	Densité 1 (g/cm <sup>3</sup> )	Densité 2 (g/cm <sup>3</sup> )	Densité 3 (g/cm <sup>3</sup> )	Moyenne (g/cm <sup>3</sup> )	Écart type (g/cm <sup>3</sup> )
Cube plein	7,920	7,961	7,896	7,926	0,033
Octet 9 mm RD20	1,891	1,905	1,902	1,899	0,007
Octet 9 mm RD30	2,736	2,738	2,754	2,743	0,010
Octet 4,5 mm RD20	2,208	2,208	2,235	2,217	0,015
Octet 4,5 mm RD30	3,058	3,070	3,064	3,064	0,006
Gyroid 9 mm RD20	1,978	1,982	1,980	1,980	0,002
Gyroid 4,5 mm RD20	2,341	2,328	2,340	2,336	0,007
Diamond 9 mm RD20	2,083	2,076	2,075	2,078	0,004
SplitP 9 mm RD20	2,184	2,191	2,194	2,190	0,005
Gyroid 9 mm RD30	2,704	2,691	2,715	2,703	0,012
Gyroid 4,5 mm RD30	3,123	3,086	3,094	3,101	0,019
Diamond 9 mm RD30	2,807	2,779	2,776	2,787	0,017
SplitP 9 mm RD30	2,962	2,952	2,940	2,951	0,011

Les densités relatives (RD) ont été calculées en divisant les densités de chaque structure imprimée par la moyenne de densité du cube plein. Les résultats sont présentés dans le Tableau 8.

Tableau 8: Calculs des densités relatives des échantillons imprimés.

Pièce	RD 1 (%)	RD 2 (%)	RD 3 (%)	Moyenne (%)	Écart type (%)
Octet 9 mm RD20	23,87%	24,03%	23,99%	23,96%	0,09%
Octet 9 mm RD30	34,52%	34,54%	34,75%	34,60%	0,13%
Octet 4,5 mm RD20	27,86%	27,86%	28,20%	27,98%	0,19%
Octet 4,5 mm RD30	38,58%	38,73%	38,66%	38,65%	0,08%
Gyroid 9 mm RD20	24,96%	25,01%	24,98%	24,98%	0,02%
Gyroid 4,5 mm RD20	29,54%	29,37%	29,52%	29,48%	0,09%
Diamond 9 mm RD20	26,28%	26,19%	26,18%	26,22%	0,06%
SplitP 9 mm RD20	27,56%	27,64%	27,68%	27,63%	0,06%
Gyroid 9 mm RD30	34,11%	33,95%	34,26%	34,11%	0,15%
Gyroid 4,5 mm RD30	39,41%	38,94%	39,04%	39,13%	0,25%
Diamond 9 mm RD30	35,42%	35,07%	35,02%	35,17%	0,22%
SplitP 9 mm RD30	37,37%	37,25%	37,10%	37,24%	0,14%

#### 4.2.1.4 Calcul des écarts de densité relative des structures imprimées

Comme l'écart type de densité relative est négligeable entre les répétitions imprimées, les densités relatives moyennes sont utilisées pour les calculs des écarts entre la densité relative théorique du modèle CAO et la densité relative imprimée. Les résultats de ces calculs ainsi que les écarts sont présentés dans le Tableau 9.

Tableau 9: Calcul des écarts de densités relatives des structures avant sablage.

<b>Configuration</b>	<b>RD CAO (%)</b>	<b>RD expérimentale avant sablage (%)</b>	<b>Différence de RD avant sablage (%)</b>	<b>Pourcentage d'écart avant sablage (%)</b>
Octet 9 mm RD20	19,75%	23,96%	4,21%	21,32%
Octet 9 mm RD30	29,42%	34,60%	5,18%	17,61%
Octet 4,5 mm RD20	19,23%	27,98%	8,75%	45,50%
Octet 4,5 mm RD30	28,73%	38,65%	9,92%	34,53%
Gyroid 9 mm RD20	20,15%	24,98%	4,83%	23,97%
Gyroid 4,5 mm RD20	19,81%	29,48%	9,67%	48,81%
Diamond 9 mm RD20	19,92%	26,22%	6,30%	31,63%
SplitP 9 mm RD20	19,78%	27,63%	7,85%	39,69%
Gyroid 9 mm RD30	29,18%	34,11%	4,93%	16,90%
Gyroid 4,5 mm RD30	29,22%	39,13%	9,91%	33,92%
Diamond 9 mm RD30	29,89%	35,17%	5,28%	17,66%
SplitP 9 mm RD30	29,82%	37,24%	7,42%	24,88%

Les résultats illustrés dans le Tableau 9 mettent en évidence des écarts significatifs entre la densité relative théorique et la densité relative expérimentale avant sablage. Ces écarts varient selon la configuration étudiée ainsi que la taille de la cellule unitaire et la densité relative cible. Les écarts relatifs les plus élevés sont 45,50 % pour la configuration Octet 4,5 mm RD20 et 48,81 % pour Gyroid 4,5 mm RD20 ce qui montre que les structures à faible densité avec des faibles tailles de cellules unitaires sont plus difficiles à fabriquer par LPBF. L'écart minimal observé est de 18,64 % pour la configuration Gyroid 9 mm RD30 qu'on peut expliquer par la meilleure connectivité des surfaces des unités ce qui offre une fusion plus contrôlée.

Le pourcentage d'écart de densité restant avant sablage est également un indicateur clé qui va permettre d'identifier la part de la densité attribuable à la poudre résiduelle collée sur les parois. La Figure 49 présente la relation entre la densité relative expérimentale mesurée avant sablage et la densité relative théorique du modèle CAO pour les différentes configurations imprimées. La diagonale présente l'égalité entre les densités théorique et expérimentale et plus un point s'éloigne de cette diagonale plus l'écart est important.

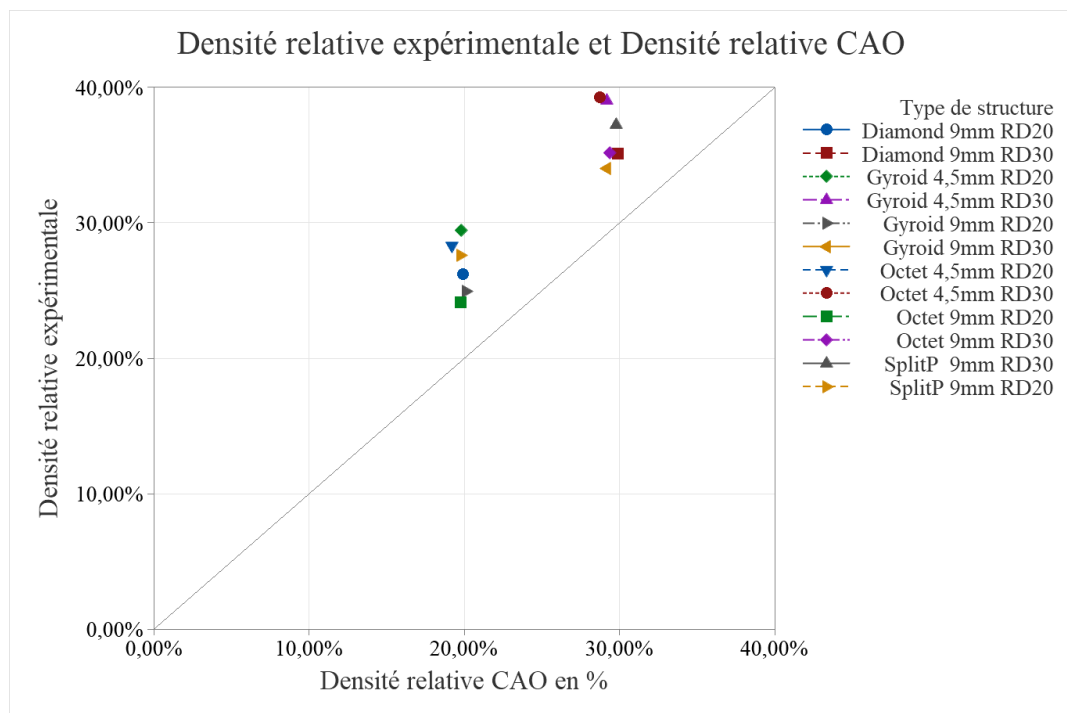


Figure 49: Décalage de la densité relative expérimentale par rapport au modèle CAO.

#### 4.2.1.5 Les écarts de densité relative en fonction du ratio S/V

Dans leur article, Ketan et al. [28] ont suggéré que l'écart de densité relative pouvait être étroitement lié à la surface des structures. Les résultats obtenus dans le cadre de ce travail permettent d'infirmer cette hypothèse. Ainsi, les résultats d'écart de densité relative ont été

mis en relation avec la surface totale des structures. La Figure 50.b pour les TPMS et la Figure 51.b pour l'Octet ne permettent pas de constater une corrélation entre les écarts de densité relative et la surface des structures.

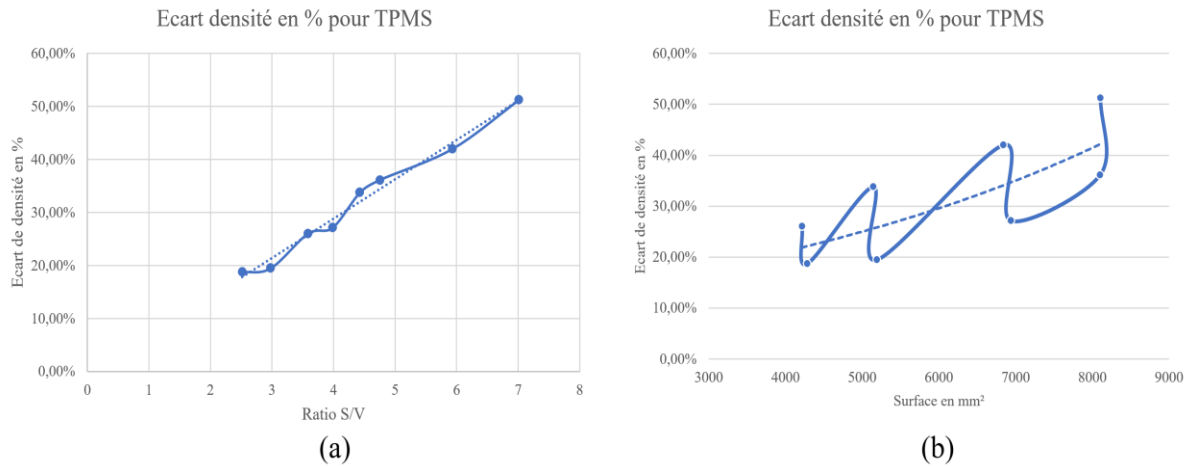


Figure 50: Écart de densité relative pour les structures TPMS en fonction du ratio (S/V) (a), et en fonction de la surface (b).

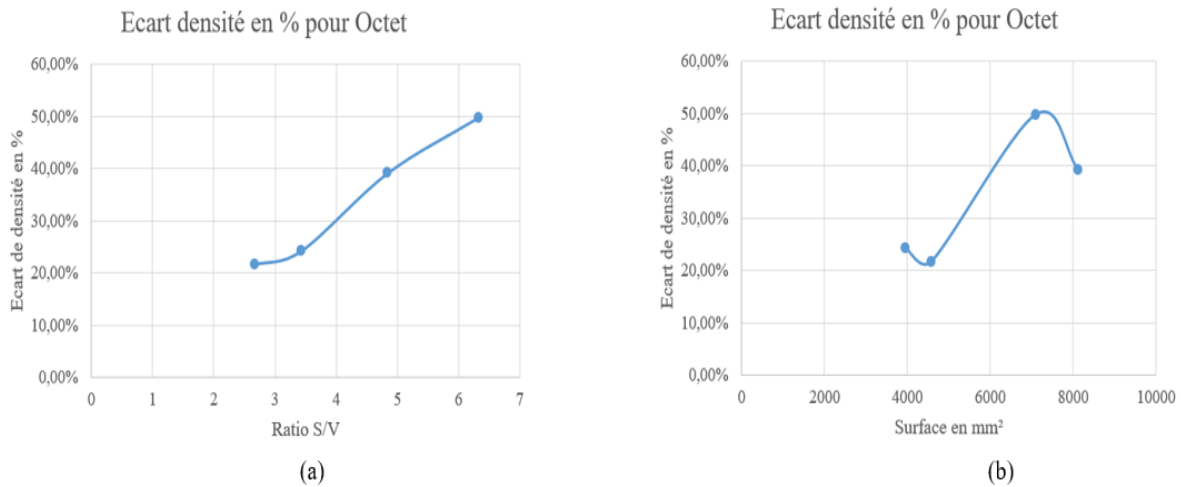


Figure 51: Écart de densité relative pour la structure Octet en fonction du ratio (S/V) (a), et en fonction de la surface (b).

Cependant, en prenant le ratio surface sur volume (S/V), la Figure 50.a et la Figure 51.a montrent qu'il y a une corrélation entre l'écart de densité relative et le ratio S/V des structures. Si on utilise la différence absolue de densité relative au lieu du pourcentage d'écart, on constate que les points sont plus dispersés et ne se regroupent le long d'une droite comme le montre la Figure 52. Cette dispersion reflète le fait qu'une même différence absolue pour deux structures ayant deux densités relatives différentes ne représente pas l'impact de la variation de la densité relative sur l'écart. En revanche, en utilisant l'écart de densité relative, on normalise l'écart ce qui permet de mieux corréler les résultats avec le ratio S/V.

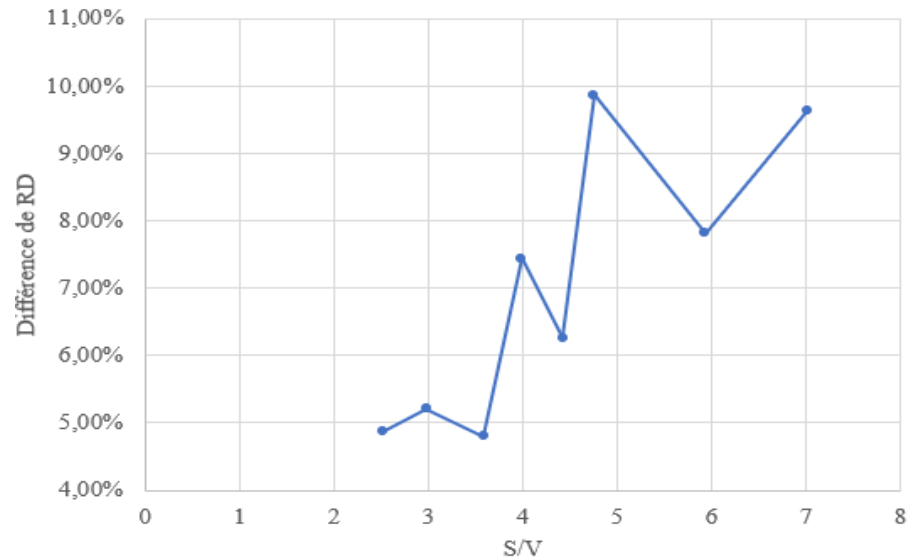


Figure 52: Différence de RD en fonction S/V pour TPMS

Pour les structures TPMS de la deuxième impression, la Figure 53 montre qu'il y a un lien linéaire fort entre le ratio S/V et l'écart de densité avec un  $R^2 = 98.4 \%$ , ce qui confirme la robustesse de cette corrélation.

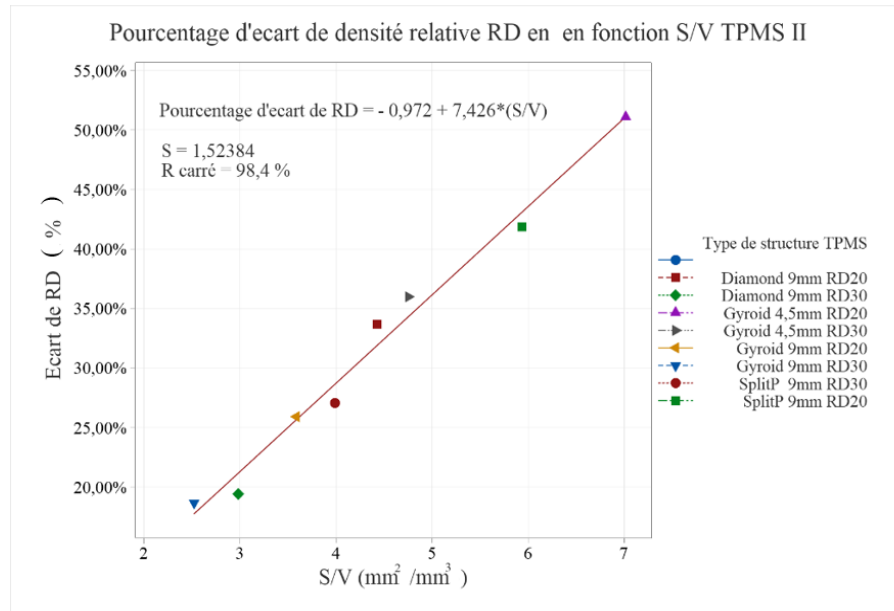


Figure 53: Relation linéaire entre l'écart de densité et le ratio S/V pour les structures TPMS de la deuxième impression

Ce résultat montre que le ratio S/V est un paramètre clé pour expliquer et prédire le pourcentage d'écart relatif en fonction de la densité CAO pour les structures TPMS imprimées. Ce paramètre pourrait guider pour les ajustements futurs afin d'améliorer la précision de la fabrication par LPBF des structures en treillis.

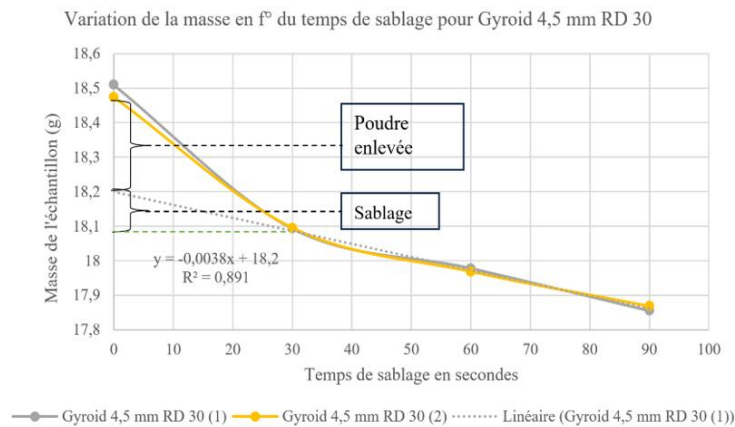
#### 4.2.2 Quantification de l'effet de la poudre collée

L'utilisation du jet de sable a été étudiée pour éliminer la poudre collée non fusionnée sans sabler les surfaces. Le temps nécessaire est déterminé suite à des essais de variation du temps de sablage sur deux échantillons.

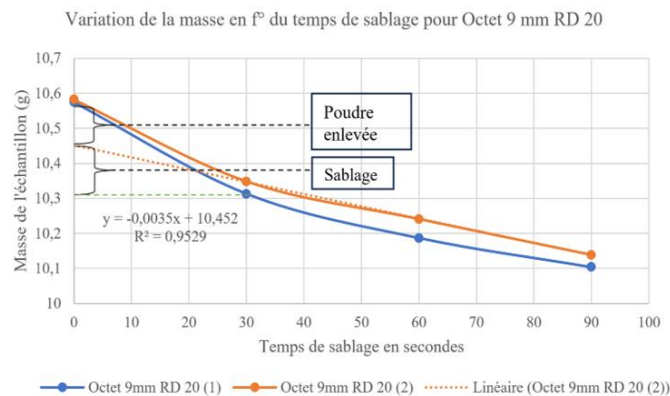
##### 4.2.2.1 Détermination du temps de sablage nécessaire

Le temps de sablage a été déterminé en mesurant la variation de la masse des échantillons Gyroid 4.5mm RD30 et Octet 9mm RD20 qu'on a imprimé à cinq répétitions. Les courbes de la Figure 54 montrent que les points à 30, 60 et 90 s se regroupent le long d'une droite alors que le point à  $t = 0$  s n'est pas sur cette droite. En prolongeant cette droite

jusqu'à l'ordonnée, on a déterminé la quantité de poudre résiduelle enlevée par sablage. Les deux graphiques (a) et (b) montrent que pendant la période de 30s, il y a surtout un enlèvement de la poudre résiduelle avec un peu de sablage qui se stabilise ensuite indiquant que l'essentiel de la poudre non fondue est enlevé dans les 30 premières secondes pour les deux types de structures.



(a)



(b)

Figure 54: Variation de la masse en fonction du temps de sablage pour Gyroid (a) et Octet (b).

On a donc fixé le temps de sablage à 30 secondes (5 secondes par face de cube) pour toutes les structures. On suppose que cette période de 30 secondes permet d'enlever la poudre résiduelle tout en évitant de trop sabler les surfaces. Ainsi, le changement de masse après 30

s est utilisé pour estimer la quantité de poudre résiduelle (poudre collée non fusionnée). La Figure 55 montre l'effet du temps de sablage sur la même partie de la structure Gyroid.

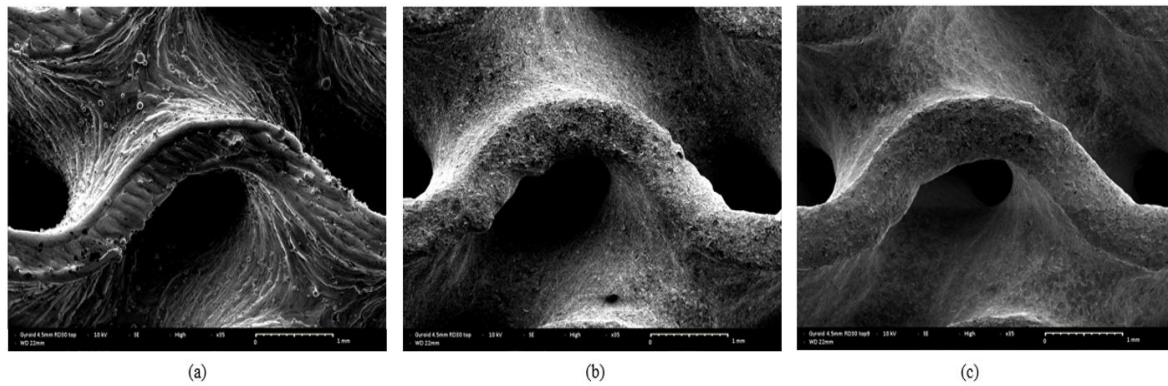


Figure 55: Effet de sablage : (a) Avant sablage, (b) Sablage 30 sec, (c) Sablage 90 sec

#### 4.2.2.2 Mesures de masse et de l'effet de la poudre collée

Le Tableau 10 présente les mesures de masses après le sablage des trois répétitions imprimées de chaque configuration et la comparaison avec les mesures avant le sablage. Les résultats montrent qu'en fixant le temps de jet de sable à 5 secondes pour chaque face des cubes pour un total de 30 s par échantillon, on a réussi à avoir des résultats de mesures de masse répétables avec un écart type faible de l'ordre de 0,01 g pour la majorité des configurations. La différence de masse entre avant et après sablage est considérée comme la quantité de poudre enlevée et qui reste constante en fonction des répétitions imprimées. Pour le calcul des densités relatives après sablage et la quantification de l'effet de la poudre collée sur l'écart total, on a travaillé avec la valeur moyenne des mesures pour chaque configuration. Pour calculer l'effet de la poudre sur l'écart total, on a fait le rapport de la différence de densité relative entre avant et après sablage par rapport à la différence de densité entre CAO et imprimé avant sablage. Les résultats de ces calculs sont présentés dans le Tableau 11. Ces résultats ont confirmé que l'effet de la poudre non fusionnée qui reste collée sur les parois des structures imprimées ne dépasse pas 15 % de l'écart total de densité relative pour les configurations étudiées.

Tableau 10: Mesures des masses des structures imprimées dans la deuxième impression après sablage

Masse après sablage (g)	Mesure 1 (g)	Mesure 2 (g)	Mesure 3 (g)	Moyenne après sablage (g)	Écart type (g)	Moyenne avant sablage (g)	Diff avant après sablage (g)
Cube plein	46,988	47,012	47,008	47,003	0,012	47,075	0,072
Octet 9mm RD20	11,085	11,078	11,075	11,079	0,005	11,355	0,276
Octet 9mm RD30	16,097	16,122	16,128	16,116	0,016	16,561	0,445
Octet 4,5mm RD20	12,778	12,774	12,759	12,770	0,010	13,323	0,553
Octet 4,5mm RD30	17,854	17,808	17,807	17,823	0,027	18,500	0,677
Gyroid 9mm RD20	11,431	11,413	11,409	11,418	0,012	11,747	0,329
Gyroid 4,5mm RD20	13,434	13,472	13,452	13,453	0,019	13,861	0,408
Diamond 9mm RD20	12,050	12,059	12,045	12,051	0,007	12,328	0,277
SplitP 9mm RD20	12,620	12,623	12,638	12,627	0,010	12,991	0,364
Gyroid 9mm RD30	15,749	15,817	15,780	15,782	0,034	16,030	0,248
Gyroid 4,5mm RD30	18,028	18,009	18,002	18,013	0,013	18,399	0,386
Diamond 9mm RD30	16,397	16,379	16,364	16,380	0,017	16,520	0,14
SplitP 9mm RD30	17,075	17,054	17,060	17,063	0,011	17,539	0,476

Tableau 11: Calcul de l'effet de la poudre sur l'écart total

Configuration	RD CAO (%)	RD avant sablage (%)	Différence RD avant sablage (%)	RD après sablage (%)	Différence RD avant et après sablage (%)	Différence RD restante après sablage (%)	Pourcentage de l'effet de poudre sur l'écart total (%)
Octet 9mm RD20	19,75%	23,96%	4,21%	23,57%	0,39%	3,82%	9,26%
Octet 9mm RD30	29,42%	34,6%	5,18%	34,29%	0,31%	4,86%	5,98%
Octet 4,5mm RD20	19,23%	27,98%	9,75%	27,17%	0,81%	7,94%	8,31%
Octet 4,5mm RD30	28,73%	38,65%	9,92%	37,92%	0,73%	9,19%	7,36%
Gyroid 9mm RD20	20,15%	24,98%	4,83%	24,29%	0,69%	4,14%	14,29%
Gyroid 4,5mm RD20	19,81%	29,48%	9,67%	28,62%	0,86%	8,81%	8,89%
Diamond 9mm RD20	19,92%	26,22%	6,30%	25,64%	0,58%	5,72%	9,21%
SplitP 9mm RD20	19,78%	27,63%	7,85%	26,86%	0,77%	7,09%	9,81%
Gyroid 9mm RD30	29,18%	34,11%	4,93%	33,62%	0,49%	4,43%	9,94%
Gyroid 4,5mm RD30	29,22%	39,13%	9,91%	38,32%	0,81%	9,10%	8,17%
Diamond 9mm RD30	29,89%	35,17%	5,28%	34,85%	0,32%	4,96%	6,06%
SplitP 9mm RD30	29,82%	37,24%	7,42%	36,30%	0,94%	6,48%	12,67%

Ces résultats confirment que la majorité de l'écart n'est pas causée par la poudre collée non fusionnée sur les surfaces des structures imprimées. Le reste de l'écart peut être de la poudre emprisonnée qui n'a pas été libérée par le jet de sable ou à des erreurs d'impression qui augmentent les épaisseurs des parois et qui pourraient affecter les propriétés mécaniques. Pour quantifier l'effet de différence des dimensions, une étude comparative des épaisseurs caractéristiques utilisées dans la conception des structures étudiées et celles mesurées sur les images SEM a été conduite. Cette analyse a permis de comprendre les différences géométriques et leur contribution aux écarts de densité observés.

#### **4.2.3 Mesures et quantification des écarts de dimensions : différence entre le dessus et le côté**

Dans cette section on fait une analyse comparative des épaisseurs caractéristiques des structures en treillis afin d'évaluer les écarts dimensionnels entre le modèle numérique (STL) et les échantillons imprimés. Pour ce faire, on identifie les épaisseurs caractéristiques sur les modèles STL utilisés pour les impressions et on les compare avec les dimensions mesurées sur les images SEM des échantillons avant et après sablage avec le logiciel ImageJ. On a également comparé l'état des surfaces supérieures des échantillons qu'on a appelé « Dessus » avec les surfaces latérales « côté ». Cette démarche permet à la fois de voir l'effet du sablage et d'identifier les déviations géométriques causées par le procédé de fabrication LPBF pour évaluer l'impact sur la densité relative des structures imprimées. Les écarts des dimensions mesurés sont ensuite intégrés dans nTop afin de générer des modèles numériques de structures reproduisant les épaisseurs réelles observées sur les images SEM pour analyser comment ces variations influencent la densité relative.

##### **4.2.3.1 Mesures des écarts de dimensions**

Les mesures ont été réalisées sur les fichiers STL qu'on a utilisés pour imprimer nos échantillons et comparés avec les dimensions mesurées avec le logiciel ImageJ sur images

SEM avant et après sablage pour les surfaces supérieures et les surfaces latérales en calibrant l'échelle du logiciel à partir de l'échelle présentée sur l'image SEM pour mesurer les épaisseurs des parois en traçant des lignes entre leurs extrémités. L'objectif est d'identifier l'emplacement de l'épaisseur caractéristique de chaque type de structure sur la géométrie CAO pour la mesurer ensuite sur les images SEM des échantillons imprimés. Les Figures 56, 57, 58 et 59 illustrent ces analyses respectivement pour les structures « Gyroid 4.5mm RD30 », « SplitP 9mm RD30 », « Diamond 9mm RD20 » et « Octet 9mm RD20 ». On peut observer que les déviations géométriques sont plus importantes sur les surfaces latérales des structures avec une présence des particules de poudre collées plus marquée qu'on a réussi à enlever avec le sablage tel que montré dans nos images.

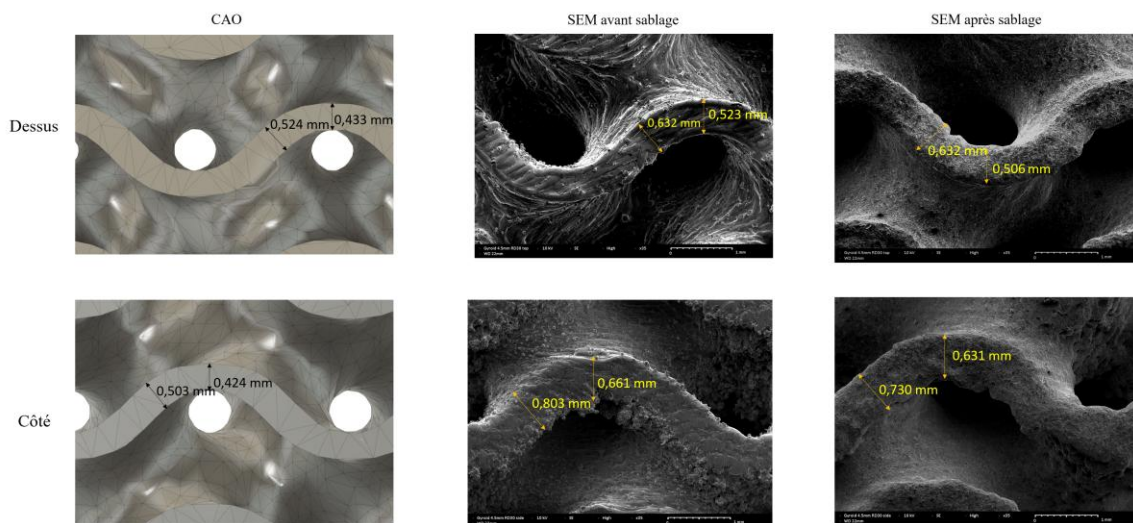


Figure 56: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour Gyroid 4.5 mm RD30.

Des variations sont observées entre les surfaces supérieures « Dessus » et les surfaces latérales « Côté » suite à l'effet de l'empilement des couches et la pénétration du laser dans la poudre ce qui favorise l'effet escalier avec des déformations des géométries causant l'accumulation des particules de poudre sur les parois des structures [7]. Certaines irrégularités subsistent même après le sablage, ce qui peut aussi affecter la densité relative.

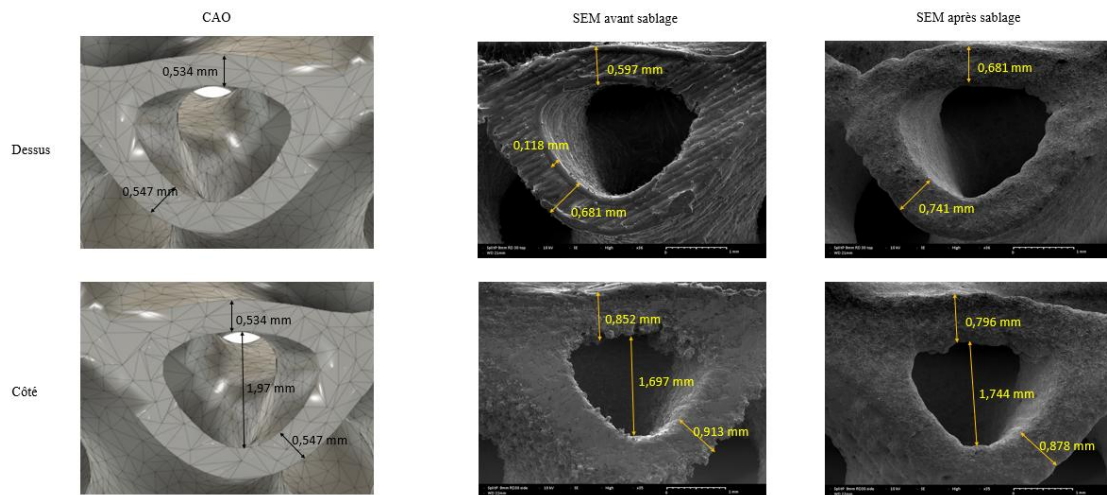


Figure 57: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour SplitP 9 mm RD30.

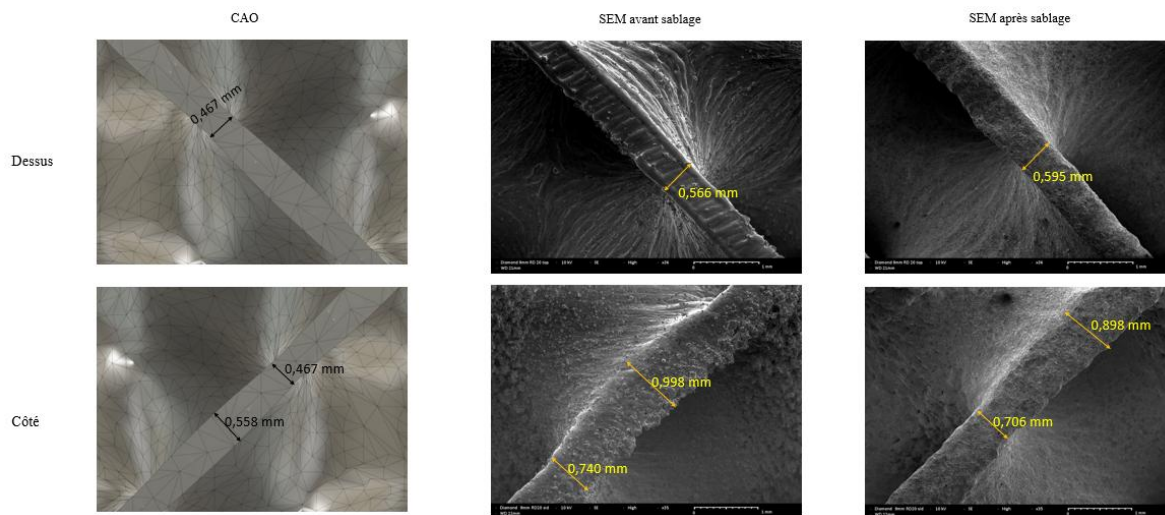


Figure 58: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour Diamond 9 mm RD20.

Bien que le sablage réduit les écarts sur les surfaces latérales en éliminant la poudre collée, une légère augmentation des épaisseurs sur les surfaces supérieures pour les trois structures TPMS est également observée. Cela peut possiblement être expliqué par l'impact de l'abrasif sur les bords.

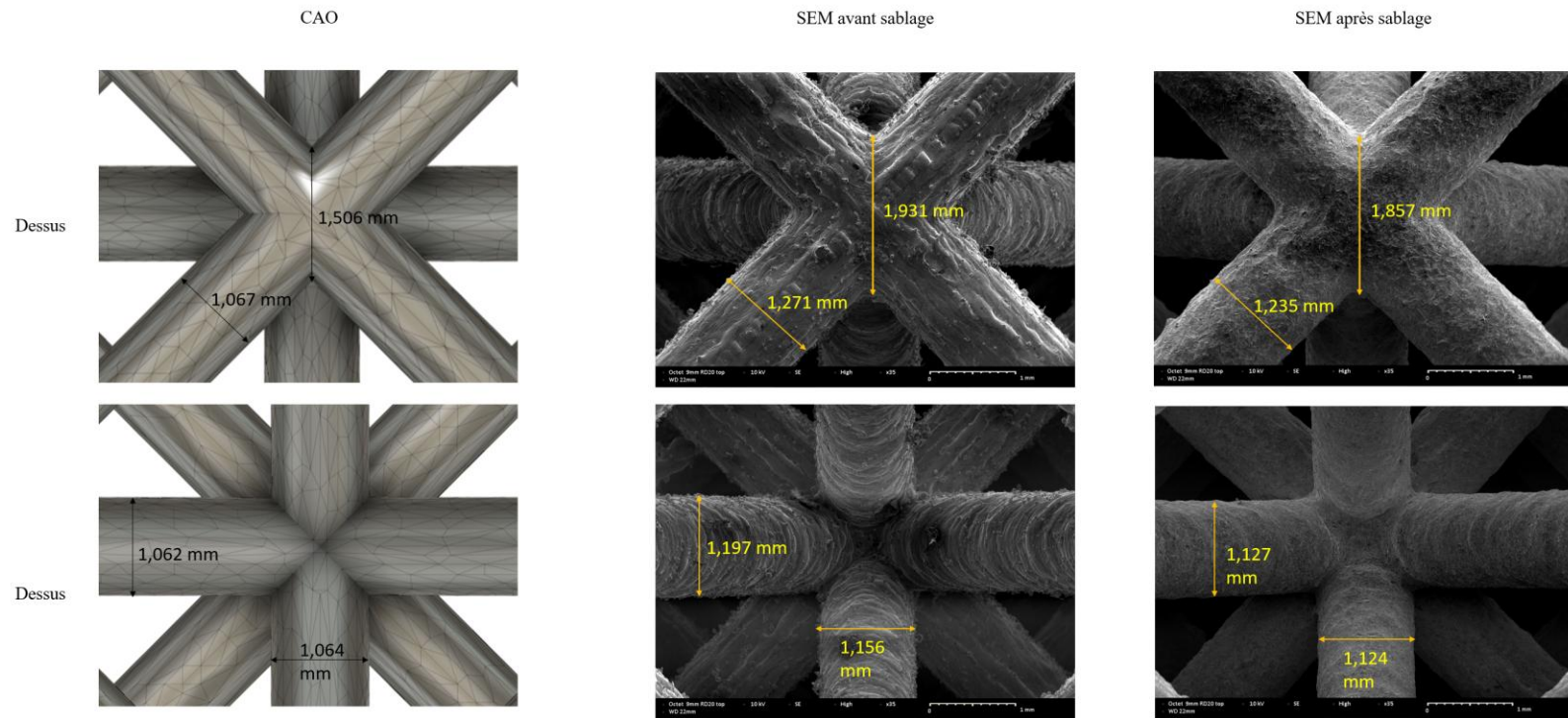


Figure 59: Dimensions mesurées à partir du fichier STL et à partir des images obtenues avec du SEM pour Octet 9 mm RD20 de la vue de « Dessus » présentant les barres sur la face et les barres au cœur de la structure.

#### 4.2.3.2 Influence des différences de dimensions sur la densité relative

Pour quantifier l'effet des écarts de dimensions sur la densité relative, on a généré des modèles numériques des échantillons étudiés dans nTop en intégrant les épaisseurs caractéristiques « C » mesurées sur les images SEM. On a utilisé le minimum entre les dimensions SEM non sablée et sablée pour chaque surface pour générer les nouvelles géométries afin de tenir compte seulement des écarts de dimensions et non pas des autres déformations géométriques des surfaces latérales ou aussi des écarts causés par le sablage sur la surface supérieure. Les résultats de cette analyse sont présentés dans le Tableau 12.

Tableau 12: Effet des dimensions sur la densité relative.

Configuration	Épaisseur « C » utilisée dans nTop (mm)	Face	« C » sur fichier STL (mm)	« C » par SEM non sablé (mm)	« C » par SEM sablé (mm)	Différence entre « C » STL et « C » SEM minimale (mm)	RD exp avant sablage (%)	RD exp. après sablage (%)	RD générée sur nTop avec « C » SEM minimale (%)
Gyroid 4,5 mm RD 30	0,43	Dessus	0,433	0,523	0,506	0,07	39,08%	38,32%	34,16%
		Côté	0,424	0,661	0,631	0,21			42,20%
Diamond 9 mm RD 20	0,47	Dessus	0,467	0,566	0,595	0,10	26,19%	25,64%	24,00%
		Côté	0,467	0,74	0,706	0,24			29,46%
Split P 9 mm RD 30	0,53	Dessus	0,534	0,597	0,681	0,10	37,26%	36,30%	35,47%
		Côté	0,534	0,852	0,796	0,26			46,19%
Octet 9 mm RD 20	1,07	Dessus	1,067	1,271	1,235	0,17	24,12%	23,57%	25,99%

On observe que l'épaisseur caractéristique initiale utilisée dans nTop est toujours inférieure aux épaisseurs mesurées sur les images SEM et que la génération des géométries avec les dimensions mesurées sur la surface supérieure donne des densités relatives proches,

mais légèrement inférieures à la densité relative restante après sablage. Les écarts des épaisseurs caractéristiques sur la surface supérieure sont de l'ordre 0,1 mm pour toutes les structures testées. En revanche, si on utilise les dimensions mesurées sur les surfaces latérales pour générer les structures, on obtient une densité supérieure à la densité restante, ce qui ne correspond pas à la réalité. Ces observations suggèrent que la densité restante après sablage est principalement influencée par les écarts des dimensions observés ainsi que par les défauts géométriques causés par l'empilement des couches et la pénétration du laser dans la poudre lors du procédé LPBF. Cette analyse met en évidence l'importance d'optimiser et de comprendre les paramètres d'impression qui peuvent causer ce défaut pour minimiser les écarts et avoir une meilleure précision.

#### 4.3 DISTRIBUTION GRANULOMETRIQUE DE LA POUDRE

Pour chaque échantillon de poudre pour les deux impressions IMP I et IMP II, on a fait trois répétitions (A, B et C) afin d'assurer la reproductibilité des résultats. Les diamètres caractéristiques Dv10, Dv50 et Dv90 pour chaque essai sont représentés dans la Figure 60.

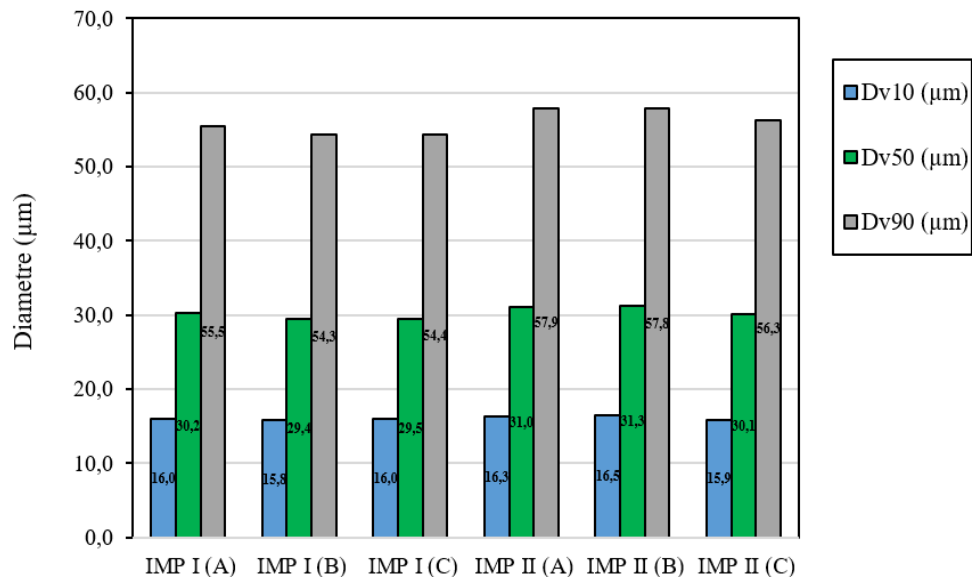


Figure 60: Diamètres Dv10, Dv50 et Dv90

Les résultats montrent une petite variabilité entre les répétitions qui peut être expliquée par des hétérogénéités locales dans les échantillons de poudre entre les deux impressions. La Figure 61 présente la distribution granulométrique pour chaque échantillon et on constate que les courbes sont globalement similaires avec une légère variabilité et une majorité des particules de poudre ayant des diamètres compris entre 10  $\mu\text{m}$  et 100  $\mu\text{m}$ . Les différences remarquées entre les répétitions et entre les impressions confirment l'importance de réaliser des répétitions pour avoir une représentation fiable de la distribution granulométrique.

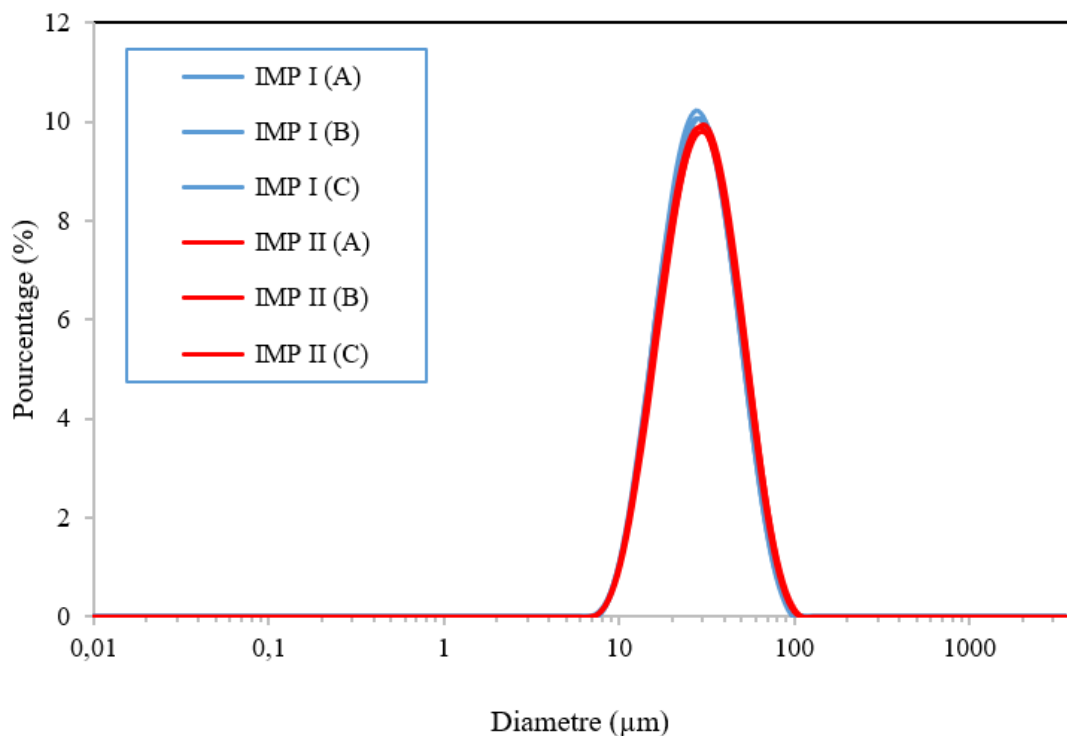


Figure 61: Distribution de la taille des particules de poudre

Les données de cette analyse seront aussi essentielles pour la quantification et la discussion des écarts de densité relative et les différences de dimensions entre les fichiers CAO et les structures imprimées dans la section 4.5.3.

#### 4.4 COMPENSATION DES DIMENSIONS

La dernière impression a permis de vérifier l'effet sur l'écart de la densité relative de la modification de l'épaisseur caractéristique dans le modèle CAO et la modification du paramètre « offset » de l'imprimante.

##### 4.4.1 Résultat de l'impression de compensation

Pour faciliter l'identification de nos échantillons après leur découpe de la plateforme, on a numéroté les échantillons de 1 à 8 comme le montre la Figure 62 en respectant le même ordre que dans le plan d'expérience présenté dans la Figure 27.

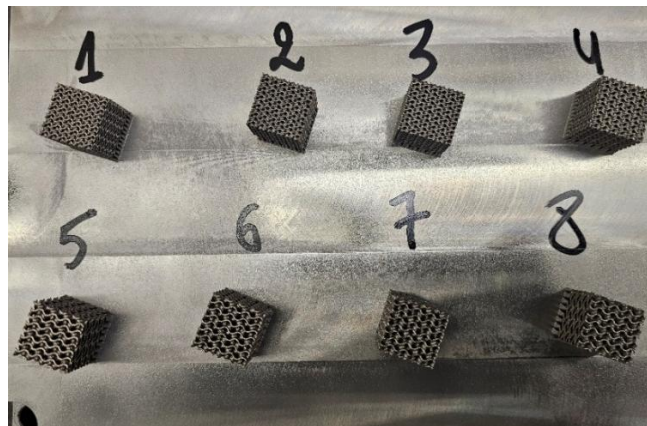


Figure 62: Échantillons de l'impression visant à mesurer l'effet des compensations.

##### 4.4.2 Mesure de densité relative expérimentale avant et après sablage

On a désigné nos configurations de référence 1 et 5 par leur taille de cellule suivie par l'épaisseur caractéristique  $c$ . Le paramètre «  $c'$  » désigne l'épaisseur caractéristique modifiée et « off » est le paramètre offset de la machine. Le même protocole de sablage a été appliqué sur ces échantillons en mesurant les masses pour calculer la densité relative avant et après sablage. Le tableau 13 présente la masse et la densité relative avant et après sablage. Les densités relatives après sablage seront essentielles pour évaluer l'effet des deux méthodes de compensation. Elles seront réutilisées dans les sous-sections qui suivent.

Tableau 13: Mesures de la densité relative des échantillons de compensation.

Échantillon	Configuration	Masse avant sablage (g)	Densité relative avant sablage	Masse après sablage (g)	Densité relative après sablage
1	3 mm c = 0,3	21,168	44,67%	20,767	43,82%
2	3 mm c'=0,2	16,217	34,45%	15,793	33,55%
3	3mm off = 0,025	20,275	43,43%	19,955	42,74%
4	3mm off = 0,05	19,590	41,96%	19,339	41,42%
5	4,5 mm c = 0,43	18,134	38,52%	17,969	38,17%
6	4,5 mm c' = 0,33	15,228	32,35%	15,020	31,91%
7	4,5 mm off = 0,05	17,328	36,93%	17,094	36,43%
8	4,5 mm off = 0,1	16,880	36,10%	16,726	35,77%

#### 4.4.3 Effet de changement de l'épaisseur caractéristique dans le modèle CAO

L'effet de la réduction de l'épaisseur caractéristique d'une valeur de 0,1 mm sur la densité relative est illustré dans le Tableau 14. La comparaison est faite entre les échantillons de référence avant compensation 1 et 5, et leurs équivalents compensés respectivement 2 et 6 pour déduire l'effet de cette première méthode de compensation sur l'écart de densité relative. Dans le tableau, la densité relative du modèle CAO de la structure visée est désignée par RD CAO visée, la densité relative du modèle CAO compensée est désignée par RD CAO compensée, la densité relative initiale de la structure imprimée sans compensation est désignée par RD initiale, la densité relative compensée par RD compensée.

Tableau 14: Résultats de la compensation de l'épaisseur des modèles CAO d'une valeur égale à 0,1 mm.

Échantillons comparés	RD CAO visée	RD CAO compensée	RD initiale	Pourcentage d'écart avant compensation	RD compensée	Pourcentage d'écart restant après compensation
1 et 2	30,52%	20,48 %	43,82%	43,59%	33,55%	9,92%
5 et 6	29,19%	22,53 %	38,17%	30,77%	31,91%	9,30%

Comme attendu, la diminution de l'épaisseur caractéristique du modèle CAO utilisé pour imprimer la structure permet de réduire la différence de densité relative avec la structure visée. En termes d'écart, le pourcentage d'écart restant après une diminution de l'épaisseur caractéristique est de l'ordre de 10%. Cette réduction d'écart pourrait être encore plus importante si on modifiait l'épaisseur caractéristique d'une valeur plus grande.

#### 4.4.4 Effet du paramètre offset de l'imprimante

La variation du paramètre offset de 0,05 correspond à une variation de 0,1 mm puisqu'elle est appliquée sur les deux côtés des parois. Dans le tableau, la densité relative du modèle CAO de la structure visée est désignée par RD CAO visée, la densité relative initiale de la structure imprimée sans compensation est désignée par RD initiale et la densité relative de la structure imprimée avec offset est désignée par RD avec offset. Les résultats de l'effet de ce paramètre sur l'écart de la densité relative sont présentés dans le Tableau 15.

Tableau 15: Résultats de la compensation avec le paramètre offset de l'imprimante

Échantillons de comparés	RD CAO visée	RD initiale	Pourcentage d'écart avant compensation	RD avec offset	Pourcentage d'écart restant après application d'offset
1 et 4	30,52%	43,82%	43,59%	41,42%	35,72%
5 et 7	29,19%	38,17%	30,77%	36,43%	24,81%

On peut constater que l'effet du paramètre offset est moins important que la compensation de l'épaisseur caractéristique. En effet, un offset de 0,05 mm permet de réduire la différence de densité relative avec la structure visée. En termes d'écart, le pourcentage d'écart restant après l'application d'un offset égal à 0,05 mm est de 36% et 25% pour les structures Gyroïd de 3 mm et 4,5 mm respectivement. Le paramètre Offset agit seulement sur la trajectoire de la source laser dans le plan horizontal. Il n'a pas d'effet selon l'axe z d'ajout des couches de poudre.

#### 4.4.5 Mesures par SEM des épaisseurs compensées

Afin de déduire l'effet des défauts de fabrication autres que ceux de la poudre collée et les différences des dimensions, on a fait les mesures des épaisseurs caractéristiques sur les surfaces supérieures des échantillons imprimés grâce aux images prises avec le microscope électronique à balayage SEM. Le minimum de cinq mesures pour chaque échantillon est utilisé pour générer des structures sur nTop et ainsi évaluer la densité relative engendrée par les épaisseurs réelles et déduire l'écart restant que représentent les autres défauts de fabrication. Les résultats de cette étude sont présentés dans le Tableau 16. L'épaisseur caractéristique CAO désigne l'épaisseur utilisée pour générer le modèle 3D de la structure à imprimer afin de donner la RD CAO visée. Les épaisseurs mesurées par SEM des structures imprimées ont été utilisées pour générer des structures sur nTop pour évaluer l'impact des différences d'épaisseur sur la densité relative des structures. Le calcul de l'écart entre la RD imprimée après sablage de la structure imprimée et RD CAO modifiée donne l'impact des autres facteurs autres que la poudre enlevée et les différences des épaisseurs sur les écarts de densité relative.

Tableau 16: Effet du reste des défauts de fabrication autre que la poudre collée et les différences de dimension sur l'écart de densité relative.

Échantillon	Épaisseur caractéristique CAO (mm)	RD CAO visée (%)	Épaisseur mesurée par SEM (mm)	RD CAO modifiée (structure générée avec épaisseur mesurée par SEM)	RD imprimée après sablage (%)	Écart relatif entre RD réelle et RD CAO modifiée (%)
1	0,3	30,52%	0,418	41,96%	43,82%	4,44%
2	0,2	20,46%	0,315	32,02%	33,55%	4,77%
3	0,3 + off 0,025	30,52%	0,381	38,39%	42,74%	11,34%
4	0,3 + off 0,05	30,52%	0,33	33,44%	41,42%	23,87%
5	0,43	29,19%	0,547	36,83%	38,17%	3,64%
6	0,33	22,53%	0,442	30,00%	31,91%	6,35%
7	0,43 + off 0,05	29,19%	0,481	32,54%	36,43%	11,96%
8	0,43 + off 0,1	29,19%	0,442	30,00%	35,77%	19,22%

Les défauts de fabrication ont été plus importants sur les surfaces latérales et peuvent être attribués à la construction couche par couche de la structure qui cause un effet d'escalier pour des angles d'inclinaison qui nécessitent des supports, aussi la pénétration du laser dans le lit de poudre, qui entraîne la fusion de plus d'une couche, peut être à l'origine de défauts géométriques tels que l'effet d'escalier qui accentue alors la fusion excessive de matière et qui dégrade la précision dimensionnelle de la pièce. La Figure 63, pour l'échantillon 4, et la Figure 64, pour l'échantillon 8, montrent bien les défauts d'impression (avant et après sablage) sur les surfaces latérales.

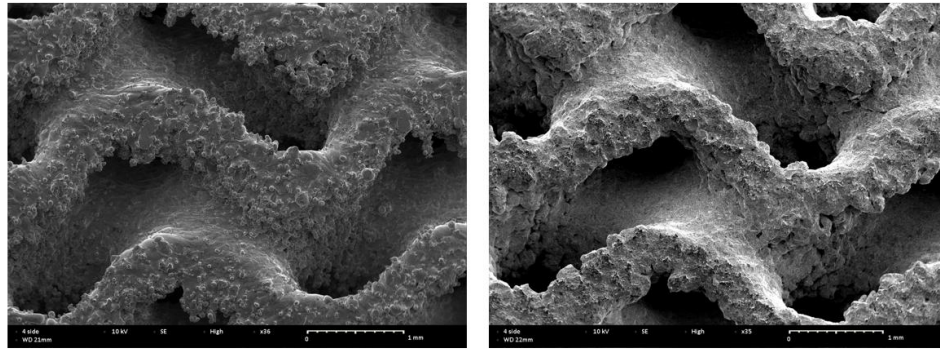


Figure 63: Surface latérale de l'échantillon 4 avant (gauche) et après (droite) sablage.

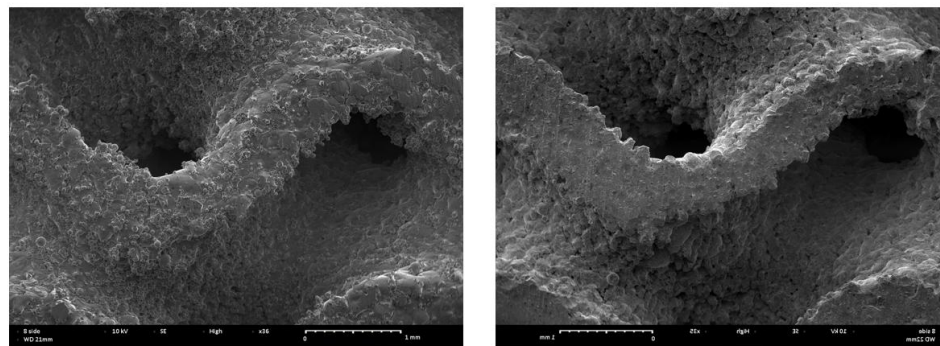


Figure 64: Surface latérale de l'échantillon 8 avant sablage (gauche) et après (droite) sablage.

Cette étude de compensation a permis non seulement de vérifier les deux méthodes de modification des épaisseurs (compensation à la conception ou à l'impression avec le paramètre offset de l'imprimante), mais aussi de quantifier l'impact des défauts de fabrication autre que la poudre collée et les différences des épaisseurs des parois.

## 4.5 ANALYSE ET DISCUSSION DES RESULTATS

Dans cette section, on analyse les résultats des travaux de caractérisation géométrique des structures imprimées par LPBF. On analyse globalement les résultats et propose une façon de prédire les écarts de densité relative après impression. Ensuite, on revient sur les causes des écarts de RD et on évalue l'importance de chacune. Enfin, on propose des ajustements permettant de réduire les déviations.

### 4.5.1 Écart de densité relative après impression

Les échantillons imprimés dans cette étude sont résumés dans le graphique de la Figure 65. La densité relative mesurée expérimentalement après impression est toujours plus grande que la densité relative théorique du modèle CAO utilisé pour générer le fichier d'impression. Cet écart reste positif indépendamment du type et de la configuration des structures.

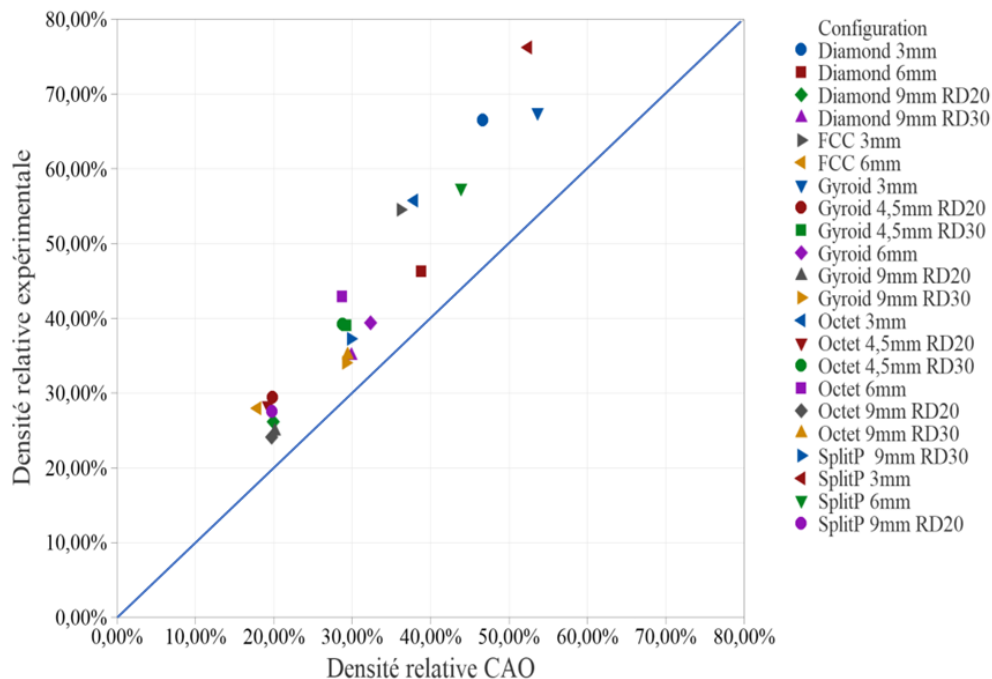


Figure 65: Densité relative expérimentale et densité relative CAO des structures imprimées.

#### 4.5.2 Prédiction du pourcentage d'écart de densité relative

Pour les structures TPMS imprimées, la Figure 65 présente le pourcentage d'écart de densité en fonction du ratio S/V. Une tendance linéaire claire est quantifiée par une régression linéaire avec un coefficient de détermination  $R^2 = 94,3 \%$  confirmant une corrélation forte entre l'augmentation du ratio S/V et l'ampleur de l'écart de densité. La pente positive de 8,106 indique que plus S/V est élevé plus l'écart de densité relative est important. Cette relation permet de prédire l'écart de densité relative dès la modélisation de la structure afin d'en tenir compte pour calculer la densité imprimée.

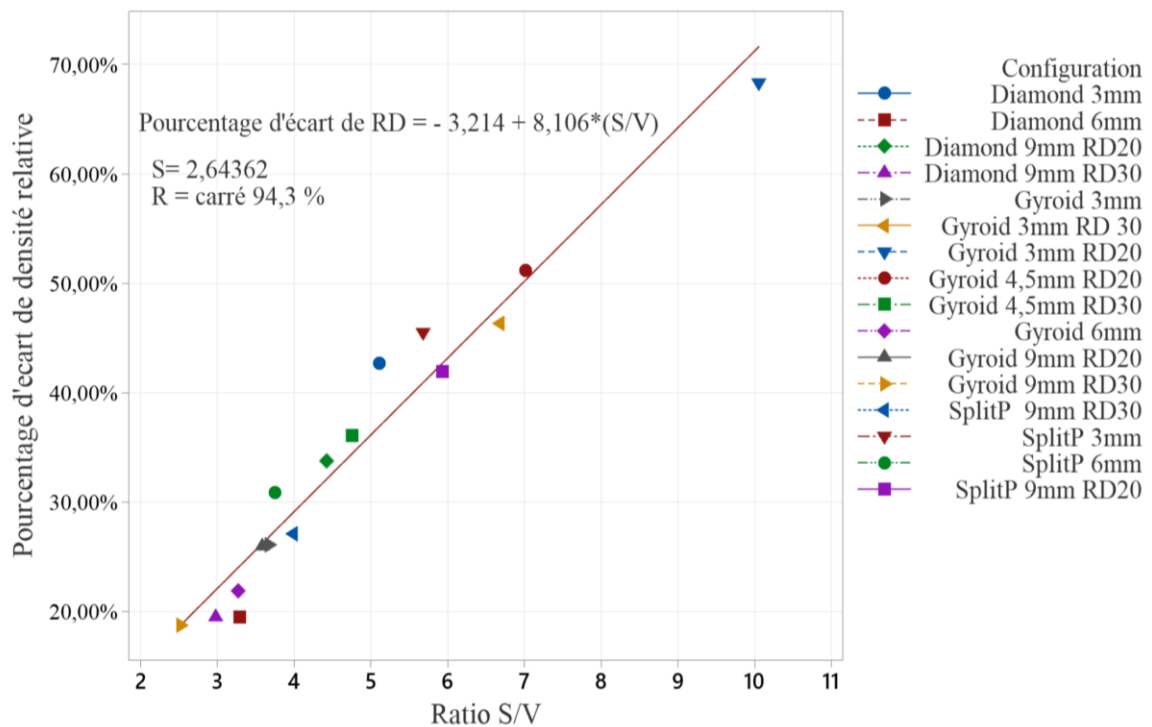


Figure 66: Pourcentage d'écart de RD en fonction de S/V pour TPMS

Cette relation doit être adaptée aux conditions de modélisation et d'impression. Cet outil de prédiction souligne l'importance du contrôle du ratio S/V pour minimiser les écarts de densité par la fabrication additive LPBF. En effet, pour un type de structure et une densité relative donnée, la combinaison de la taille de cellule et de l'épaisseur caractéristique permet de contrôler et modifier le ratio S/V pour avoir l'écart de RD souhaité.

#### 4.5.3 Impact combiné de la poudre et des différences de dimensions

En se basant sur les résultats de sablage des échantillons imprimés dans notre étude, on constate que l'effet de la poudre collée peut représenter jusqu'à 10% du total de l'écart de densité relative. Cette poudre collée sur les surfaces ne doit pas affecter les propriétés mécaniques des structures et peut être enlevée avec un jet de sable qui agit plus en surface qu'au cœur des structures sans influencer leur qualité. Cependant, la différence systématique des dimensions causée par le procédé de fabrication peut représenter jusqu'à 85% du total de l'écart de densité relative pour les structures imprimées étudiées comme le montre la Figure 67. En effet, une différence de l'ordre de 0,1 mm a été mesurée sur les images SEM des structures imprimées lors de notre deuxième impression. Cette valeur correspond à la résolution du laser et à la précision de notre machine EOS M290. Cette valeur correspond aussi à deux fois le diamètre caractéristique  $Dv_{90}$  de la poudre utilisée mesuré dans la section 4.3 qui présente la distribution de la taille des particules de poudre qui est de l'ordre de 0,055 mm. Cette différence reste dans la marge de la précision de notre machine.

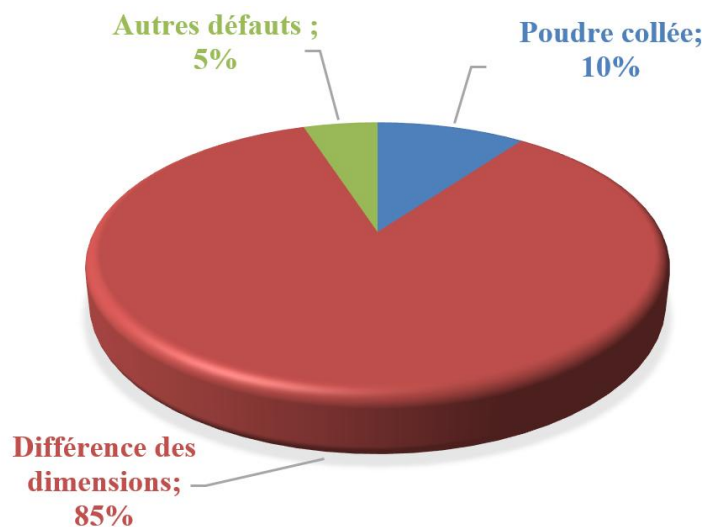


Figure 67: Impact des facteurs d'écart de densité relative.

Comme les résultats du prochain chapitre le montreront, les variations des dimensions peuvent affecter les propriétés mécaniques des structures imprimées, car il s'agit de la matière fusionnée dans la structure. Les autres défauts de fabrication comme la pénétration du laser dans le lit de poudre qui engendre l'effet escalier lors de l'empilement des couches peuvent représenter le reste de l'écart avec un pourcentage autour de 5%.

#### **4.5.4 Réduction des déviations par compensation**

Pour enlever la poudre collée, on a travaillé avec le sablage qui a montré son efficacité à enlever cette poudre résiduelle d'après les vues microscopiques réalisées avant et après sablage. La réduction des épaisseurs caractéristiques dans le modèle CAO d'une valeur de 0,1 mm dans notre impression de compensation a permis de réduire plus ou moins 70% de l'écart de densité relative. La compensation par ajustement de dimensions est une bonne façon d'obtenir les densités relatives souhaitées. On constate que la seule méthode pour contrôler la densité relative des structures imprimées par LPBF est d'apprendre à compenser en utilisant des outils de prédiction d'écart comme le ratio  $S/V$ . En combinant le sablage à la réduction des épaisseurs caractéristiques, on peut réussir à réduire jusqu'à 90% du total de l'écart de densité relative et obtenir des structures imprimées qui correspondent aux visées.

#### **4.5.5 Discussion des résultats géométriques**

La densité relative des structures imprimées par LPBF a toujours été plus grande que la densité relative théorique comme le montre la Figure 65. Cependant, dans la littérature, on explique les écarts par la poudre collée ou à des défauts de fabrication non quantifiables [7, 8, 20]. Les travaux de Al-Ketan et al. [28] ont montré qu'il y a un lien entre l'écart de densité relative et la surface des structures : plus la surface est grande et plus l'écart de densité relative est grand. Nos résultats ont plutôt montré une corrélation linéaire entre l'écart de densité et le paramètre  $S/V$ . Comme la Figure 65 le montre pour les structures TPMS, l'écart de densité relative augmente de façon linéaire avec le paramètre  $S/V$ . Les présents travaux ne permettent pas de généraliser cette corrélation sur d'autres types de structures ou à d'autres

conditions de fabrication, mais elle permet de prédire les écarts pour des impressions de structures de même type que celles testées avec la même machine EOS M290. L'erreur systématique des épaisseurs qui a engendré la majorité de l'écart pour nos structures imprimées pourrait devenir négligeable dans le cas où on imprime des structures avec des tailles d'éléments de grandes épaisseurs caractéristiques. En effet, l'utilisation de taille de cellules fines a engendré des épaisseurs très petites de l'ordre de 0,2 mm jusqu'à 0,35 mm qui sont comparables à la résolution de l'imprimante EOS M290 qui est égale à 0,1 mm, ce qui a pu causer des écarts de densité relative de l'ordre de 40 % pour quelques configurations. La compensation par réduction des épaisseurs lors de la fabrication semble être une meilleure solution que la modification du paramètre offset pour obtenir une meilleure correspondance entre la densité relative du modèle CAO et celle de la structure imprimée.



## **CHAPITRE 5**

### **RESULTAS MECANIKES ET DISCUSSION**

Dans ce chapitre, on présente les résultats de la caractérisation mécanique de la structure TPMS du type Gyroid pour le développement d'un matériau homogénéisé et la prédiction des propriétés mécaniques en fonction de la densité relative grâce au modèle de Gibson-Ashby en tenant compte des écarts de densité caractérisés dans le chapitre précédent. En s'appuyant sur une méthode d'homogénéisation numérique couplée des essais expérimentaux, on détermine les propriétés mécaniques effectives et on identifie les paramètres optimaux pour tenir compte des écarts de densités. Les résultats de cette étude cherchent à assurer une transition entre l'échelle microscopique de la géométrie des structures et l'échelle macroscopique pour les propriétés globales du matériau.

#### **5.1 VALIDATION DES PROPRIETES DU MATERIAU**

Avant de commencer à étudier les propriétés mécaniques effectives des structures en treillis, on caractérise le comportement du matériau de base l'acier maraging MS1 avec les paramètres d'impression utilisés dans notre étude. Deux éprouvettes pleines ont été testées en traction pour déterminer le module d'Young ( $E$ ), la résistance à la traction ( $R_u$ ) et la limite d'élasticité à 0.2% ( $Re_{0.2}$ ) du matériau. Les courbes contrainte-déformation sont présentées dans la Figure 68 et montrent le comportement élastique linéaire suivi directement d'une plastification avant la rupture. Les valeurs caractéristiques mesurées pour les deux essais et les valeurs issues de la fiche technique du matériau sont résumées dans le Tableau 17.

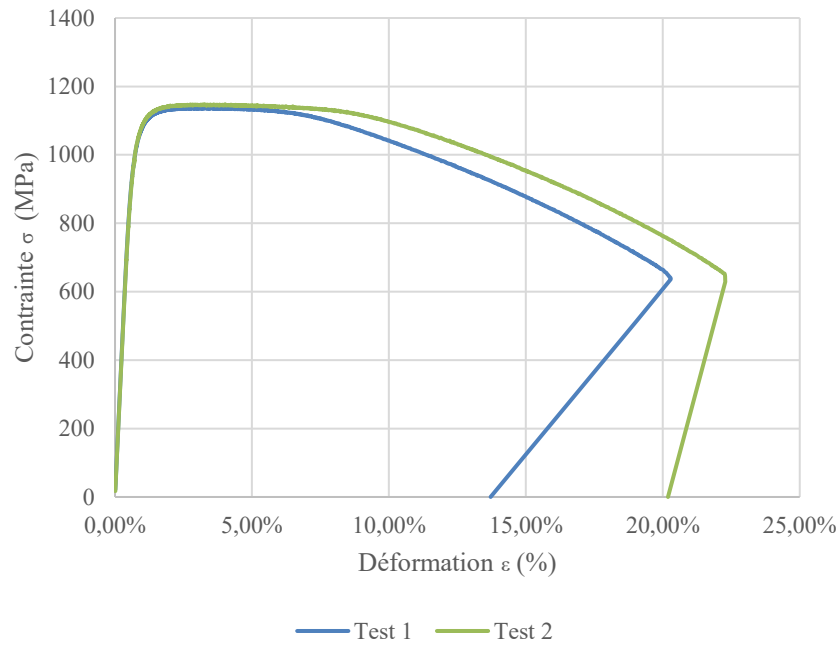


Figure 68: Courbe de traction du matériau plein

Tableau 17: Propriétés expérimentales en traction et de la fiche technique

Configuration	E (Gpa)	Ru (MPa)	Re <sub>0,2</sub> (MPa)
Test 1	156,014	1147,870	1061,060
Test 2	158,215	1137,678	1065,024
Fiche technique	150 ± 25	1200 ± 100	1100 ± 100

Cette étape de validation confirme que les conditions d'impression utilisées produisent un matériau aux propriétés mécaniques souhaitées et reproductibles et justifie l'utilisation des données mesurées comme des données d'entrée pour les simulations numériques ultérieures visant à homogénéiser le comportement des structures en treillis et à calculer les constantes de la matrice de rigidité du matériau homogénéisé pour les différentes densités relatives.

## 5.2 RESULTATS DES TESTS DE TRACTION

### 5.2.1 Analyse des courbes de contrainte-déformation

Les essais de traction sur les éprouvettes avec des structures Gyroid 3 mm de différentes densités relatives 20%, 25% et 30% ( RD 20 , RD 25 et RD 30 ) ont permis d'avoir les courbes contrainte-déformation présentées dans la Figure 69. Trois échantillons sablés et un échantillon non sablé ont été testés pour chaque densité relative afin de vérifier que la poudre collée n'a pas d'influence sur les propriétés mécaniques des structures imprimées.

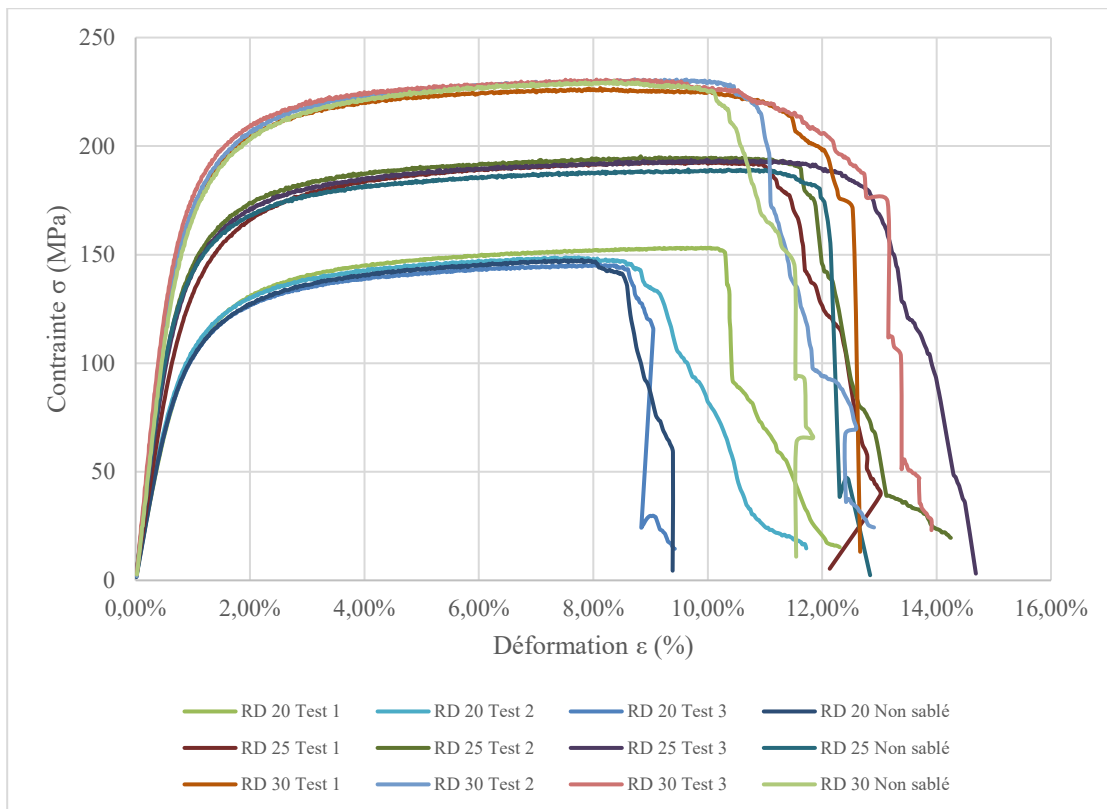


Figure 69: Courbes contrainte-déformation des essais de traction des structures Gyroid.

La comparaison entre les échantillons sablés et non sablés montre que le sablage n'a pas d'impact majeur sur le comportement mécanique en traction des structures bien que des différences locales peuvent exister grâce à la suppression des irrégularités des surfaces.

### 5.2.2 Propriétés mécaniques effectives expérimentales

Le Tableau 18 présente les propriétés mécaniques mesurées pour chaque configuration: le module d'élasticité effectif expérimental  $E^{\text{eff}}$ , la résistance à la traction effective expérimentale  $R_u^{\text{eff}}$  et la limite d'élasticité effective expérimentale  $R_e^{\text{eff}}$ . Le Tableau 19 montre les valeurs moyennes de ces propriétés mesurées, incluant les tests sur les éprouvettes non sablées.

Tableau 18: Mesures de propriétés mécaniques effectives en traction de la structure Gyroid 3mm

Configuration	Test	$E^{\text{eff}}$ (GPa)	$R_u^{\text{eff}}$ (MPa)	$R_e^{\text{eff}}$ (MPa)
RD 20	Test 1	13,465	153,21447	104,947
	Test 2	14,778	148,77432	99,914
	Test 3	14,073	145,52827	99,620
	Non sablé	14,401	147,69784	96,280
RD 25	Test 1	16,996	192,71352	134,830
	Test 2	20,666	195,32566	141,092
	Test 3	19,811	193,69308	139,514
	Non sablé	21,016	189,26469	135,348
RD 30	Test 1	24,571	226,77344	161,580
	Test 2	24,643	230,76213	164,376
	Test 3	26,903	230,64438	164,604
	Non sablé	23,167	230,10573	151,665

Tableau 19: Propriétés expérimentales moyennes en traction

Configuration	$E^{\text{eff}}$ moy (GPa)	$R_u^{\text{eff}}$ moy (MPa)	$R_e^{\text{eff}}$ moy (MPa)
RD 20	14,179	148,804	100,190
RD 25	19,622	192,749	137,696
RD 30	24,821	229,571	160,556

Ces résultats expérimentaux seront utilisés pour valider et ajuster le modèle d'homogénéisation numérique et pour trouver la relation entre la densité relative et les propriétés mécaniques en tenant compte des écarts et en se basant sur les mesures expérimentales.

### 5.3 RESULTATS DE L'HOMOGENEISATION NUMERIQUE

La caractérisation des propriétés mécaniques effectives pour la structure Gyroid par l'approche d'homogénéisation numérique permet de déterminer les propriétés équivalentes à partir de la simulation de l'élément représentatif. En commençant par une étude de convergence du maillage jusqu'à la détermination des constantes du modèle Gibson-Ashby, on va développer des relations entre les propriétés effectives et la densité relative.

#### 5.3.1 Étude de convergence du maillage

Les résultats de l'étude de convergence du maillage afin de déterminer la taille optimale d'élément assurant un compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul sont présentés respectivement pour les densités relatives 20% et 30% dans la Figure 70 et la Figure 71. Pour RD 20, le module d'Young homogénéisé  $E^H$  commence à se stabiliser à partir de la taille d'élément de maillage 0.2mm avec une variation négligeable en dessous de 0,1mm.

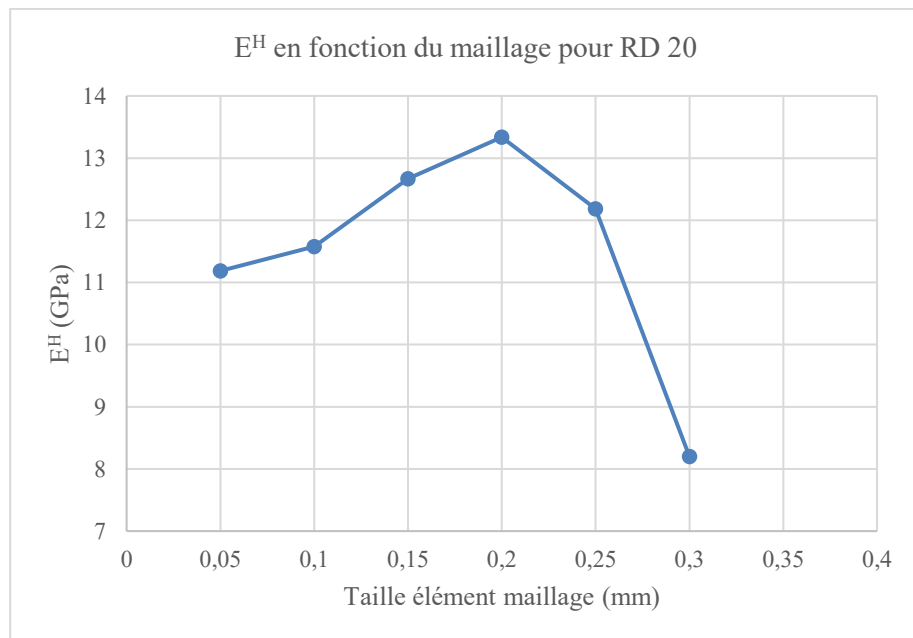


Figure 70: Sensibilité de  $E^H$  à la taille du maillage pour la densité RD 20

Pour RD 30,  $E^H$  se stabilise à partir de la taille d'élément de 0,3 mm et converge vers une valeur proche de 20 GPa.

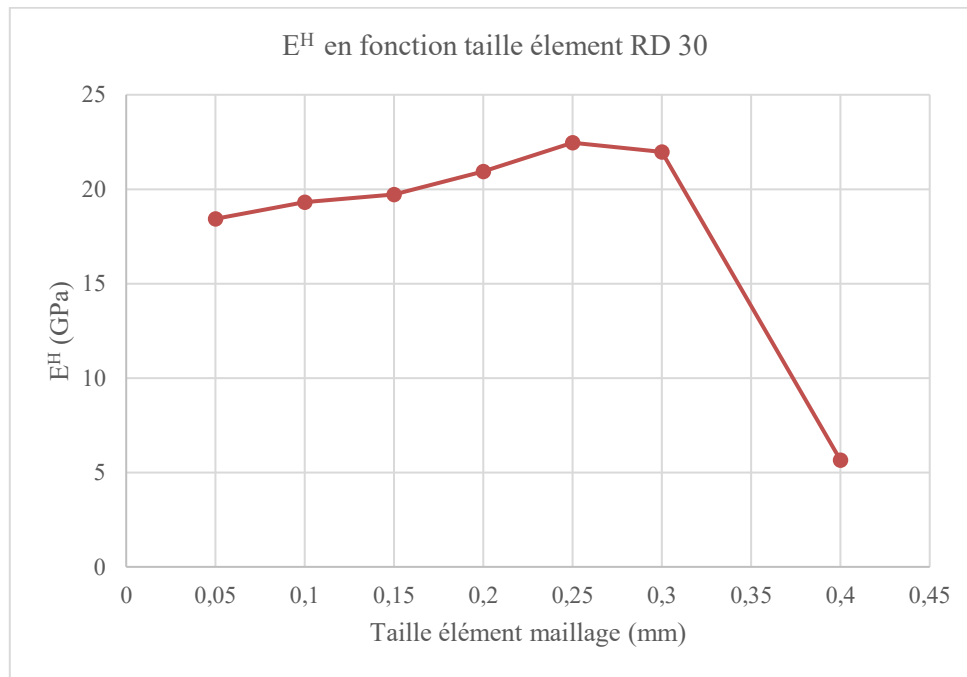


Figure 71: Sensibilité de  $E^H$  à la taille du maillage pour la densité RD 30

Cette étude de convergence du maillage améliore la confiance dans les résultats obtenus pour nos analyses d'homogénéisation pour les différentes densités relatives en évitant les erreurs de calcul qui peuvent être causés par un mauvais choix de taille des éléments du maillage. La taille 0,1 mm a été retenue pour le calcul par homogénéisation numérique des propriétés mécaniques pour les différentes densités relatives de la structure Gyroid, car elle garantit une précision satisfaisante avec un écart minime comparé à un maillage plus fin de 0,05 mm en réduisant significativement le temps de calcul. Le paramètre tolérance a été fixé à 0,01 mm ce qui représente 10 % de la taille d'élément de maillage comme recommandé par nTop [70].

### 5.3.2 Résultats des propriétés homogénéisées

L'homogénéisation numérique des structures Gyroides avec nTop, en prenant la moyenne des deux mesures de module d'Young du matériau obtenu lors des essais de traction des éprouvettes solides  $E = 157$  GPa a permis de déterminer les constantes de rigidités équivalentes pour chaque densité relative. Les composants de la matrice de rigidité  $C_{11}$ ,  $C_{12}$  et  $C_{44}$  sont présentés dans le Tableau 20.

Tableau 20: Constantes de la matrice de rigidité calculées sur nTop

<b>Configuration \ Constantes de rigidité</b>	<b><math>C_{11}</math> (GPa)</b>	<b><math>C_{12}</math> (GPa)</b>	<b><math>C_{44}</math> (GPa)</b>
RD 20	16,5978	7,624	5,1387
RD 25	21,2407	9,5839	6,7378
RD 30	26,3618	11,6152	8,5883

À partir des constantes de la matrice de rigidité, on a calculé les propriétés mécaniques homogénéisées incluant le module d'Young ( $E^H$ ), le module de cisaillement ( $G^H$ ), le coefficient de Poisson ( $\nu^H$ ) et le facteur d'isotropie ( $Z$ ) illustrées dans le Tableau 21. L'étude de l'isotropie présentée dans l'ANNEXE 2 est faite avec les constantes  $C_{11}$ ,  $C_{12}$  et  $C_{44}$  obtenues avec nTop.

Tableau 21: Propriétés mécaniques issues de l'homogénéisation numérique pour les structures de type Gyroid RD20, 25 et 30

<b>Configuration</b>	<b>Épaisseur caractéristique CAO (mm)</b>	<b>Module d'Young homogénéisé <math>E^H</math> (GPa)</b>	<b>Module de cisaillement homogénéisé <math>G^H</math> (GPa)</b>	<b>Coefficient de poisson homogénéisé <math>\nu^H</math></b>	<b>Facteur d'isotropie <math>Z</math></b>
RD 20	0,2	11,7984	5,1387	0,3148	1,145
RD 25	0,25	15,2811	6,7378	0,3109	1,156
RD 30	0,3	19,2568	8,5883	0,3059	1,165

Pour valider le modèle d'homogénéisation numérique, le Tableau 22 compare les modules d'Young effectif expérimental  $E^{\text{eff}}_{\text{exp}}$  et le module d'Young homogénéisé  $E^H$ .

Tableau 22: Différence entre le module d'Young d'homogénéisation numérique et le module d'Young expérimental pour les structures de type Gyroid RD20, 25 et 30

Configuration	$E^H$ (GPa)	$E^{\text{eff}}$ (GPa) expérimental	Différence entre $E^{\text{eff}}$ et $E^H$ (GPa)	$E^H / E^{\text{eff}}$	Écart en pourcentage
RD 20	11,798	14,179	2,380	0,832	16,79%
RD 25	15,281	19,622	4,341	0,779	22,12%
RD 30	19,257	24,821	5,564	0,776	22,42%

Pour les trois structures étudiées, un coefficient de l'ordre de 0,8 existe entre le module d'Young homogénéisé numériquement  $E^H$  et expérimental  $E^{\text{eff}}$ . Ces différences peuvent s'expliquer par plusieurs facteurs. Premièrement, l'étude de convergence du maillage illustrée dans la Figure 70 et la Figure 71, montre que le module d'Young numérique n'a pas atteint une convergence parfaite, ce qui pourrait laisser des écarts résiduels lors des calculs. Deuxièmement, l'homogénéisation numérique repose sur des conditions aux limites périodiques appliquées à un élément de treillis unitaire, tandis que l'éprouvette réelle contient deux cellules de chaque côté, ce qui correspond à un nombre limité d'unités pouvant entraîner des effets de bord non négligeables. La question de nombre de cellules pour étudier efficacement les propriétés mécaniques a été récemment abordée par Qiu et al. [8] lors de la conception de ces éprouvettes de compression en modélisant des cubes avec 4 cellules unitaires de chaque côté. Pour vérifier cette hypothèse, une première simulation détaillée (voir Figure 72) d'une éprouvette de traction intégrant la structure Gyroid 3 mm RD 30 est menée sur nTop pour comparer la déformation simulée avec la déformation enregistrée par l'extensomètre pour le point de contrainte égale 100 MPa qui correspond à la force de 3670 N.

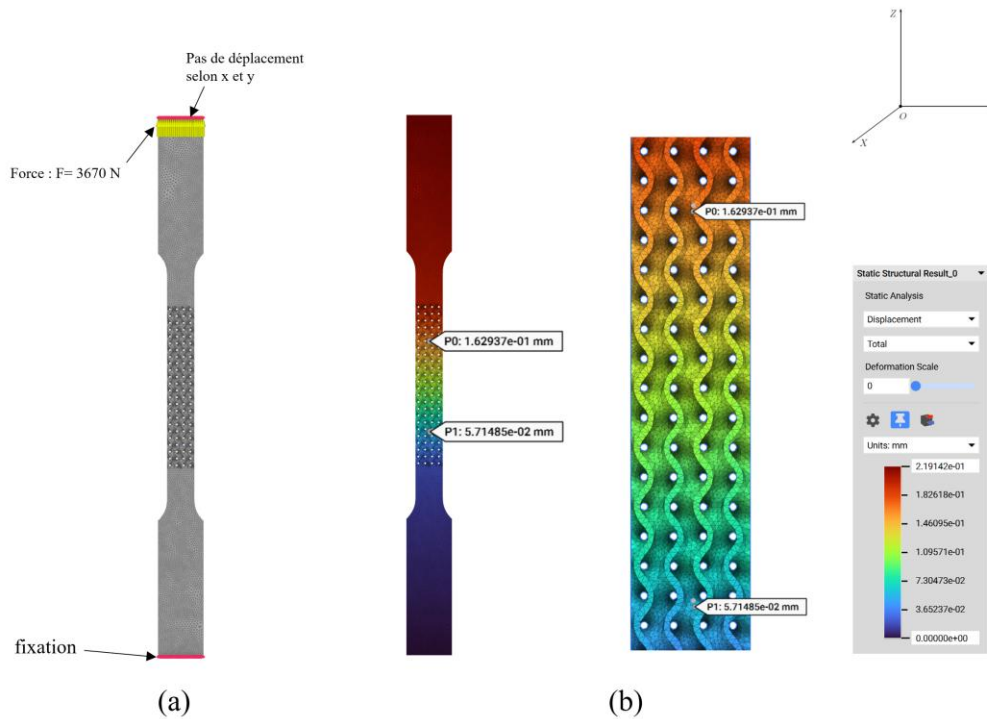


Figure 72: Simulation détaillée de l'éprouvette de traction Gyroid 3mm RD 30 pour la force 3670N (100 MPa) : (a) Maillage et conditions aux limites, (b) Résultats de déplacement

La déformation enregistrée par l'extensomètre est 0,00403 et la déformation calculée à partir de cette simulation est égale à 0,00423, ce qui représente le rapport entre la différence des deux déplacements pour les deux points centrés et distants de 25 mm (longueur initiale de l'extensomètre). Le module d'Young correspondant à cette simulation est égal à 24,899 GPa et donc très proche du module d'Young expérimental qui est égal à 24,821 GPa. Ce résultat appuie l'hypothèse selon laquelle les conditions de périodicité ne sont pas remplies par l'éprouvette. Deux autres simulations ont été faites en modélisant deux éprouvettes avec deux sections carrées respectivement de 9 mm et 12 mm. La même structure Gyroid 3 mm RD 30 est intégrée dans les deux nouvelles éprouvettes pour simuler l'essai de tension avec une force donnant une contrainte équivalente de 100 MPa et donc 8100 N et 14400 N respectivement pour l'éprouvette avec la section de 9 mm et 12 mm présentés dans la Figure 73.

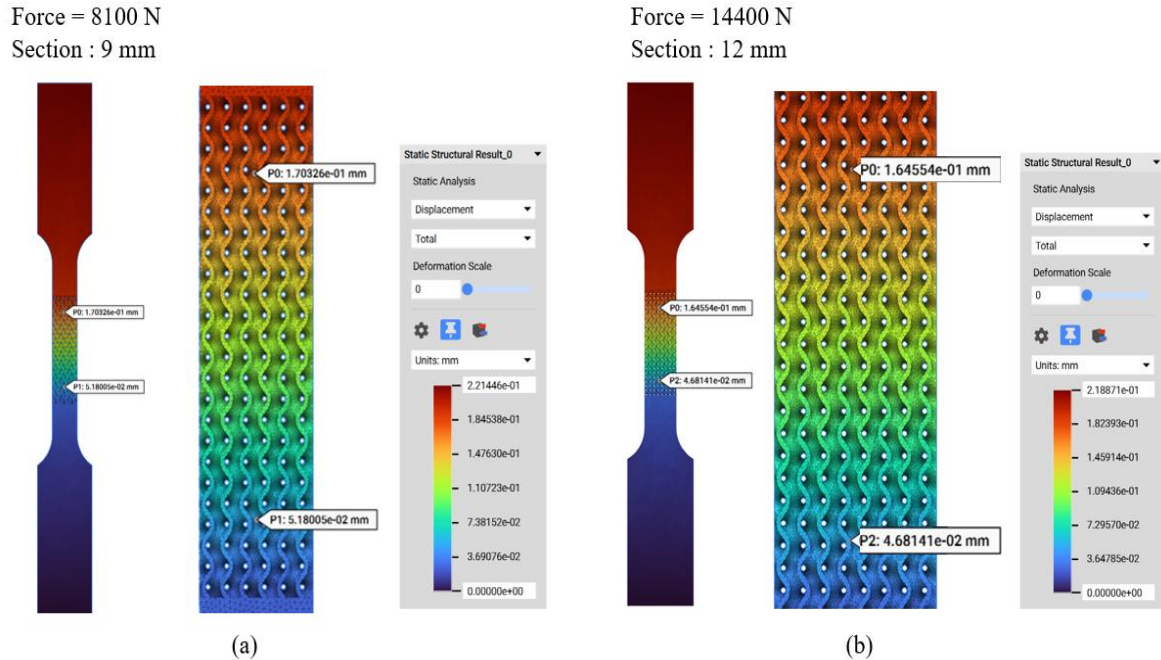


Figure 73: Résultats des simulations pour deux éprouvettes de traction avec structure Gyroid 3mm Rd 30 : (a) section 9 mm et force 8100 N ; (b) section 12 mm et force 14400 N.

Ces deux simulations ont permis de calculer les déformations correspondantes à une contrainte appliquée de 100 MPa et donc calculer les modules d'Young pour chaque cas. Une autre simulation pour une section de 15 mm a été aussi réalisée et les résultats de ces calculs sont présentés dans le Tableau 23. Le temps de calcul pour la simulation l'éprouvette avec une section de 15 mm était beaucoup plus important que pour les éprouvettes avec des sections moins grandes.

Tableau 23: Résultats du calcul du module d'Young par simulation des éprouvettes à section 9 mm et 12 mm.

Section (mm)	Force (N)	Contrainte (MPa)	Déplacement (mm)	Déformation (%)	E <sub>simulation</sub> (Gpa)
6	3670	101,9	0,112	0,423	24,899
9	8100	100	0,119	0,474	21,093
12	14400	100	0,118	0,471	21,231
15	22500	100	0,117	0,460	21,368

En augmentant la section des éprouvettes et le nombre de cellules de deux par côté à trois puis quatre puis cinq, le module d'Young calculé par simulation numérique de la structure Gyroid, 3 mm RD 30 passe de 24,271 GPa à 21,025 GPa pour la section 9 mm, 21,231 GPa pour la section de 12 mm et 21,368 pour la section 15 mm. Le module ainsi calculé se stabilise autour de 21 GPa et donc se rapproche du module d'Young calculé par homogénéisation dans nTop et qui est égal à 19,257 GPa. Ces résultats montrent que nos éprouvettes de traction, inspirées de l'étude de Ravichander et al.[7] et respectant la norme ASTM E8, présentent un nombre trop petit de cellules pour que nos résultats expérimentaux de traction concordent avec ceux obtenus lors des simulations d'homogénéisation avec le logiciel nTop. Plus le nombre de cellules est grand, plus les simulations numériques par la méthode des éléments deviennent coûteuses en temps et ressources de calcul, ce qui confirme l'intérêt de l'approche d'homogénéisation numérique qui est adaptée pour les pièces ayant une géométrie complexe et intégrant un grand nombre de cellules.

L'autre facteur qui peut aussi expliquer les écarts entre résultats expérimentaux et les résultats d'homogénéisation périodique sont les différences des épaisseurs caractéristiques entre le modèle CAO et la structure imprimée. En modifiant l'épaisseur caractéristique des modèles CAO des structures en treillis, il a été possible d'obtenir des structures dont le module d'Young homogénéisé avait la même valeur que le module d'Young expérimental. Il faut toutefois se rappeler que le module de Young expérimental obtenu avec une section de  $6 \times 6 \text{ mm}^2$  ne respecte pas la condition de périodicité. L'ajustement des épaisseurs caractéristiques a permis de trouver la densité relative des structures modélisées qui donne un module d'Young homogénéisé égal au module d'Young expérimental et les résultats sont présentés dans le Tableau 24. Après ajustement, les structures RD20, RD25 et RD30 sont devenues des structures dont les densités relatives sont égales respectivement à 24,12%, 30,88% et 36,85%. Comme la condition de périodicité n'est pas respectée par les éprouvettes de traction testées, les valeurs ajustées ne peuvent être présentées qu'à titre indicatif. Cependant, cette démarche peut permettre de quantifier l'écart de densité relative causant ces différences. Il sera alors possible de tenir compte des nouvelles RD lors du développement des modèles Gibson-Ashby pour chaque propriété.

Tableau 24: Densités relatives donnant un module d'Young homogénéisé égal au module d'Young mesuré.

Densité relative CAO	Ajustement par changement de l'épaisseur caractéristique	Densité relative engendrée	Constantes de rigidité	Valeurs (GPa)	$E^H$ (Gpa)	$E^{eff}$ expérimental (GPa)
RD 20	0,2359	24,12%	C11	19,754	14,171	14,179
			C12	8,953		
			C44	6,217		
RD 25	0,3040	30,88%	C11	26,810	19,615	19,622
			C12	11,783		
			C44	8,748		
RD 30	0,3645	36,85%	C11	33,318	24,813	24,821
			C12	14,218		
			C44	11,169		

Dans les trois cas, comme le montre les tableaux 22 et 16, le module d'Young calculé par homogénéisation numérique périodique avant ajustement sous-estime toujours le module d'Young expérimental  $E^{eff}$ . Par exemple, pour une structure Gyroid 3 mm de densité théorique RD20 et une densité expérimentale après sablage de 33,55%, le module d'Young calculé par homogénéisation était 11,8 GPa et le module d'Young expérimental de 14,18 GPa qui correspond à une cellule homogénéisée avec une densité relative de 24,12 % (voir Tableau 24). Cette analyse permet de proposer l'hypothèse selon laquelle la structure Gyroid 3mm RD 20 imprimée a une rigidité correspondante à une structure CAO de RD 24% sans tenir compte du fait que les éprouvettes ne respectaient pas la condition de périodicité. On peut expliquer cet écart par le fait que l'homogénéisation numérique repose sur une géométrie CAO idéale sans tenir compte des écarts de densité relative après l'impression. Cette analyse souligne l'importance de considérer les écarts de densité induits par le procédé de fabrication LPBF pour des prédictions fiables de la rigidité. Ces résultats mettent en évidence les limites de précisions de l'homogénéisation numérique périodique pour prédire la rigidité des structures imprimées testées en tension et la nécessité de l'adapter aux spécificités de la fabrication additive LPBF. Des approches complémentaires comme la simulation détaillée de l'éprouvette de traction ou l'intégration des écarts de densités relative dans le modèle

numérique peuvent améliorer la prédiction de la rigidité des structures imprimées intégrées dans des éprouvettes de traction avec un faible nombre d'éléments et qui ne respectent pas la condition de périodicité sur laquelle est basée l'homogénéisation numérique.

### 5.3.3 Estimation de $R_u$ et $R_e$ avec la section effective

Dans cette section, on analyse l'évolution de la section effective de la structure Gyroid avec une taille d'élément de 3 mm pour une section de 6 mm par 6mm égale à la section de l'éprouvette de traction utilisée le long de l'axe  $z$  afin de prédire les résistances ultime ( $R_u$ ) et élastique ( $R_e$ ). Cette méthode repose sur le calcul de la section minimale pour déterminer les résistances de la structure en fonction de la résistance du matériau plein.

#### 5.3.3.1 Variation de la section selon l'axe $z$

La section transversale de la structure Gyroid évolue en fonction de la position sur l'axe  $z$  comme le montre la Figure 74. On a détecté une périodicité de la section qui oscille entre un maximum et un minimum dépendamment de la densité relative comme le montre le graphique de la densité relative 30 % dans la Figure 75.

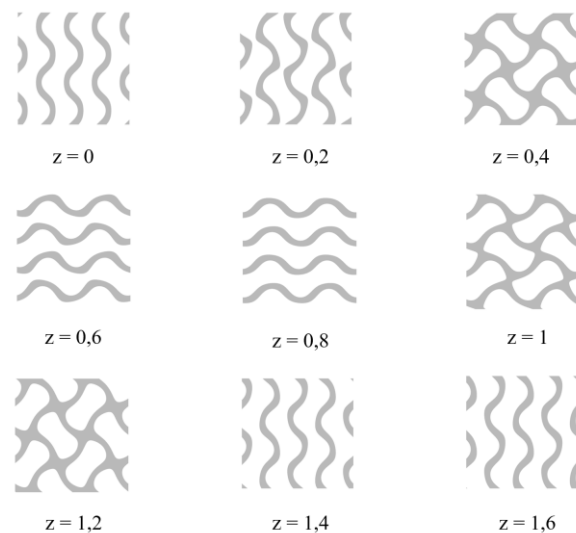


Figure 74: Évolution de la section pour la structure Gyroid selon l'axe  $z$

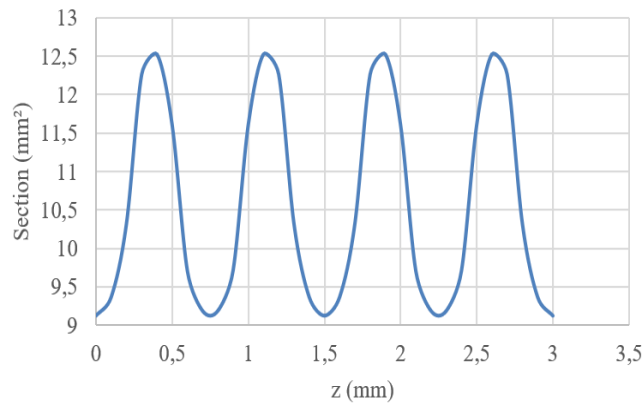


Figure 75: Évolution de la section en fonction de la hauteur z pour la Gyroid 3 mm RD 30.

On a analysé la variation de la section minimale pour les trois densités relatives de la structure Gyroid 3mm et son pourcentage par rapport à la section pleine est présenté dans le Tableau 25. La multiplication des résistances expérimentales du matériau plein par le rapport entre la section minimale et la section totale permet de calculer  $Ru^{section}$  et  $Re^{section}$  et établir une corrélation entre la géométrie et les propriétés mécaniques du Tableau 26 avec :

$$Ru^{section} = Ru^{traction}_{matériau\ plein} * \frac{Section\ min}{Section\ totale} \quad (15)$$

$$Re^{section} = Re^{traction}_{matériau\ plein} * \frac{Section\ min}{Section\ totale} \quad (16)$$

Tableau 25: Calcul du pourcentage de la section minimale par rapport à la section pleine.

Configuration	Section min (mm²)	Pourcentage de la section min
RD 20	6,280	17,44%
RD 25	7,863	21,84%
RD 30	9,127	25,35%

Tableau 26: Prédiction des résistances Ru et Re avec la méthode de la section effective pour la structure Gyroid 3mm.

Config	Section min (mm²)	$Ru^{traction}$ (MPa)	$Ru^{section}$ (MPa)	$Ru^{traction} / Ru^{section}$	$Re^{traction}$ (MPa)	$Re^{section}$ (MPa)	$Re^{traction} / Re^{section}$
RD 20	6,280	148,804	199,346	0,746	100,190	185,438	0,540
RD 25	7,863	192,749	249,585	0,772	137,696	232,171	0,593
RD 30	9,127	229,571	289,738	0,792	160,556	269,523	0,596

On pourrait s'attendre que les valeurs de  $Ru^{traction}$  et  $Re^{traction}$  ne soient pas supérieures à  $Ru^{section}$  et  $Re^{section}$  respectivement. L'analyse des prédictions obtenues par cette méthode révèle une surestimation des résistances mécaniques par rapport aux valeurs expérimentales et conduit à l'établissement de coefficients correctifs reliant les résistances estimées aux résistances réelles. En effet, la résistance ultime expérimentale  $Ru$  représente environ 80% de la résistance estimée et la résistance élastique  $Re$  ne représente que 60% des valeurs estimées par la méthode de la section minimale. Ces écarts peuvent être liés à la géométrie complexe des structures en treillis et aux défauts causés par le procédé de fabrication rendant le champ triaxial des contraintes. Un champ de contraintes triaxiales peut diminuer la ductilité et augmenter la fragilité. Comme le montre la Figure 76 pour la résistance ultime calculée par la section minimale «  $Ru$  section » et les valeurs expérimentales «  $Ru$  expérimentale » et la Figure 77 pour la résistance élastique prédite par la section effective «  $Re$  section » et les valeurs expérimentales «  $Re$  expérimentale », la régression logarithmique avec  $R^2 > 0,99$  révèlent une relation linéaire en échelle logarithmique entre résistance et RD avec des pentes comparables. Pour les structures gyroïd étudiées, les courbes permettraient d'estimer la résistance réelle en multipliant les résistances calculées avec la section minimale par 0,8 pour la résistance ultime  $Ru$  et par 0,6 pour la résistance élastique  $Re$ .

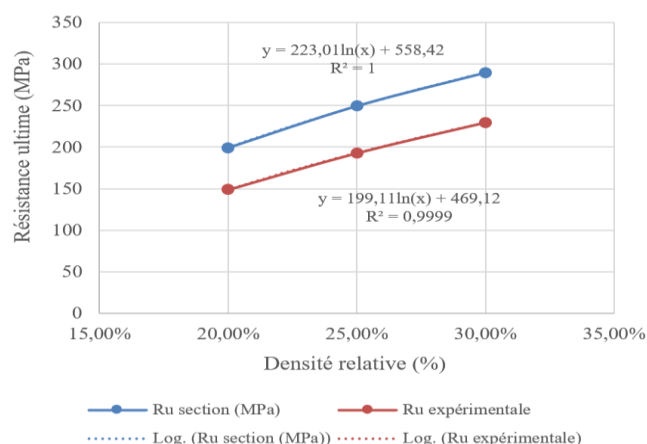


Figure 76: Résistance ultime  $Ru$  prédite par section et  $Ru$  expérimentale.

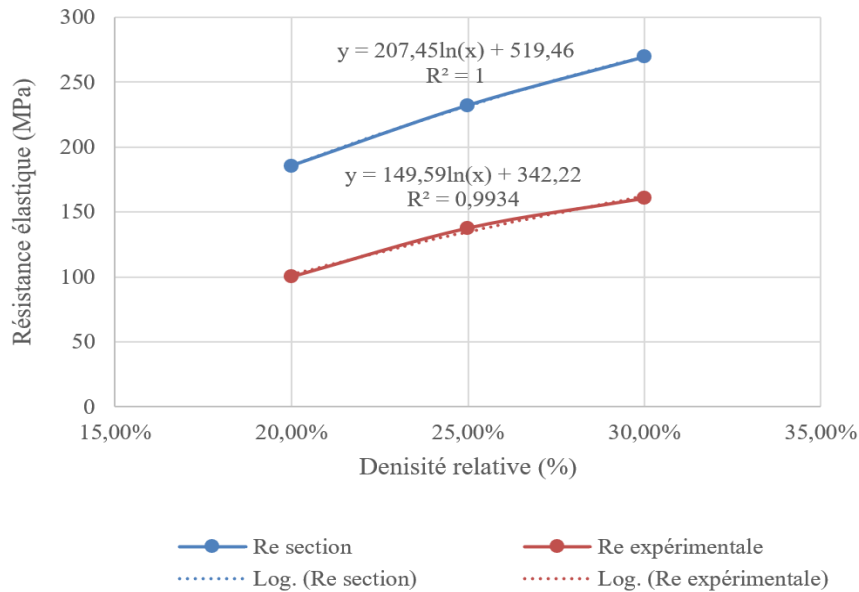


Figure 77: Résistance élastique  $Re$  prédite par section et  $Re$  expérimentale.

L'homogénéisation numérique avec nTop permet d'estimer la rigidité des structures en calculant le module d'Young pour toutes les densités relatives. Par ailleurs, le calcul de la section minimale des structures, combinée aux valeurs limites du matériau MS1, permet de prédire les résistances en utilisant un coefficient de correction. Ces résultats mettent l'accent sur l'importance de tenir compte des écarts entre les modèles numériques théoriques et les structures imprimées pour la détermination des propriétés du matériau homogénéisé. Les écarts de densité relative détectés dans notre caractérisation géométrique aussi sont à considérer lors de la calibration du modèle Gibson-Ashby. Cet écart augmente la rigidité des structures imprimées par rapport à la rigidité estimée par homogénéisation numérique. Toutefois, en termes de résistance, on trouve que les structures imprimées sont moins résistantes par rapport aux estimations faites en utilisant la section minimale, ce qui est peut-être causé par l'effet de la triaxialité des contraintes qui diminue la ductilité et réduit la résistance.

## 5.4 MODELE DE GIBSON-ASHBY

On présente dans cette section la calibration du modèle de Gibson-Ashby pour les données expérimentales mesurées avec les échantillons imprimés en fonction de la densité relative réelle et théorique et pour les résultats numériques issus de l'homogénéisation pour faire une analyse comparative des lois de puissance. L'objectif est de choisir le modèle prédictif le plus robuste et réaliste en tenant compte des écarts entre fabrication et conception.

### 5.4.1 Données utilisées

Les données expérimentales utilisées pour cette calibration sont présentées dans le Tableau 27 et permettent de calculer les constantes C et n pour le modèle de Gibson-Ashby utilisant les propriétés mesurées expérimentalement avec les densités relatives des structures imprimées et les densités relatives des structures conçues avec le logiciel ntop. Les densités 32% et 42% représentent les densités générées par nTop correspondantes aux épaisseurs mesurées par SEM pour tenir compte seulement de l'écart causé par les différences de dimensions. Les deux densités relatives 20 % et 30 % seront utilisées pour trouver les deux inconnus C et n des modèles, car ils représentent le maximum et le minimum des densités testées en traction. La densité 25 % sera utilisée ensuite pour vérifier les modèles développés.

Tableau 27: Les propriétés expérimentales utilisées.

Propriété expérimentale	RD20 (32%)	RD30 (42%)	Matériau plein
E (GPa)	14,18	24,82	157
Ru (MPa)	148	230	1140
Re (MPa)	100, 19	160,56	1063

#### 5.4.2 Modèles de propriétés expérimentales avec densité imprimée

En utilisant les propriétés mécaniques expérimentales pour RD20 et RD 30 avec les densités relatives imprimées, on a calculé les constantes C et n et on a développé le modèle de Gibson-Ashby pour  $E^*$ ,  $Ru^*$  et  $Re^*$  comme présenté dans le Tableau 28.

Tableau 28: Modèles Gibson-Ashby pour les données expérimentales.

Propriété expérimentale	Modèle (densité imprimée)	Constantes
$E^*$	$E^* = 157 * 1.06 * (RD)^{2,17}$	$C = 1,06$ et $n = 2,17$
$Ru^*$	$Ru^* = 1140 * 0.99 * (RD)^{1,8}$	$C = 0,99$ et $n = 1,80$
$Re^*$	$Re^* = 1063 * 0.63 * (RD)^{1,65}$	$C = 0,63$ et $n = 1,65$

#### 5.4.3 Modèle du module d'Young homogénéisé avec RD conçue

Les résultats numériques des calculs par homogénéisation du module d'Young présentés dans le Tableau 29 ont permis de calculer les constantes C et n en utilisant la densité théorique des structures.

Tableau 29: Les données d'homogénéisation numérique obtenues avec les densités théoriques.

Configuration	Module d'Young homogénéisation $E^H$ (GPa)
RD 20	11,8
RD 25	15,28
RD 30	19,26

Les modèles pour le module d'Young homogénéisé en fonction de la densité relative conçue en utilisant RD 20 et RD 30 est sous la forme :

$$E^H = 157 * 0,854 * (RD)^{1,53}, \text{ avec } C = 0,854 \text{ et } n = 1,53.$$

La comparaison entre le modèle basé sur les données expérimentales et le modèle d'homogénéisation numérique est présentée dans le Tableau 30.

Tableau 30: Comparaison des constantes C et n pour le module d'Young

Paramètre	Modèle expérimental de E	Modèle homogénéisé E <sup>H</sup>	Écart (%)
Constante C	1,06	0,854	+24 %
Exposant n	2,17	1,53	+42 %

Selon les auteurs de [7, 20], l'écart de C reflète une sous-estimation numérique de l'efficacité du transfert des charges mécaniques dans la microstructure qui décrit la capacité de structure à redistribuer les contraintes et les déformations uniformément. Tandis que l'écart de n confirme que l'homogénéisation ne capture pas adéquatement les effets de flexion qui sont amplifiés par l'impression et qui peuvent jouer un rôle important dans le comportement réel du matériau.

#### 5.4.4 Ru et Re expérimentales en utilisant les densités conçues

À partir des résistances Ru et Re du Tableau 27, on a calculé aussi les constantes C et n dans le cas de l'utilisation de la densité relative conçue pour voir l'effet de ce choix sur le modèle de Gibson Ashby dans le Tableau 31.

Tableau 31: Effet de choix de densité relative sur Ru et Re

Propriété	Les constantes C et n (Densité théorique)	Les constantes C et n (Densité imprimée)	Écart
Ru	C = 0,79 et n = 1,11	C = 0,99 et n = 1,80	C : +25%, n : +62%
Re	C = 0,574 et n = 1,11	C = 0,63 et n = 1,65	C : +10%, n : +49%

La deuxième colonne de ce tableau présente les constantes C et n obtenues à partir des RD conçues (théoriques) et des valeurs de Ru et Re calculées à partir de la méthode de la

section minimale. La troisième colonne présente le pourcentage de variation des valeurs des constantes  $C$  et  $n$  si on choisit d'utiliser la densité théorique ou la densité imprimée

La constante  $C$ , plus élevée pour la densité des structures imprimées, agit directement sur les propriétés mécaniques et l'exposant  $n$  plus important pour les densités réelles reflète l'effet de la variation de la densité relative sur les propriétés mécaniques. Ainsi, les variables  $C$  et  $n$  agissent ensemble de concert, mais de manière distincte sur le comportement mécanique de la structure.

Pour le dimensionnement des structures à imprimer, deux approches sont proposées avec. Une première, basée sur des données expérimentales pour  $E$ ,  $R_e$  et  $R_u$  et les  $RD$  réelles intégrées dans la relation de Gibson-Ashby. Une seconde approche, plus conservatrice et ne reposant pas sur des données expérimentales, combine théorie, homogénéisation périodique et simulation numérique en appliquant des coefficients de sécurité pour compenser les écarts liés aux conditions de périodicité et au procédé de fabrication. Cette deuxième méthode se décline en trois sous-approches possibles :

- (a) Une prédiction basée sur la densité relative réelle en utilisant la relation  $S/V$  et l'écart de densité pour estimer la densité imprimée. Ensuite l'application du modèle de Gibson-Ashby avec la densité réelle calculée et ajustement des résultats avec les coefficients de correction.
- (b) Utilisation de la densité relative théorique en appliquant directement le modèle de Gibson-Ashby basé sur les densités théoriques et corrigée via les coefficients de correction.
- (c) Utilisation des résultats issus de la méthode de la section minimale et application des coefficients de correction

Dans les deux approches, pour réussir le dimensionnement, il vaut mieux une légère sous-estimation des propriétés mécaniques plutôt qu'une surestimation afin de garantir la fiabilité des structures en treillis dans des conditions réelles.

## 5.5 VALIDATION D'INTEGRATION DES TREILLIS DANS LA CONCEPTION GENERATIVE

### 5.5.1 Choix du matériau homogénéisé

#### 5.5.1.1 Approche 1

Les structures Gyroid intégrées dans notre éprouvette ont une taille d'éléments de 3 mm avec une densité relative CAO de 25%. Cette configuration a été testée en tension durant notre caractérisation mécanique. On a choisi de définir notre matériau équivalent sur Fusion 360 pour l'optimisation et la simulation en se basant sur nos mesures expérimentales du module d'Young, de la résistance élastique ainsi que la résistance ultime. Ce choix est fait en se basant sur le fait que la géométrie de l'éprouvette à optimiser par conception générative ne va pas satisfaire la condition de périodicité et qu'elle va être testée aussi en tension. Cependant, le coefficient de Poisson est fixé à 0.31 en raison de la difficulté de le mesurer expérimentalement pour les structures en treillis et en se basant sur les résultats des calculs par homogénéisation ainsi que sur l'étude de Ravichander et al. [7] qui ont montré qu'il est indépendant de la densité relative de la structure Gyroid. Les propriétés utilisées dans l'étude de conception générative ainsi que les simulations réalisées sur l'éprouvette sont résumées dans le Tableau 32.

Tableau 32: Propriétés du matériau homogénéisé équivalent pour la Gyroid 3 mm RD 25 imprimée, basées sur les essais de traction

Propriété	Valeur expérimentale
Module d'Young E (GPa)	19,622
Coefficient de Poisson	0.31
Résistance élastique Re (MPa)	137,696
Résistance ultime Ru (MPa)	192,749

### 5.5.1.2 Approche 2

La deuxième approche permet de retrouver ces propriétés à partir des données numériques et théoriques en utilisant des propriétés du matériau provenant de l'homogénéisation numérique pour le module de Young et la méthode de la section minimale pour les limites élastiques et ultimes, tout cela en utilisant l'équation de Gibson-Ashby définie à la section 5.4.

#### a) *ESTIMATION DE LA DENSITE RELATIVE REELLE*

Pour la résistance élastique  $R_e$  et la résistance ultime  $R_u$ , en utilisant les modèles développés dans la section 5.4.4, on peut travailler avec la densité conçue ou prédire la densité expérimentale en utilisant la relation développée à la section 4.5.2. En se basant sur Tableau 33 de l'ANNEXE 1, on trouve que, le ratio  $S/V$  est égal à 7,01 pour la structure Gyroid 3 mm RD25. En intégrant ce ratio dans la relation développée dans la section 4.5.2, on trouve que le pourcentage d'écart estimé est égal à :  $-3,214 + 8,106 \cdot 7,01 = 53,58 \%$  ce qui donne une densité relative imprimée prédite égale 38,4%. En intégrant cette densité dans le modèle du Tableau 28, on trouve que :

- $R_e^* = 1063 * 0,63 * (0,384)^{1,65} = 138,045 \text{ MPa}$ , Écart de 0,25%
- $R_u^* = 1140 * 0,99 * (0,384)^{1,8} = 201,528 \text{ MPa}$ , Écart de 4,55%

#### b) *UTILISATION DE LA DENSITE RELATIVE THEORIQUE*

Pour le module d'Young, en se basant sur le modèle de Gibson-Ashby de la section 5.4.3 et en remplaçant RD par 25%, on obtient  $E^{H*} = 157 * 0,854 * (0,25)^{1,53} = 16,077 \text{ GPa}$ . En divisant ce résultat par le coefficient 0.8 trouvé dans le Tableau 22 de la section 5.3.2, on trouve une estimation de  $E = 20.096 \text{ GPa}$ .

Pour les résistances  $R_e$  et  $R_u$ , en utilisant la densité conçue égale à 25% avec les modèles du Tableau 31, on obtient :

- $R_e^* = 1063 * 0,574 * (0,25)^{1,11} = 130,282 \text{ MPa}$ , Écart de -5,37 %
- $R_u^* = 1140 * 0,79 * (0,25)^{1,11} = 193,306 \text{ MPa}$ , Écart de -0,29 %

Les modèles théoriques avec la densité conçue fournissent des prédictions très proches des valeurs expérimentales pour  $R_u^*$  avec un écart de -0,29%, tandis que  $R_e^*$  est mieux prédite avec le modèle basé sur la densité imprimée.

#### c) *UTILISATION DE LA METHODE DE LA SECTION MINIMALE*

En utilisant les résultats calculés par la méthode de la section minimale dans le Tableau 26 et en appliquant les coefficients 0,6 pour  $R_e$  et 0,8 pour  $R_u$ , on obtient :

- $R_e^* = 0.6 * 232,171 = 139,303 \text{ MPa}$ , Écart de 1,17 %
- $R_u^* = 0.8 * 249,585 = 199,668 \text{ MPa}$ , Écart de 3,59 %

Cette méthode surestime légèrement les résistances, mais reste très proche des valeurs expérimentales.

### 5.5.2 Génération et choix des résultats de l'étude

L'application de la conception générative sur Fusion 360 en utilisant le matériau homogénéisé choisi de l'approche 1 et en variant les autres paramètres du modèle de conception générative tel que la force appliquée, le facteur de sécurité ainsi que les géométries obstacles, a permis d'avoir plusieurs configurations optimisées convergentes comme le montre la Figure 78. Ces résultats démontrent différentes dispositions structurales qui exploitent les capacités de la conception générative pour obtenir une conception plus légère et plus optimisée.

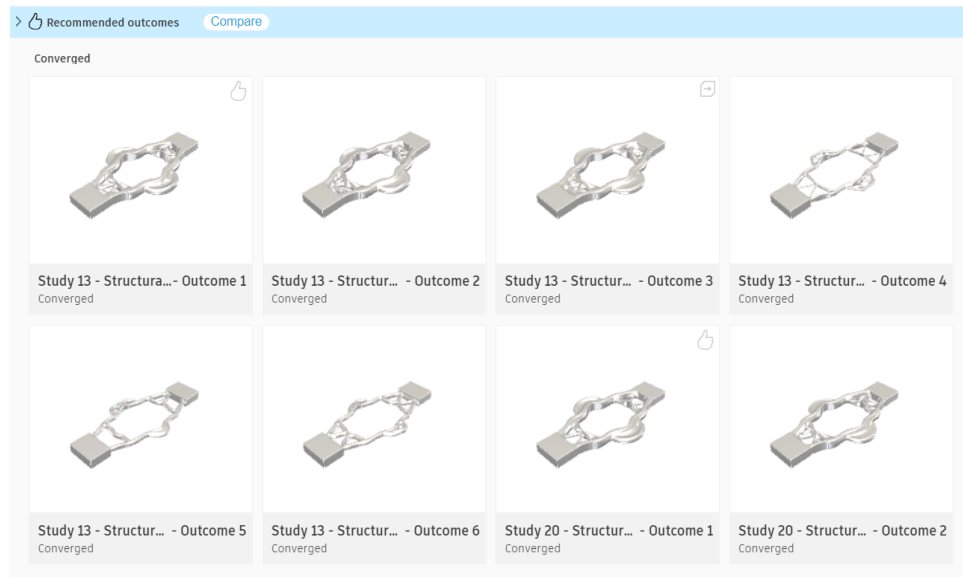


Figure 78: Configurations optimisées de l'éprouvette générées par conception générative.

Ces configurations sont analysées avec des simulations numériques pour la vérification de leur résistance ainsi que la possibilité d'intégration des structures dans la géométrie générée. Plusieurs configurations de la Figure 78 auraient pu être choisies. Toutefois, la configuration montrée dans la Figure 79 a été sélectionnée pour son équilibre optimal entre allègement, performance mécanique, facilité d'intégration des treillis et compatibilité avec les contraintes de fabrication LPBF.



Figure 79 : Éprouvette optimisée choisie

### 5.5.3 Résultats de l'impression

L'éprouvette optimisée par conception générative et validée par simulation par homogénéisation en utilisant le matériau basé sur les résultats des essais expérimentaux pour les structures en treillis Gyroid 3 mm RD 25 et imprimée comme le montre la Figure 80 (a). Après la découpe de l'éprouvette du plateau d'impression avec la scie, on a enlevé le reste des supports avec la machine à commande numérique pour avoir la forme finale illustrée dans Figure 80 (b).

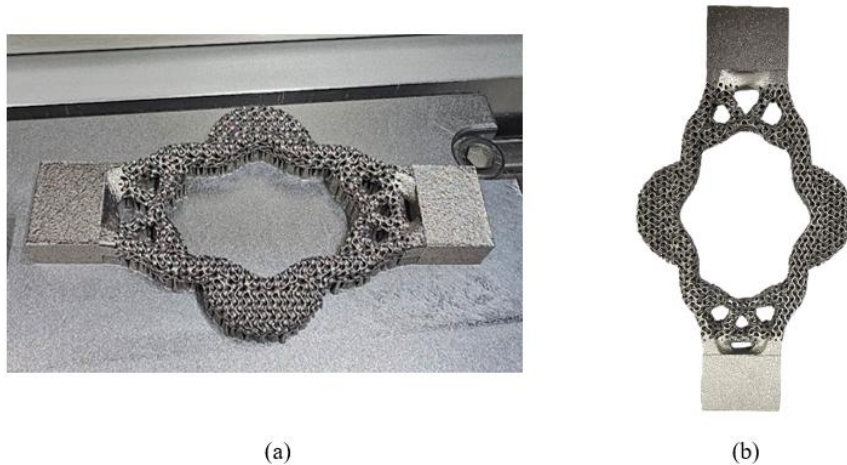


Figure 80: Éprouvette optimisée imprimée avec les supports (a) et après enlèvement des supports par usinage (b)

### 5.5.4 Résultats de l'essai de traction de l'éprouvette optimisée

La mise en tension de cette éprouvette a permis de tracer la courbe force-déplacement présentée dans la Figure 81 et de suivre la déformation de l'éprouvette à l'aide d'une vidéo synchronisée avec la collecte des données du test de traction. Des captures, prises aux différentes phases du test, sont intégrées dans la Figure 81 et collées dans les zones correspondantes. La courbe commence par une droite linéaire qui représente le comportement élastique de l'éprouvette, ensuite un domaine plastique caractérisé par des

pics sous forme d'escalier qui désignent les différentes ruptures que l'éprouvette a subies durant le test. Une déformation uniforme sans endommagement des cellules est visible sur les deux premières images de l'éprouvette prise au début et à la fin de la déformation élastique. Ensuite, un aplatissement de la courbe dû à la plastification progressive des treillis conduit à l'affaiblissement des cellules de la zone de concentration des contraintes est suivi d'une première chute de la force à cause de la fissure détectée dans la troisième image. Une deuxième chute brutale de la force correspond à la propagation rapide de fissure et l'apparition d'une deuxième zone de striction présentée dans la quatrième image de l'éprouvette. La dernière phase de la courbe montre la propagation des fissures à travers le réseau de treillis de type Gyroïd jusqu'à la rupture complète qui correspond à un déplacement de 6 mm. Cette phase confirme la rupture brutale finale de l'éprouvette.

On s'intéresse pour la validation du modèle numérique à la zone élastique qui désigne le domaine de fonctionnement des pièces sans déformations plastiques pour vérifier la possibilité de sa prédiction par homogénéisation sans avoir besoin de faire des tests mécaniques durant la phase de choix des configurations des structures à intégrer. Une série de simulation en utilisant le matériau homogénéisé et en variant la force pour calculer le déplacement ce qui a permis de tracer la courbe force déplacement et de la comparer avec la courbe expérimentale afin de valider l'utilisation de l'approche d'homogénéisation pour la prédiction du comportement élastique de l'éprouvette complexe.

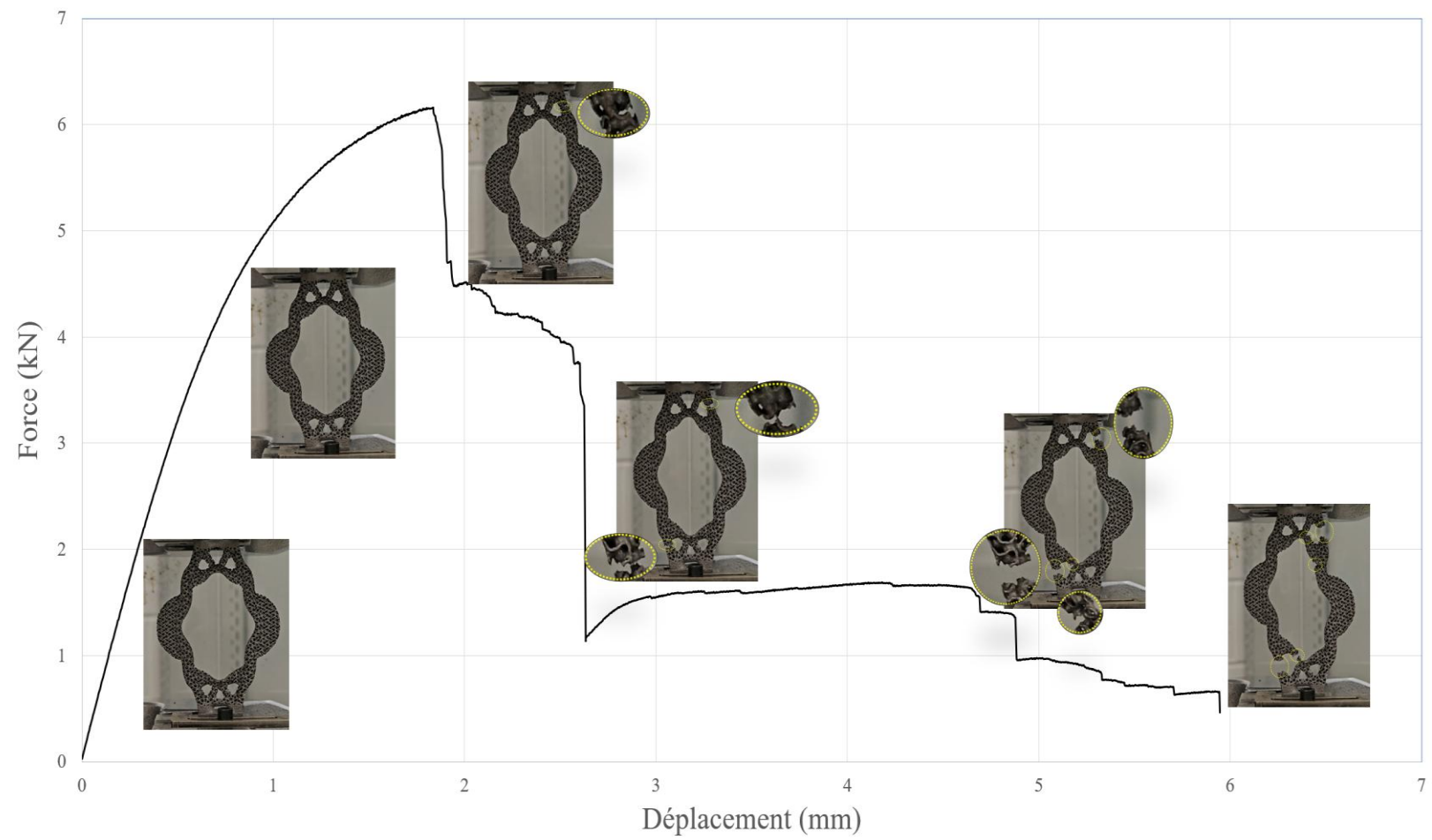


Figure 81: Courbe force déplacement de l'éprouvette optimisée par conception générative à partir du matériau homogénéisé

### 5.5.5 Résultats de la simulation par homogénéisation

En plus du facteur de sécurité, la simulation par homogénéisation en utilisant les propriétés expérimentales de la structure Gyroid 3 mm RD 25 a permis aussi de calculer les contraintes et les déplacements dans tous les points de l'éprouvette comme le montre la Figure 82 pour la simulation avec la force 1500 N.

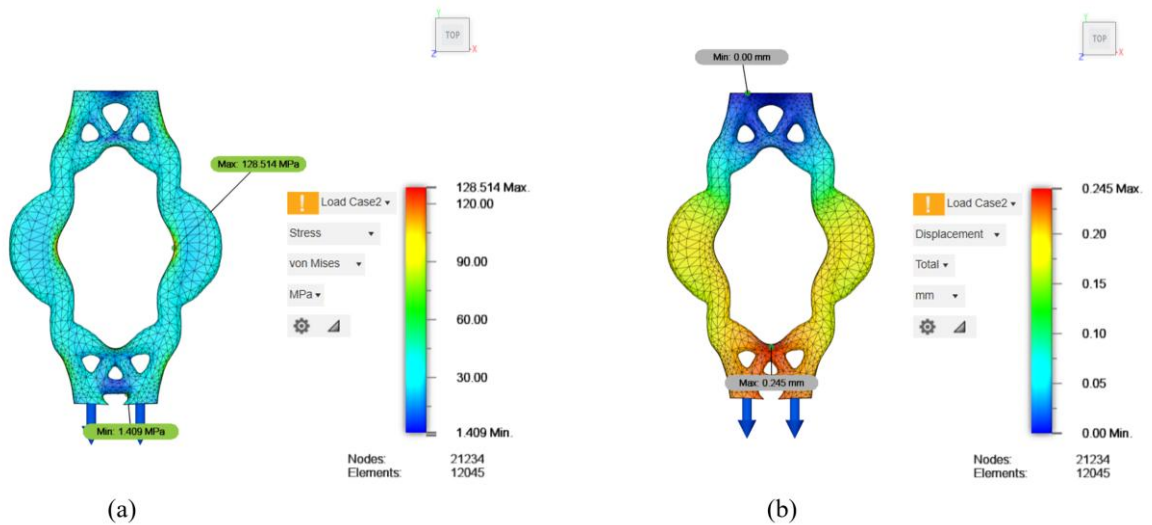


Figure 82: Résultat d'une simulation avec matériau homogénéisé et force appliquée de 1500 N; a) champ des contraintes en MPa ; b) champ des déplacements en mm.

### 5.5.6 Comparaison entre simulation avec homogénéisation et essai expérimental

La simulation par homogénéisation numérique en utilisant les propriétés expérimentales tirées de l'essai expérimental de traction de la structure Gyroid 3 mm RD 25 a été refaite avec plusieurs valeurs de force afin de calculer à chaque fois le déplacement et tracer la courbe force-déplacement de l'éprouvette homogénéisée et la comparer à la courbe expérimentale comme le montre la Figure 83. Les résultats montrent une superposition des deux courbes dans le domaine élastique avant d'avoir un écart au moment d'entrer dans le domaine plastique. Cette différence peut s'expliquer par les simplifications de la loi de comportement du matériau limité au domaine élastique. Cette analyse confirme que

l'utilisation du matériau homogénéisé a permis de prédire avec précision le comportement élastique de la structure en treillis permettant ainsi un dimensionnement initial fiable des structures avant la fabrication et laissant la validation expérimentale pour les cas critiques et pour la phase finale de la conception.

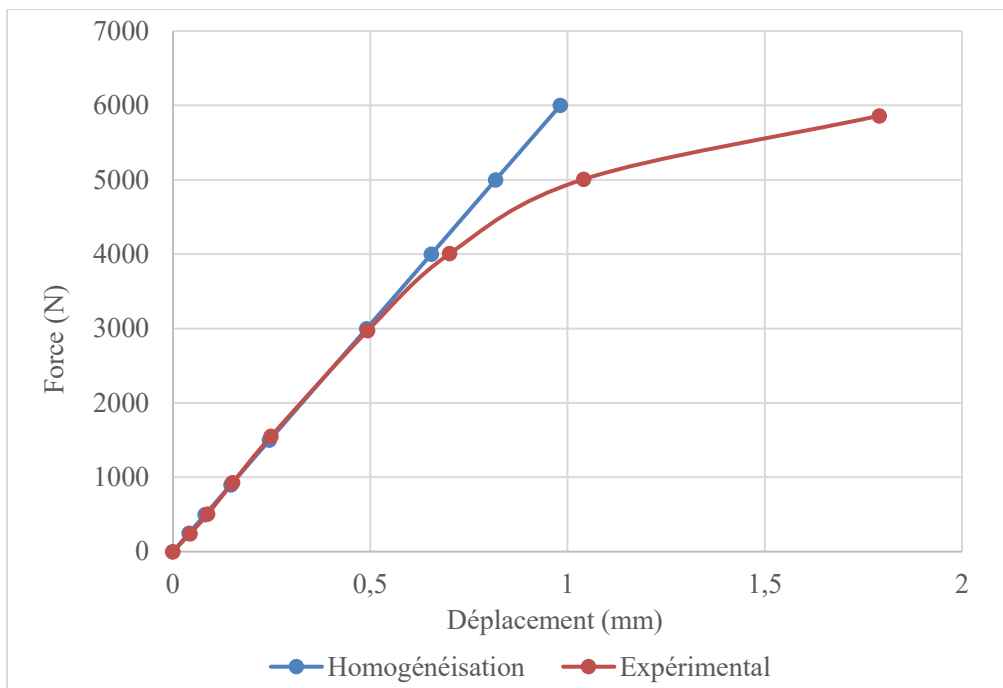


Figure 83: Courbes numérique et expérimentale de la force force vs le déplacement .

La simulation par homogénéisation en utilisant les propriétés de la première approche a permis aussi d'identifier les zones les plus sollicitées ayant un coefficient de sécurité calculé par rapport à la limite élastique expérimentale de la structure Gyroid 3 mm RD25 en suivant le critère de Von Mises dans le logiciel Fusion 360. La plus faible valeur détectée pour cette éprouvette avec la force 1500 N est 1.071 et est détectée là où la rupture a eu lieu comme le montre la Figure 84. Les résultats de cette simulation permettent aussi d'optimiser la géométrie si nécessaire. Les coûts des tests mécaniques destructifs ou des simulations complexes traditionnelles par éléments finis étant très importants, l'approche permet de concevoir les structures en treillis de la même manière que celles fabriquées sans treillis. L'intégration de cette méthodologie dans le processus de conception des pièces intégrant des

structures en treillis permet d'accélérer les cycles de développement en assurant l'équilibre entre légèreté et performances mécaniques des structures intégrées.

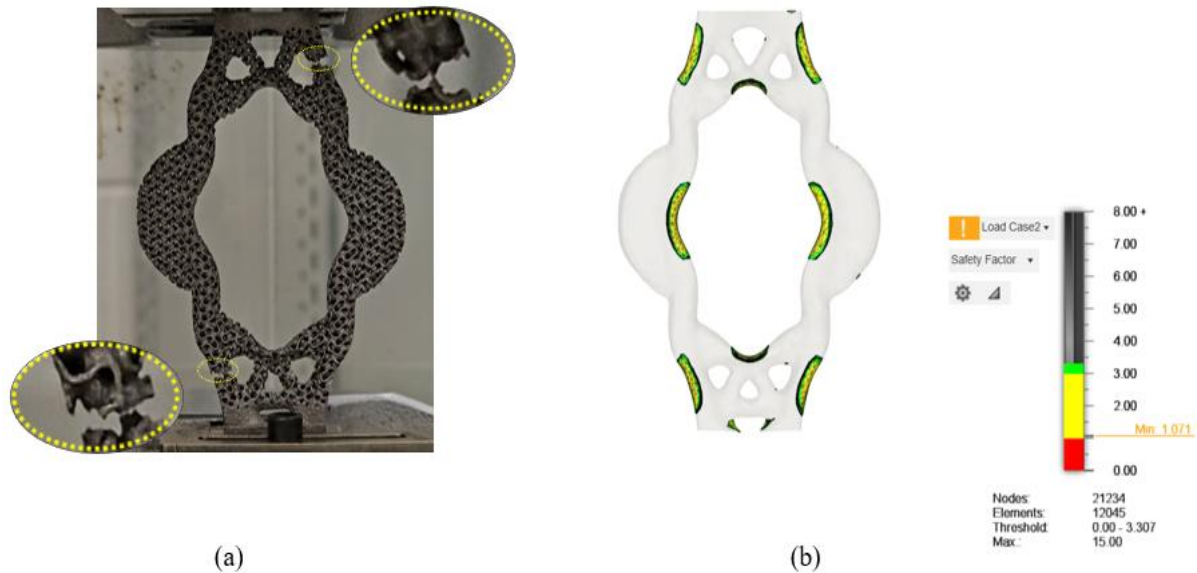


Figure 84: Comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux basés sur une simulation ;  
a) Zones de rupture lors de l'essai expérimental ; (b) présentation du facteur de sécurité obtenu par simulation.

En remplaçant le module d'Young expérimental par le module d'Young issu de l'homogénéisation numérique qui est égale à 15,281 GPa à la place de 19,622 GPa, une série de simulations a été menée pour comparer la différence de prédiction du déplacement en variant le module d'Young du matériau homogénéisé. Ces simulations ont permis d'évaluer l'influence de cette propriété sur la prédiction par homogénéisation du comportement mécanique de la structure. Les courbes force vs déplacement de la Figure 85 montrent que l'utilisation du module d'Young issu de l'homogénéisation périodique sous-estime légèrement la rigidité de la pièce intégrant des structures en treillis par rapport aux résultats expérimentaux. Cette différence reste limitée dans ce cas et n'altère pas significativement la prédiction par homogénéisation qui reste utile avec l'utilisation du module d'Young calculé par homogénéisation périodique pour les phases de dimensionnement initial et d'optimisation des géométries même avec un nombre limité de cellules unitaires.

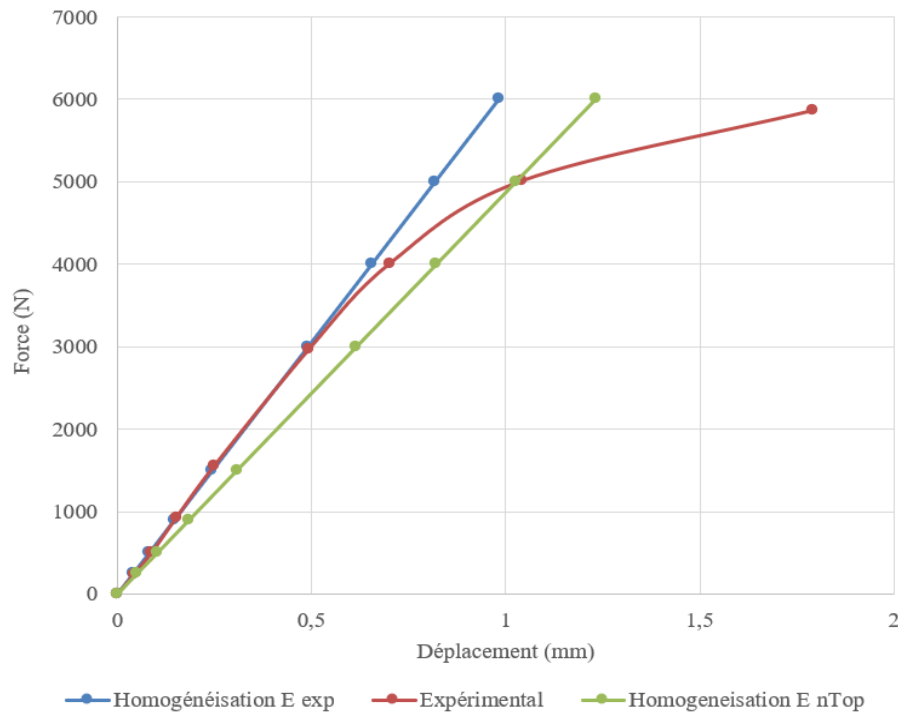


Figure 85: Courbes présentant la force vs le déplacement obtenues par simulations en utilisant le module d'Young expérimental et le module d'Young de l'homogénéisation périodique.

## 5.6 INTERPRETATIONS ET DISCUSSION DES RESULTATS

### 5.6.1 Interprétations des résultats

Ce chapitre a permis d'analyser les propriétés mécaniques des structures Gyroid imprimées par fabrication additive (LPBF) et d'évaluer l'efficacité des méthodes d'homogénéisation pour simplifier leur intégration dans des processus de conception générative. Les principaux résultats sont discutés ci-dessous.

- Les essais de traction ont montré une bonne reproductibilité, confirmant la fiabilité des données expérimentales obtenues pour le module d'Young ( $E$ ), la résistance élastique ( $R_e$ ) et la résistance ultime ( $R_u$ ).

- Les écarts entre les prédictions théoriques (Gibson-Ashby, méthode de la section minimale) et les résultats expérimentaux après correction étaient inférieurs à 5% pour la structure Gyroid 3 mm avec les densités relatives 20%, 25% et 30%, validant ainsi la pertinence des modèles utilisés.
- L'homogénéisation numérique calibrée à partir des données expérimentales s'est avérée un outil efficace pour définir un matériau équivalent simplifié, facilitant son utilisation dans les simulations.
- L'intégration du matériau homogénéisé dans le processus de conception générative (via Fusion 360) a permis d'optimiser la géométrie tout en respectant les conditions de charge imposées.
- La pièce finale a validé les prédictions des déplacements, démontrant que l'approche par homogénéisation est suffisamment précise pour des applications industrielles où la complexité géométrique doit être simplifiée pour prédire le comportement mécanique par simulation numérique.
- Dans bien des cas, la simulation basée sur une modélisation explicite de la microstructure ne serait pas possible et la méthode d'homogénéisation offre un gain de temps et de ressource de calcul significatif en maintenant une bonne précision.
- Les simulations basées sur le modèle homogénéisé expérimental ont correctement prédit le comportement en zone élastique avec une excellente corrélation entre les déformations simulées et réelles. Elles ont également permis d'identifier les zones critiques (concentrations de contraintes) où la rupture est susceptible de se produire, ce qui est crucial pour l'optimisation topologique et la durabilité des pièces. L'utilisation du module d'Young de l'homogénéisation périodique reste utile pour les phases de dimensionnement initial des pièces intégrant un petit nombre de cellules unitaires de la structure en treillis. Cependant, en région plastique, les écarts peuvent augmenter en raison des non-linéarités (plasticité, endommagement), suggérant qu'une loi de comportement plus complexe devrait être utilisée.

### 5.6.2 Discussion des résultats mécaniques

L'optimisation des éprouvettes de traction par transition entre solide et structure inspirée du travail de Ravichander et al.[7] a permis d'éviter la rupture dans l'interface solide-structure et d'avoir des résultats répétables. Tandis que, l'utilisation des conditions aux limites périodiques dans l'homogénéisation peut donner des résultats qui correspondent plus avec des structures ayant un grand nombre de cellules. Il serait donc intéressant de penser à une caractérisation en compression avec des éprouvettes ayant plus de cellules que l'éprouvette de traction comme le travail réalisé par N. Qiu et al.[8] et O. Al-Ketan et al.[28]. On pourrait aussi penser à des éprouvettes de traction de plus grande taille permettant de mettre plus de cellules comme pour les éprouvettes simulées ou comme dans l'exemple de l'éprouvette de M. Carraturo et al. [21]. L'hypothèse de périodicité repose sur l'idée que la structure possède un nombre suffisamment élevé de cellules unitaires pour que ses propriétés homogénéisées convergent vers les propriétés de la structure en treillis. Les écarts de densité ainsi que les défauts de fabrication peuvent avoir aussi un impact considérable sur la précision de la prédiction des propriétés mécaniques des structures imprimées par LPBF.

En modélisant le matériau équivalent comme un matériau élastique avec écrouissage isotrope linéaire, les analyses pourraient probablement aller au-delà du domaine élastique et suivre les comportements de la pièce jusqu'à la première rupture. Cette approche de modélisation nécessiterait de caractériser deux paramètres supplémentaires au-delà du comportement élastique : la limite d'élasticité initiale du matériau homogénéisé et la pente d'écrouissage qui définit son durcissement plastique. L'avantage de cette modélisation est qu'elle permettrait non seulement de prédire la rigidité de la structure, mais aussi sa résistance initiale et sa capacité à distribuer localement les contraintes avant la rupture. Cependant, cette généralisation au domaine plastique repose sur l'hypothèse que le comportement macroscopique reste isotrope durant l'écrouissage, ce qui pourrait ne pas être vérifié pour certains treillis après le début de la plastification.

L'intégration du matériau homogénéisé dans le processus de conception générative a permis de valider les possibilités de dimensionnement à l'étape de conception des structures de forme complexe qui intègre des treillis. Cette problématique a été testée dans le contexte de l'optimisation topologique comme l'étude de Zhang et al.[56] et l'étude Fernandes et al. [54], mais l'avantage de la conception générative réside dans la possibilité d'avoir plusieurs modèles CAO modifiables ou prêts à la fabrication et non pas seulement un maillage comme dans le cas de l'optimisation topologique traditionnelle à partir duquel on s'inspire pour refaire une conception manuellement, ce qui peut être difficile et fastidieux pour des géométries complexes.

L'étude des possibilités de prédiction de la résistance en fatigue avec des outils numériques serait aussi très utile pour des cas où les structures en treillis subissent des efforts cycliques compte tenu des défauts de fabrication qui peuvent exister et la facilité de la propagation des fissures. Le travail réalisé par Kelly et al. [20] pourrait servir d'inspiration pour la conception des éprouvettes et la conduite des tests expérimentaux de fatigue.



## CONCLUSION GÉNÉRALE

Cette étude s'inscrit dans le contexte de la technologie prometteuse de production des pièces légères et complexes qui est la fabrication additive par fusion laser sur lit de poudre (LPBF). Les défis et les opportunités liés à l'intégration et le dimensionnement des structures en treillis fabriquées par LPBF pour l'optimisation des pièces fonctionnelles ont été explorés. La problématique centrale de cette recherche était donc de combler les écarts entre les modèles théoriques et les structures en treillis fabriquées en développant une méthodologie robuste basée sur l'homogénéisation pour prédire et contrôler les propriétés des structures en treillis fabriquées par LPBF, tout en simplifiant leur modélisation et leur dimensionnement pour des applications industrielles. Le premier objectif spécifique était de caractériser les écarts géométriques en identifiant les causes et les possibilités de compensation. Ensuite, une caractérisation mécanique pour développer un modèle d'homogénéisation combinant numérique et expérimental afin de prédire par homogénéisation le comportement mécanique statique des structures intégrées dans une géométrie complexe. Le troisième objectif était la validation de cette approche avec une comparaison entre les résultats numériques et l'essai mécanique.

L'évaluation critique de ce travail démontre que l'objectif principal et les trois objectifs spécifiques ont été atteints. Le premier volet, consacré à la caractérisation des imperfections géométriques, a conduit à l'identification des facteurs d'influence prépondérants et à l'établissement de corrélations prédictives entre paramètres géométriques et écarts dimensionnels. Le deuxième volet a vu l'élaboration et la validation d'un cadre méthodologique original associant homogénéisation numérique et calibration expérimentale, permettant une prédiction fiable du comportement élastique des architectures étudiées. Enfin, la confrontation systématique des simulations avec les essais mécaniques a validé la pertinence de l'approche proposée. Ces réalisations constituent des contributions significatives à plusieurs niveaux. Sur le plan opérationnel, cette étude fournit des procédures

et outils mobilisables pour le dimensionnement de structures en treillis. D'un point de vue méthodologique, elle propose un cadre intégré novateur articulant caractérisation métrologique avancée et modélisation numérique. Sur le plan fondamental, ce travail éclaire les mécanismes reliant les paramètres de conception, les artefacts de fabrication et les propriétés mécaniques effectives, contribuant ainsi à une compréhension plus fine du comportement des structures en treillis fabriquées par LPBF.

Les résultats ont mis en évidence les écarts géométriques et mécaniques entre les modèles théoriques et les tests expérimentaux dus aux imperfections de la fabrication. L'analyse approfondie de ces écarts a permis de développer des méthodes de prédiction. En effet, nos résultats ont permis d'établir une relation linéaire entre l'écart de densité relative des structures TPMS imprimées par LPBF avec la machine EOS M290 en acier maraging MS1 et le ratio surface par volume  $S/V$ . Cette relation peut être très utile pour la prédiction des écarts de densité relative des impressions futures avec les mêmes paramètres d'impression. La même méthodologie permettrait d'établir des relations similaires pour d'autres types et configurations de structures et d'autres conditions de fabrication. Le jet de sable a permis d'enlever et quantifier l'effet de la poudre collée sur les parois des structures imprimées et de conclure que cette poudre est de l'ordre de 10 % du total d'écart. Pour les configurations étudiées dans notre projet, les variations d'épaisseurs caractéristiques détectées grâce aux images réalisées avec le microscope électronique à balayage ont permis d'estimer qu'en moyenne leur impact sur les écarts de densité relative représente 70 %. La méthode de compensation par ajustement des paramètres de conception a été plus efficace que la variation du paramètre offset de l'imprimante pour la structure Gyroid choisie pour sa qualité de fabrication et son isotropie. Cette méthode permet de diminuer les écarts, mais elle ne garantit pas les performances mécaniques.

La structure Gyroid avec une taille de cellule de 3 mm et trois niveaux de densité relative 20 %, 25 %, et 30 % a été testée en tension pour valider les résultats de l'homogénéisation numérique réalisée sur nTop avec des conditions de périodicité. Cette étude mécanique a montré la nécessité de la considération des écarts géométrique et

l'application des coefficients de correction pour réduire les différences entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux. Les conditions aux limites périodiques utilisées lors de l'homogénéisation numérique simulent la présence d'un grand nombre de cellules avec une seule cellule. Les essais expérimentaux visant à valider les résultats numériques demandent plusieurs cellules pour que les résultats soient concluants. Des modèles de Gibson-Ashby ont été calibrés pour relier les propriétés mécaniques numériques et expérimentales à la densité relative théorique et réelle des structures en treillis imprimées par LPBF afin de faciliter la prédiction des propriétés mécaniques de la structure Gyroid en fonction de ces paramètres géométriques.

Un matériau équivalent basé sur les propriétés numériques et expérimentales a été utilisé pour la génération d'une éprouvette de traction optimisée avec une géométrie complexe remplacée par des treillis Gyroid de densité relative de 25% fabriquée par LPBF et testée en tension. Le modèle hybride d'homogénéisation proposé validé par des essais expérimentaux et des simulations numériques et calculs analytiques s'est révélé efficace pour prédire le comportement élastique des structures en treillis intégrées dans des géométries complexes optimisées par conception générative ce qui ouvre la voie à une utilisation plus large dans des applications industrielles. L'utilisation de la simulation par homogénéisation facilite et rend possible la vérification des propriétés pour le dimensionnement des structures avec tous les outils simples de simulation numérique avec des coûts et temps de calcul réduits.

Cette recherche souligne aussi l'importance d'une approche multidisciplinaire allant de la modélisation, à la simulation numérique, en passant par la fabrication additive métallique et la validation expérimentale afin de repousser les limites de conception, d'optimisation et de fabrication des pièces mécaniques qui nécessitent un compromis entre légèreté et performances. Ce travail contribue à l'avancement des connaissances sur le contrôle de la fabrication par LPBF des structures métalliques fonctionnelles depuis leur caractérisation jusqu'à leur implémentation dans des pièces optimisées offrant des solutions pour des applications industrielles.

Les perspectives futures de notre étude incluent l'extension de la simulation par homogénéisation au domaine plastique et la vérification de cette méthodologie à d'autres matériaux et d'autres procédés de fabrication additive. Il serait aussi intéressant d'étendre cette étude à d'autres essais mécaniques tels que les tests de fatigue, de compression, de résilience afin d'évaluer le comportement des structures en treillis sous différentes sollicitations et conditions de chargement cyclique et ainsi élargir le domaine d'application de la méthode d'homogénéisation. Il serait intéressant d'étudier l'influence des paramètres d'impression et des post-traitements sur les écarts géométriques et les propriétés mécaniques des structures ayant un grand ratio S/V. La précision de la machine d'impression est un paramètre crucial ici, car elle impacte directement la fidélité de fabrication des structures et donc l'écart entre les propriétés théoriques homogénéisées et le comportement réel. L'application de l'homogénéisation avec la conception générative dans un cadre biomédical ou industriel pour l'optimisation des pièces critiques comme les implants médicaux, les prothèses ou les composants aéronautiques va permettre d'améliorer et de standardiser cette approche pour l'intégration efficace des structures en treillis pour alléger les pièces sans compromettre leurs propriétés mécaniques. L'établissement des constantes  $C$  et  $n$  du modèle de Gibson-Ashby pour d'autres structures et l'étude de leur variation en fonction de la densité relative va aider à la compréhension des mécanismes influençant le comportement mécanique des structures. Par ailleurs, l'étude des propriétés thermomécaniques comme la conductivité et la dilatation des structures en treillis TPMS via une homogénéisation multiphysique serait essentielle pour des applications dans le secteur énergétique ou aérospatial. Ces perspectives vont permettre de renforcer la robustesse de l'approche de l'homogénéisation pour accélérer l'intégration de cette méthode dans le domaine industriel afin de trouver des solutions innovantes pour de cas réels.



## ANNEXE 1

### Relations entre les paramètres géométriques de conception (c, V, S, RD)

On a fait une analyse paramétrique pour trouver la relation entre l'épaisseur caractéristique  $c$ , le volume de la structure  $V$ , la surface de la structure  $S$  et la densité relative  $RD$  pour les échantillons imprimés. Pour les petites valeurs de l'épaisseur caractéristique «  $c$  », l'épaisseur peut être considérée comme une petite perturbation autour de la surface originale de la structure. Dans un tel cas,  $V \approx S * c$ . Toutefois, comme il s'agit d'une approximation, on peut l'écrire sous la forme suivante :

$$V = \alpha * S * c \quad (15)$$

Où, on définit  $\alpha$  est donné par le ratio entre le volume de la structure et le produit  $S * c$ .

$$\alpha = \frac{V}{S * c} \quad (16)$$

Cette équation permet de trouver la relation entre le volume et le produit surface épaisseur caractéristique. On a aussi la densité relative  $RD = \frac{V}{V_{solide}}$  où  $V_{solide}$  est le volume équivalent d'un solide, on va définir  $\beta$  tel que  $RD = \beta * c$  afin d'évaluer l'influence de l'épaisseur caractéristique sur la densité relative. On a fait les calculs de  $\alpha$  et  $\beta$  avec le logiciel nTop pour les différents types de structures étudiées en modélisant des échantillons de 18mm avec différentes tailles d'unités. Les résultats de cette étude paramétrique sont présentés dans les Tableaux 33 ,34 et 35. On constate que pour les structures TPMS,  $\alpha = 0.48 \pm 0.02$  et pour les structures FCC et Octet,  $\alpha = 0.48 \pm 0.02$  indépendamment du type et de la taille d'unité de la structure. Pour le coefficient  $\beta$ , on a constaté que pour les structures TPMS, pour un type donné, si pour deux tailles d'éléments  $U_1$  et  $U_2$ , on a  $\beta_1$  et  $\beta_2$  alors il existe la relation

$\frac{\beta_1}{\beta_2} = \frac{U_2}{U_1}$ . Les constations pour  $\alpha$  permettent de prédire le ratio S/V à partir de l'épaisseur caractéristique  $c$ , et la constations pour  $\beta$  aide à trouver la densité relative à partir de l'épaisseur caractéristique  $c$  et de déduire les valeurs de  $\beta$  pour les différentes tailles d'élément d'une structure TPMS. Les résultats de cette étude sont présentés dans les tableaux Tableau 33, Tableau 34, Tableau 35.

Le graphique dans la Figure 86 illustre la variation du ratio de surface (S/V) en fonction de la densité relative (RD) pour deux types de topologies de treillis, Gyroid et Octet, avec différentes tailles de cellules unitaires (3 mm, 4,5 mm, 6 mm et 9 mm). Il met en évidence une tendance décroissante du ratio S/V à mesure que RD augmente indiquant une réduction relative de la porosité des structures. Les structures Gyroid grâce à leur géométrie continue et complexe présentent des valeurs du ratio S/V plus élevées que celles des structures Octet, dominées par des poutres.

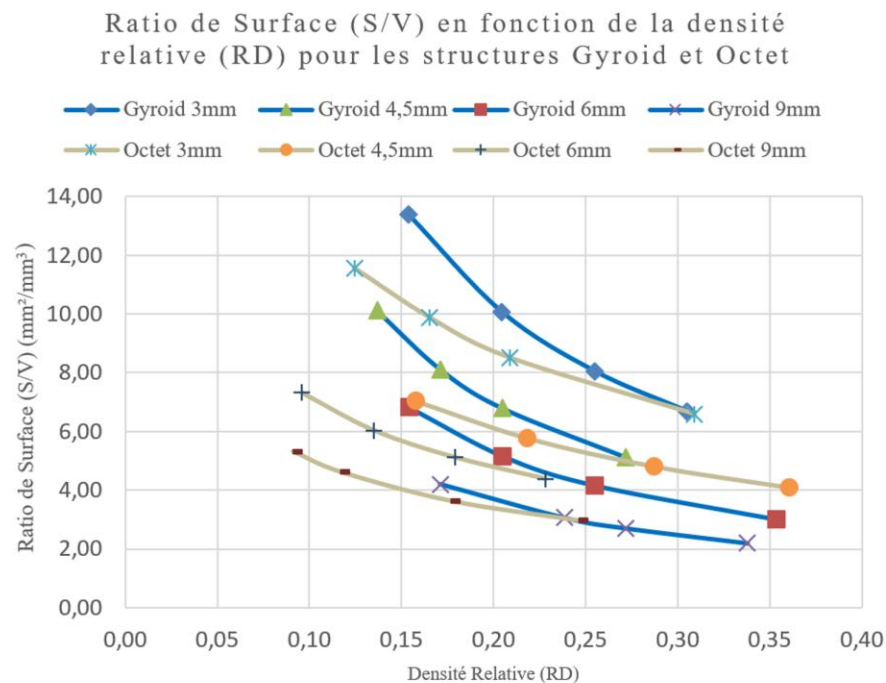


Figure 86: Évolution du ratio de surface (S/V) en fonction de la densité relative (RD) pour la structure Gyroid.

Cette différence souligne l'avantage des Gyroid pour des applications nécessitant un ratio surface/volume élevé, comme les dispositifs favorisant les interactions thermiques ou biologiques. Par ailleurs, les tailles d'unités plus petites (3 mm) génèrent des ratios S/V plus importants, maximisant les surfaces d'interaction tandis que les tailles plus grandes (9 mm) montrent une diminution significative du ratio S/V. Ce comportement met en évidence l'importance de la géométrie et des dimensions des cellules dans l'optimisation des performances des structures en treillis.

Tableau 33: Résultats paramétriques pour la structure Gyroid.

	c (mm)	S (mm <sup>2</sup> )	V (mm <sup>3</sup> )	RD	S/V	$\alpha$	$\beta$
Gyroid 3mm	0,15	11998,70	897,52	0,15	13,37	0,50	1,03
Gyroid 3mm	0,20	12002,40	1193,12	0,20	10,06	0,50	1,02
Gyroid 3mm	0,25	11966,30	1487,33	0,25	7,01	0,50	1,02
Gyroid 3mm	0,30	11900,00	1779,66	0,31	6,69	0,50	1,02
Gyroid 4,5mm	0,20	8073,39	797,99	0,14	10,12	0,49	0,68
Gyroid 4,5mm	0,25	8094,27	997,85	0,17	8,11	0,49	0,68
Gyroid 4,5mm	0,30	8106,58	1194,49	0,20	6,79	0,49	0,68
Gyroid 4,5mm	0,40	8104,55	1585,29	0,27	5,11	0,49	0,68
Gyroid 6mm	0,30	6126,00	898,72	0,15	6,82	0,49	0,51
Gyroid 6mm	0,40	6159,75	1195,54	0,20	5,15	0,49	0,51
Gyroid 6mm	0,50	6184,07	1487,49	0,26	4,16	0,48	0,51
Gyroid 6mm	0,70	6191,43	2062,96	0,35	3,00	0,48	0,51
Gyroid 9mm	0,50	4183,00	998,23	0,17	4,19	0,48	0,34
Gyroid 9mm	0,70	4248,46	1390,86	0,24	3,05	0,47	0,34
Gyroid 9mm	0,80	4274,34	1585,56	0,27	2,70	0,46	0,34
Gyroid 9mm	1,00	4315,14	1970,48	0,34	2,19	0,46	0,34

Tableau 34: Résultats paramétriques pour la structure SplitP.

	c (mm)	S (mm <sup>2</sup> )	V (mm <sup>3</sup> )	RD	S/V	$\alpha$	$\beta$
SplitP 6mm	0,20	10021,53	989,00	0,17	10,13	0,49344	0,85
SplitP 6mm	0,25	10055,29	1232,46	0,21	8,16	0,49027	0,85
SplitP 6mm	0,30	10083,84	1480,80	0,25	6,81	0,48950	0,85
SplitP 6mm	0,35	10085,69	1718,96	0,29	5,87	0,48696	0,84
SplitP 9mm	0,30	6802,49	990,20	0,17	6,87	0,49	0,57
SplitP 9mm	0,35	6842,38	1155,06	0,20	5,92	0,48	0,57
SplitP 9mm	0,40	6881,76	1316,54	0,23	5,23	0,48	0,56
SplitP 9mm	0,45	6910,97	1478,80	0,25	4,67	0,48	0,56

Tableau 35: Résultats paramétriques pour la structure Diamond.

	c (mm)	S (mm <sup>2</sup> )	V (mm <sup>3</sup> )	RD	S/V	$\alpha$	$\beta$
Diamond 6mm	0,20	7525,67	742,63	0,13	10,13	0,49	0,64
Diamond 6mm	0,30	7562,00	1111,16	0,19	6,81	0,49	0,64
Diamond 6mm	0,40	7556,80	1477,95	0,25	5,11	0,49	0,63
Diamond 6mm	0,50	7540,18	1837,87	0,32	4,10	0,49	0,63
Diamond 6mm	0,70	7420,05	2533,95	0,43	2,93	0,49	0,62
Diamond 9mm	0,40	5116,04	990,81	0,17	5,16	0,48	0,42
Diamond 9mm	0,45	5139,56	1112,05	0,19	4,62	0,48	0,42
Diamond 9mm	0,50	5150,16	1234,34	0,21	4,17	0,48	0,42
Diamond 9mm	0,55	5164,35	1356,49	0,23	3,81	0,48	0,42

## ANNEXE 2

### Résultats de l'isotropie

Le graphique dans la Figure 87 illustre l'évolution du ratio de Zener ( $Z$ ) en fonction de la densité relative ( $RD$ ) pour différentes topologies de treillis, notamment FCC, Octet, Diamond, Gyroid, et SplitP. Le ratio de Zener est utilisé pour évaluer le degré d'isotropie des structures, une valeur de  $Z=1$  indiquant une isotropie parfaite. Ce graphique met en évidence les différences de comportement entre les treillis basés sur des poutres (FCC, Octet) et les treillis basés sur des surfaces minimales tripériodiques (TPMS, comme Gyroid, Diamond, et SplitP). Les résultats permettent de visualiser les variations d'isotropie selon la densité relative et fournissent des indications précieuses sur les performances mécaniques des structures étudiées.

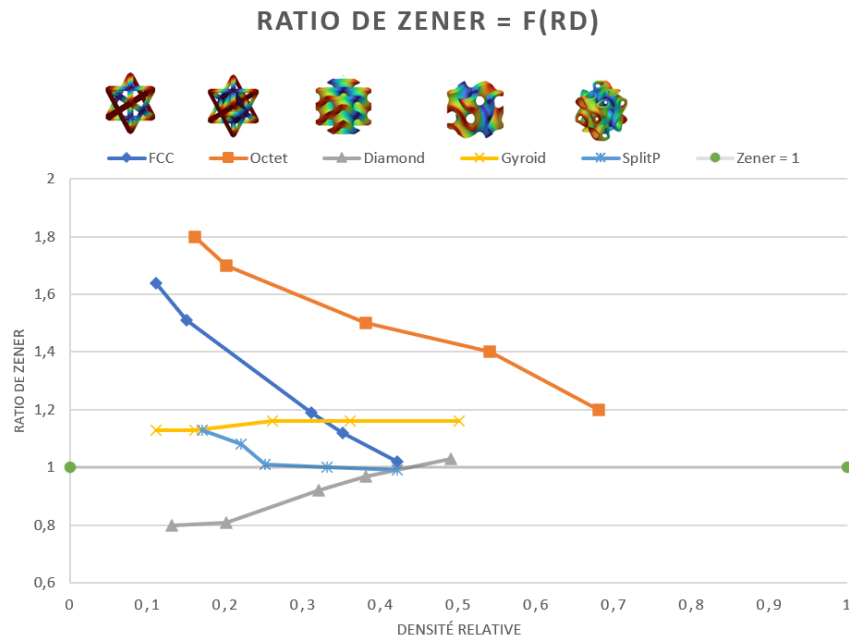


Figure 87: Évolution du ratio de Zener en fonction de  $RD$  obtenu avec les calculs de nTop.

Les structures FCC et Octet présentent des variations significatives de  $Z$ , indiquant une anisotropie marquée pour certaines densités, notamment aux faibles densités relatives. À l'inverse, les structures TPMS (Gyroid, Diamond, et SplitP) maintiennent des ratios de Zener proches de  $Z=1$  sur une large plage de densités, reflétant une meilleure isotropie globale. Ces résultats confirment que les structures basées sur des surfaces minimales tripériodiques sont plus isotropes, ce qui les rend adaptées aux applications nécessitant des propriétés uniformes, tandis que les treillis basés sur les poutres peuvent être préférés dans des contextes où des variations directionnelles des propriétés sont tolérées ou recherchées.



## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] A. Du Plessis *et al.*, « Properties and applications of additively manufactured metallic cellular materials: A review », *Progress in Materials Science*, vol. 125, p. 100918, avr. 2022, doi: 10.1016/j.pmatsci.2021.100918.
- [2] J. O. Milewski, *Additive Manufacturing of Metals*, vol. 258. in Springer Series in Materials Science, vol. 258. Cham: Springer International Publishing, 2017. doi: 10.1007/978-3-319-58205-4.
- [3] T. Briard, F. Segonds, et N. Zamariola, « G-DfAM: a methodological proposal of generative design for additive manufacturing in the automotive industry », *Int J Interact Des Manuf*, vol. 14, n° 3, p. 875-886, sept. 2020, doi: 10.1007/s12008-020-00669-6.
- [4] J. Coulthard et C. J. Wang, « Generative Design and Topology Optimisation of Products for Additive Manufacturing », in *Advances in Transdisciplinary Engineering*, M. Shafik et K. Case, Éd., IOS Press, 2022. doi: 10.3233/ATDE220570.
- [5] C. Chatzigeorgiou, « Optimisation topologique de structures lattices à base de surface minimale triplement périodique en Ti-6Al-4V pour implants osseux humains obtenus par fabrication additive ».
- [6] N. Khan et A. Riccio, « A systematic review of design for additive manufacturing of aerospace lattice structures: Current trends and future directions », *Progress in Aerospace Sciences*, vol. 149, p. 101021, août 2024, doi: 10.1016/j.paerosci.2024.101021.
- [7] B. B. Ravichander, S. H. Jagdale, A. Jabed, et G. Kumar, « Mechanical and corrosion behavior of sheet-based 316L TPMS structures », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 254, p. 108439, sept. 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108439.
- [8] N. Qiu, Y. Wan, Y. Shen, et J. Fang, « Experimental and numerical studies on mechanical properties of TPMS structures », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 261, p. 108657, janv. 2024, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108657.
- [9] T. Maconachie *et al.*, « SLM lattice structures: Properties, performance, applications and challenges », *Materials & Design*, vol. 183, p. 108137, déc. 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.108137.
- [10] X. Miao, J. Hu, Y. Xu, J. Su, et Y. Jing, « Review on mechanical properties of metal lattice structures », *Composite Structures*, vol. 342, p. 118267, août 2024, doi: 10.1016/j.compstruct.2024.118267.
- [11] A. R. Bernard et M. S. A. ElSayed, « Design, Manufacturing, and Analysis of Periodic Three-Dimensional Cellular Materials for Energy Absorption Applications: A

Critical Review », *Materials*, vol. 17, n° 10, p. 2181, mai 2024, doi: 10.3390/ma17102181.

- [12] G. P. Steven, « Homogenization of multicomponent composite orthotropic materials using FEA », *Commun. Numer. Meth. Engng.*, vol. 13, n° 7, p. 517-531, juill. 1997, doi: 10.1002/(SICI)1099-0887(199707)13:7<517::AID-CNM74>3.0.CO;2-L.
- [13] F. Alawwa, I. Barsoum, et R. K. Abu Al-Rub, « Modeling, testing, and optimization of novel lattice structures for enhanced mechanical performance », *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, p. 1-24, oct. 2023, doi: 10.1080/15376494.2023.2262987.
- [14] M. Ashby et L. Gibson, *Cellular solids: structure and properties*. Press Syndicate of the University of Cambridge, 1997.
- [15] T. Han, D. Qi, J. Ma, et C. Sun, « Generative design and mechanical properties of the lattice structures for tensile and compressive loading conditions fabricated by selective laser melting », *Mechanics of Materials*, vol. 188, p. 104840, janv. 2024, doi: 10.1016/j.mechmat.2023.104840.
- [16] P. U. Bhad et R. B. Buktar, « Multiple novel generative design solutions for various mechanical engineering related products using Autodesk Fusion 360 software », *IJDE*, vol. 11, n° 1, p. 1, 2022, doi: 10.1504/IJDE.2022.10051857.
- [17] J. Liu *et al.*, « Current and future trends in topology optimization for additive manufacturing », *Struct Multidisc Optim*, vol. 57, n° 6, p. 2457-2483, juin 2018, doi: 10.1007/s00158-018-1994-3.
- [18] A. Du Plessis *et al.*, « Beautiful and Functional: A Review of Biomimetic Design in Additive Manufacturing », *Additive Manufacturing*, vol. 27, p. 408-427, mai 2019, doi: 10.1016/j.addma.2019.03.033.
- [19] L. H. Olivas-Alanis *et al.*, « Mechanical Properties of AISI 316L Lattice Structures via Laser Powder Bed Fusion as a Function of Unit Cell Features », *Materials*, vol. 16, n° 3, p. 1025, janv. 2023, doi: 10.3390/ma16031025.
- [20] C. N. Kelly *et al.*, « Fatigue behavior of As-built selective laser melted titanium scaffolds with sheet-based gyroid microarchitecture for bone tissue engineering », *Acta Biomaterialia*, vol. 94, p. 610-626, août 2019, doi: 10.1016/j.actbio.2019.05.046.
- [21] M. Carraturo *et al.*, « Experimental and Numerical Evaluation of Mechanical Properties of 3D-Printed Stainless Steel 316L Lattice Structures », *J. of Materi Eng and Perform*, vol. 30, n° 7, p. 5247-5251, juill. 2021, doi: 10.1007/s11665-021-05737-w.
- [22] Y. Wang, L. Zhang, S. Daynes, H. Zhang, S. Feih, et M. Y. Wang, « Design of graded lattice structure with optimized mesostructures for additive manufacturing », *Materials & Design*, vol. 142, p. 114-123, mars 2018, doi: 10.1016/j.matdes.2018.01.011.
- [23] N. Ahmed, I. Barsoum, et R. K. Abu Al-Rub, « Numerical Investigation on the Effect of Residual Stresses on the Effective Mechanical Properties of 3D-Printed TPMS Lattices », *Metals*, vol. 12, n° 8, p. 1344, août 2022, doi: 10.3390/met12081344.
- [24] J. P. Groen, J. Wu, et O. Sigmund, « Homogenization-based stiffness optimization and projection of 2D coated structures with orthotropic infill », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 349, p. 722-742, juin 2019, doi: 10.1016/j.cma.2019.02.031.

- [25] J. Somnic et B. W. Jo, « Status and Challenges in Homogenization Methods for Lattice Materials », *Materials*, vol. 15, n° 2, p. 605, janv. 2022, doi: 10.3390/ma15020605.
- [26] S. Oh, Y. Jung, S. Kim, I. Lee, et N. Kang, « Deep Generative Design: Integration of Topology Optimization and Generative Models », *Journal of Mechanical Design*, vol. 141, n° 11, p. 111405, nov. 2019, doi: 10.1115/1.4044229.
- [27] R. K. Abu Al-Rub, D.-W. Lee, K. A. Khan, et A. N. Palazotto, « Effective Anisotropic Elastic and Plastic Yield Properties of Periodic Foams Derived from Triply Periodic Schoen's I-WP Minimal Surface », *J. Eng. Mech.*, vol. 146, n° 5, p. 04020030, mai 2020, doi: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001759.
- [28] O. Al-Ketan, R. Rowshan, et R. K. Abu Al-Rub, « Topology-mechanical property relationship of 3D printed strut, skeletal, and sheet based periodic metallic cellular materials », *Additive Manufacturing*, vol. 19, p. 167-183, janv. 2018, doi: 10.1016/j.addma.2017.12.006.
- [29] Y. Wu, J. Fang, C. Wu, C. Li, G. Sun, et Q. Li, « Additively manufactured materials and structures: A state-of-the-art review on their mechanical characteristics and energy absorption », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 246, p. 108102, mai 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108102.
- [30] M. Al Rifaie, A. Mian, et R. Srinivasan, « Compression behavior of three-dimensional printed polymer lattice structures », *Proceedings of the IMechE*, vol. 233, n° 8, p. 1574-1584, août 2019, doi: 10.1177/1464420718770475.
- [31] Y. Amani, S. Dancette, P. Delroisse, A. Simar, et E. Maire, « Compression behavior of lattice structures produced by selective laser melting: X-ray tomography based experimental and finite element approaches », *Acta Materialia*, vol. 159, p. 395-407, oct. 2018, doi: 10.1016/j.actamat.2018.08.030.
- [32] X. Cao *et al.*, « Dynamic compressive behavior of a modified additively manufactured rhombic dodecahedron 316L stainless steel lattice structure », *Thin-Walled Structures*, vol. 148, p. 106586, mars 2020, doi: 10.1016/j.tws.2019.106586.
- [33] S. Y. Choy, C.-N. Sun, K. F. Leong, et J. Wei, « Compressive properties of functionally graded lattice structures manufactured by selective laser melting », *Materials & Design*, vol. 131, p. 112-120, oct. 2017, doi: 10.1016/j.matdes.2017.06.006.
- [34] M. Saleh, S. Anwar, A. M. Al-Ahmari, et A. Alfaify, « Compression Performance and Failure Analysis of 3D-Printed Carbon Fiber/PLA Composite TPMS Lattice Structures », *Polymers*, vol. 14, n° 21, p. 4595, oct. 2022, doi: 10.3390/polym14214595.
- [35] W. Tao et M. C. Leu, « Design of lattice structure for additive manufacturing », in *2016 International Symposium on Flexible Automation (ISFA)*, Cleveland, OH, USA: IEEE, août 2016, p. 325-332. doi: 10.1109/ISFA.2016.7790182.
- [36] M. K. Thompson *et al.*, « Design for Additive Manufacturing: Trends, opportunities, considerations, and constraints », *CIRP Annals*, vol. 65, n° 2, p. 737-760, 2016, doi: 10.1016/j.cirp.2016.05.004.
- [37] J. Robbins, S. J. Owen, B. W. Clark, et T. E. Voth, « An efficient and scalable approach for generating topologically optimized cellular structures for additive manufacturing », *Additive Manufacturing*, vol. 12, p. 296-304, oct. 2016, doi: 10.1016/j.addma.2016.06.013.

- [38] F. Buonomici, M. Carfagni, R. Furferi, Y. Volpe, et L. Governi, « Generative Design: An Explorative Study », *CADandA*, vol. 18, n° 1, p. 144-155, mai 2020, doi: 10.14733/cadaps.2021.144-155.
- [39] A. Du Plessis *et al.*, « Properties and applications of additively manufactured metallic cellular materials: A review », *Progress in Materials Science*, vol. 125, p. 100918, avr. 2022, doi: 10.1016/j.pmatsci.2021.100918.
- [40] C. Yan, L. Hao, A. Hussein, P. Young, et D. Raymont, « Advanced lightweight 316L stainless steel cellular lattice structures fabricated via selective laser melting », *Materials & Design*, vol. 55, p. 533-541, mars 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2013.10.027.
- [41] A. Yáñez, A. Herrera, O. Martel, D. Monopoli, et H. Afonso, « Compressive behaviour of gyroid lattice structures for human cancellous bone implant applications », *Materials Science and Engineering: C*, vol. 68, p. 445-448, nov. 2016, doi: 10.1016/j.msec.2016.06.016.
- [42] J. Walles, *What equations are used to create the TPMS types?* Consulté le: 5 février 2025. [En ligne]. Disponible sur: <https://support.ntop.com/hc/en-us/articles/360053267814-What-equations-are-used-to-create-the-TPMS-types>
- [43] M. Wohlgemuth, N. Yufa, J. Hoffman, et E. L. Thomas, « Triply Periodic Bicontinuous Cubic Microdomain Morphologies by Symmetries », *Macromolecules*, vol. 34, n° 17, p. 6083-6089, août 2001, doi: 10.1021/ma0019499.
- [44] K.-M. Park, K.-S. Min, et Y.-S. Roh, « Design Optimization of Lattice Structures under Compression: Study of Unit Cell Types and Cell Arrangements », *Materials*, vol. 15, n° 1, p. 97, déc. 2021, doi: 10.3390/ma15010097.
- [45] H. Zhou, M. Zhao, Z. Ma, D. Z. Zhang, et G. Fu, « Sheet and network based functionally graded lattice structures manufactured by selective laser melting: Design, mechanical properties, and simulation », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 175, p. 105480, juin 2020, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2020.105480.
- [46] C. Pan, Y. Han, et J. Lu, « Design and Optimization of Lattice Structures: A Review », *Applied Sciences*, vol. 10, n° 18, p. 6374, sept. 2020, doi: 10.3390/app10186374.
- [47] A. Kanyilmaz *et al.*, « Role of metal 3D printing to increase quality and resource-efficiency in the construction sector », *Additive Manufacturing*, vol. 50, p. 102541, févr. 2022, doi: 10.1016/j.addma.2021.102541.
- [48] D. Li, W. Liao, N. Dai, et Y. M. Xie, « Comparison of Mechanical Properties and Energy Absorption of Sheet-Based and Strut-Based Gyroid Cellular Structures with Graded Densities », *Materials*, vol. 12, n° 13, p. 2183, juill. 2019, doi: 10.3390/ma12132183.
- [49] L. Yang *et al.*, « Compression–compression fatigue behaviour of gyroid-type triply periodic minimal surface porous structures fabricated by selective laser melting », *Acta Materialia*, vol. 181, p. 49-66, déc. 2019, doi: 10.1016/j.actamat.2019.09.042.
- [50] D. Chen, K. Gao, J. Yang, et L. Zhang, « Functionally graded porous structures: Analyses, performances, and applications – A Review », *Thin-Walled Structures*, vol. 191, p. 111046, oct. 2023, doi: 10.1016/j.tws.2023.111046.
- [51] M. Zhao, X. Li, D. Z. Zhang, et W. Zhai, « TPMS-based interpenetrating lattice structures: Design, mechanical properties and multiscale optimization », *International*

- Journal of Mechanical Sciences*, vol. 244, p. 108092, avr. 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2022.108092.
- [52] A. Dadashi et G. Rahimi, « A comprehensive investigation of the lattice structure mechanical properties based on Schwarz Primitive triply periodic minimal surface: Elastic modulus, yield strength, and maximum bearing force in the elastic region », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 295, p. 112776, juin 2024, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2024.112776.
- [53] L. Cheng, P. Zhang, E. Biyikli, J. Bai, J. Robbins, et A. To, « Efficient design optimization of variable-density cellular structures for additive manufacturing: theory and experimental validation », *RPJ*, vol. 23, n° 4, p. 660-677, juin 2017, doi: 10.1108/RPJ-04-2016-0069.
- [54] R. R. Fernandes et A. Y. Tamijani, « Design optimization of lattice structures with stress constraints », *Materials & Design*, vol. 210, p. 110026, nov. 2021, doi: 10.1016/j.matdes.2021.110026.
- [55] L. Cheng, J. Bai, et A. C. To, « Functionally graded lattice structure topology optimization for the design of additive manufactured components with stress constraints », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 344, p. 334-359, févr. 2019, doi: 10.1016/j.cma.2018.10.010.
- [56] J. Zhang, Y. Sato, et J. Yanagimoto, « Homogenization-based topology optimization integrated with elastically isotropic lattices for additive manufacturing of ultralight and ultrastiff structures », *CIRP Annals*, vol. 70, n° 1, p. 111-114, 2021, doi: 10.1016/j.cirp.2021.04.019.
- [57] Y. Han et W. F. Lu, « A Novel Design Method for Nonuniform Lattice Structures Based on Topology Optimization », *Journal of Mechanical Design*, vol. 140, n° 9, p. 091403, sept. 2018, doi: 10.1115/1.4040546.
- [58] T. Puttonen, S. Chekurov, J. Kuva, R. Björkstrand, J. Partanen, et M. Salmi, « Influence of feature size and shape on corrosion of 316L lattice structures fabricated by laser powder bed fusion », *Additive Manufacturing*, vol. 61, p. 103288, janv. 2023, doi: 10.1016/j.addma.2022.103288.
- [59] Z. Xu, S. M. J. Razavi, et M. R. Ayatollahi, « Functionally Graded Lattice Structures: Fabrication Methods, Mechanical Properties, Failure Mechanisms and Applications », in *Comprehensive Structural Integrity*, Elsevier, 2022, p. 433-466. doi: 10.1016/B978-0-12-822944-6.00019-0.
- [60] A. Masmoudi, « Modélisation et développement expérimental du procédé de fabrication additive par fusion laser sélective d'un lit de poudre métallique : influence de la pression de l'atmosphère », 2016, doi: 10.13140/RG.2.2.21371.57127.
- [61] O. Andreau, « Nocivité en fatigue et contrôle de défauts produits par fabrication additive ».
- [62] X. Tian, Z. Zhao, H. Wang, X. Liu, et X. Song, « Progresses on the additive manufacturing of functionally graded metallic materials », *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 960, p. 170687, oct. 2023, doi: 10.1016/j.jallcom.2023.170687.
- [63] T. Maconachie *et al.*, « SLM lattice structures: Properties, performance, applications and challenges », *Materials & Design*, vol. 183, p. 108137, déc. 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.108137.

- [64] R. Saremian, M. Badrossamay, E. Foroozmehr, M. Kadkhodaei, et F. Forooghi, « Experimental and numerical investigation on lattice structures fabricated by selective laser melting process under quasi-static and dynamic loadings », *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 112, n° 9-10, p. 2815-2836, févr. 2021, doi: 10.1007/s00170-020-06112-0.
- [65] S. Junk et L. Burkart, « Comparison of CAD systems for generative design for use with additive manufacturing », *Procedia CIRP*, vol. 100, p. 577-582, 2021, doi: 10.1016/j.procir.2021.05.126.
- [66] R. Lorentz, « Formalisation d'un modèle de conception et d'innovation dans le domaine des bio-industries : cas des particules d'argile. ».
- [67] EOS: Electro Optical Systems Electro Optical Systems, « Material\_DataSheet\_EOS\_MaragingSteel\_MS1\_EOSM290\_EOSM290400W\_EOS M300-4\_EOSM400\_EOSM400-4\_en.pdf ». 2022.
- [68] O. Rayan, J. Brousseau, C. Belzile, et A. E. Ouafi, « Maraging steel powder recycling effect on the tensile and fatigue behavior of parts produced through the laser powder bed fusion (L-PBF) process », *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 127, n° 3-4, p. 1737-1754, juill. 2023, doi: 10.1007/s00170-023-11522-x.
- [69] L. Hao, S. Dadbakhsh, O. Seaman, et M. Felstead, « Selective laser melting of a stainless steel and hydroxyapatite composite for load-bearing implant development », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, n° 17, p. 5793-5801, août 2009, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2009.06.012.
- [70] A. Prasad, *How to run homogenization*, 27 mai 2025. [En ligne]. Disponible sur: June 05 , 2025



