



HAL
open science

Nouvelles méthodologies de conception de moules et noyaux architecturés de fonderie sable fabriqués par fabrication additive

Tugdual Le Neel

► **To cite this version:**

Tugdual Le Neel. Nouvelles méthodologies de conception de moules et noyaux architecturés de fonderie sable fabriqués par fabrication additive. Génie mécanique [physics.class-ph]. École centrale de Nantes, 2019. Français. NNT : 2019ECDN0022 . tel-02475842

HAL Id: tel-02475842

<https://theses.hal.science/tel-02475842>

Submitted on 12 Feb 2020

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE DE DOCTORAT DE

L'ÉCOLE CENTRALE DE NANTES
COMUE UNIVERSITÉ BRETAGNE LOIRE

ÉCOLE DOCTORALE N° 602
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : *Génie Mécanique*

Par

Tugdual LE NÉEL

**Nouvelles méthodologies de conception de moules et noyaux
architecturés de fonderie sable fabriqués par fabrication additive**

Date de soutenance : le 3 septembre 2019 à Centrale Nantes

Unité de recherche : Institut de Recherche en Génie Civil et Mécanique

Composition du Jury :

Rapporteurs avant soutenance :

Mohamed El Mansori Professeur des universités
Frédéric Segonds Maître de conférences HdR

ENSAM Paris Tech – Campus d'Aix en Provence
ENSAM Paris Tech

Présidente :
Nadège Troussier Professeur des universités

Université de Troyes

Directeur de thèse :
Jean-Yves Hascoët Professeur des universités
Co-directeur de thèse :
Pascal Mognol Professeur des universités

École Centrale de Nantes

ENS Rennes

Invité :
Didier Horlville Specialist Engineering & Technology + Advanced Manufacturing Engineering Fellow - Honeywell Garrett – Advancing Motion

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier Pascal Mognol et Jean-Yves Hascoët de m'avoir contacté afin de poursuivre cette thèse. Votre confiance m'a beaucoup aidé. Je tiens également à vous remercier pour votre style de management de thèse qui m'a permis (de mon point de vue) d'entreprendre librement à ma manière. J'ai beaucoup apprécié les réunions d'échanges en présentsiels. Je retiendrai de bons souvenirs de cette formation doctorale.

Je tiens à adresser mes sincères remerciements aux membres du jury en acceptant d'examiner ce travail et de l'enrichir par leurs propositions.

Ma formation licence-master de Université de Rennes 1 m'a donné de bonnes bases scientifiques et je remercie Erwan Bouguenec, Nicolas Vigneron, Laurent Blanchard, Jean-Christophe Sangleboeuf et son équipe.

Je tiens à remercier le personnel de l'ENS de Rennes là où j'ai passé ma première année de doctorat. Les remerciements s'étendent à Nantes là où les dernières années de thèses se sont concrétisées. Ces indénombrables parties de coinche permettent vraiment de déstresser et penser à autre chose.

J'adresse également les remerciements à M. Bonnefoy pour le montage du projet et son équipe Ardennaise pour avoir fabriqué les moules ; à Aude Caillaud et son équipe pour avoir également fabriqué des moules, et réalisé les coulées et simulations ; à Nicolas Boyard pour les essais de conduction thermique à Polytech Nantes ; à Gérard Mauvoisin pour les analyses d'indentation ; à Jean-Michel Le Brun pour la fabrication et conseil des outillages et autres appareils.

Je ne saurais remercier ma famille pour leur soutien inconditionnel. Et Julien.

Finalement, je tiens à remercier Amandine pour avoir passé ces années à me supporter et à m'aider à me relever de ces bas. Merci pour tout.

« Seul on va plus vite, ensemble on va plus loin... »

-Dicton africain

Table des matières

<i>Table des illustrations</i>	8
<i>Table des tableaux</i>	13
<i>Glossaire</i>	<i>Erreur ! Signet non défini.</i>
1 Avant-propos	15
2 La fonderie	15
2.1 Généralités.....	15
2.2 Le moulage sable	17
2.3 Les liants	19
2.4 Conclusion	19
3 La fabrication additive	19
3.1 Généralités.....	19
3.2 La Fabrication additive indirecte.....	23
4 Contributions	24
5 Plan du manuscrit	25
Chapitre 1 - État de l'art	26
1 Introduction	27
2 Fabrication additive	29
2.1 État de l'art : opportunités.....	29
2.2 Capabilité machines.....	29
2.3 Design for Additive Manufacturing.....	30
2.4 Machines.....	33
3 Fonderie	34
3.1 Analyse de cycle de vie	34
3.2 Refroidissement & microstructure.....	35
3.3 Conductivité thermique	36
4 Synthèse	37
Chapitre 2 - Coque à épaisseur et de conductivité thermique variables ...38	
1 Intérêt et enjeux	39
1.1 La conception en fonderie sable	39
1.2 L'avantage de la gestion du refroidissement.....	40
2 Méthodologie coque à épaisseur variable	42
2.1 Définition de la DFAM coque à épaisseur variable	42
2.2 Équations sous-jacentes	43
2.3 Simulation de DFAM de la coque à épaisseur variable	44
2.4 Fabrication de coques et analyse des éprouvettes	54

3 Synthèse et perspectives	62
3.1 Synthèse	62
3.2 Perspectives	63
Chapitre 3 - Architecturation	64
1 Intérêt et enjeux	65
2 Méthodologie architecturation	65
2.1 Définition de la DFAM architecturation.....	65
2.2 Épaisseur de coque.....	66
2.3 Génération d'alvéoles.....	68
3 Synthèse et perspectives	73
3.1 Synthèse	73
3.2 Perspectives	73
Chapitre 4 - Grappe	74
1 Intérêt et enjeux	75
1.1 Grappe.....	75
1.2 État de l'art.....	75
2 Méthodologie grappe	77
2.1 Définition de la DFAM grappe	77
2.2 Simulation DFAM	85
2.3 Géométrie de l'hélice.....	86
3 Synthèse et perspectives	87
3.1 Synthèse	87
3.2 Perspectives	87
Chapitre 5 - Multimatériaux	88
1 Intérêts et enjeux	89
2 État de l'art	90
2.1 Refroidisseurs intérieurs.....	90
2.2 Refroidisseurs extérieurs	91
3 DFAM Multimatériaux	92
3.1 Introduction.....	92
3.2 Simulation	94
3.3 Coulée et analyse mécanique.....	100
4 Synthèse & Perspectives	108
4.1 Synthèse	108
4.2 Perspectives	109
Synthèse et perspectives	110
1 Synthèse et apport des travaux menés	111

2 Perspectives.....	112
<i>Annexe</i>	<i>114</i>
A-1 Les données thermiques.....	115
A-1-1 Méthode de la plaque chaude.....	116
A-1-2 Analyse par le couplage de la diffusion et de la capacité thermique.....	119
A-1-3 Bande auto échauffante	123
A-1-4 Quantification de la conduction thermique.....	126
A-1-5 Méthode fonderie + simulation.....	127
A-2 Les données mécaniques.....	132
A-3 Prise en compte de la dégradation thermique.....	136
A-3-1 Introduction.....	136
A-3-2 Essais mécaniques.....	137
A-3-3 Méthodologie.....	138
A-3-4 Conclusion	140
A-4 Effet de la taille de grains.....	141
A-5 Refroidissement du moule forcé et humide.....	142
<i>Bibliographie</i>	<i>143</i>

Table des illustrations

Introduction

Figure 0.1 Échelle de niveau de maturité technologique [2]	15
Figure 0.2 Répartition de la fonderie en 2017 [5]	16
Figure 0.3 Répartition de la fonderie par marché en 2017 [5]	16
Figure 0.4 Évolution de la production de fonderie en France [5]	16
Figure 0.5 Évolution du nombre de salariés en fonderie française	17
Figure 0.6 Coulée d'alliage d'aluminium dans un moule en sable	17
Figure 0.7 Processus de fonderie : Moulage sable	18
Figure 0.8 Comparaison entre la fonderie, l'usinage, et la fabrication additive	20
Figure 0.9 Comparaison de l'historique de la fonderie avec la fabrication additive ZOOM	20
Figure 0.10 Projection de liant [17]	21
Figure 0.11 Fusion sur lit de poudre [17]	21
Figure 0.12 Photopolymérisation en cuve [17]	21
Figure 0.13 Projection de matière [17]	21
Figure 0.14 Extrusion de matière [17]	22
Figure 0.15 Dépôt de matière sous flux d'énergie dirigé [17]	22
Figure 0.16 Stratification de couches [17]	22
Figure 1.1 Courbe de Gartner appliquée à la fabrication additive [24]	27
Figure 1.2 Classification des techniques de l'outillage rapide [25]	28
Figure 1.3 Simplification d'un moule en coque et rajout d'isogrid [24]	31
Figure 1.4 Schématisation d'une cavité [43]	31
Figure 1.5 Schématisation de multiples cavités [44]	31
Figure 1.6 Descentes de coulée a) inclinée, b) parabolique, c) hyperbolique, d) hélice conique [45]	32
Figure 1.7 Comportements du remplissage a) conventionnel, b) en hélice conique [45]	32
Figure 1.8 Coûts de production (outillage + fabrication) pour des quantités de 30, 100, et 1000 pièces	33
Figure 1.9 Analyse des flux du procédé de fonderie sable [49]	34
Figure 1.10 Diagramme d'Umberto pour le procédé de projection de liant [50]	34
Figure 1.11 Moule en escalier à section variable [57]	35
Figure 1.12 1 – sable + 10 % graphite + billes acier; 2 – reclaim + 10 % graphite, $\rho = 1.5 \text{ g/cm}^3$; 3 – sable + 10 % graphite, $\rho = 1,6 \text{ g/cm}^3$; 4 – reclaim + billes acier; 5 – sable + steel shot; 6 – sable sodium de silicate; 7 – sable + 5 % graphite; 8 – chromite sable, $\rho = 2,9 \text{ g/cm}^3$; 9 – sable, $\rho = 1,6 \text{ g/cm}^3$; 10 – sable, $\rho = 1,5 \text{ g/cm}^3$.	36
Figure 2.1 Empreinte d'un moule dans un châssis, épaisseur différente	39
Figure 2.2 Relation entre la vitesse de refroidissement de l'A356 et de l'espacement des dendrites secondaires [64]	40
Figure 2.3 Relations de la microstructure de l'A356 avec ses propriétés mécaniques [64]	40
Figure 2.4 – Relation entre la vitesse de refroidissement de différents alliages et de l'espacement des dendrites secondaires [56]	41
Figure 2.5 Processus de conception d'un moule à épaisseur variable	42
Figure 2.6 Moule conventionnel, pièce 4 mm et moule 500 mm	45
Figure 2.7 Plan de symétrie verticale	45
Figure 2.8 Isolation d'une tranche sans effet de bords	45
Figure 2.9 Cas de conduction simple : pièce 2 mm, moule 500 mm	45
Figure 2.10 Simulation d'un élément de pièce entre 2 mm et 16 mm pour un moule à 500 mm	46

Figure 2.11	Variation de l'épaisseur de la pièce à épaisseur de moule fixé à 500 mm	46
Figure 2.12	Simulation d'un élément de pièce de 16 mm pour un moule variant de 10 mm à 1000 mm	47
Figure 2.13	Refroidissements de moule d'épaisseur différente pour une pièce de 16 mm	47
Figure 2.14	Simulation d'un élément de pièce de 2 mm pour un moule variant de 3 mm à 18 mm	47
Figure 2.15	Variations de l'épaisseur du moule avec une épaisseur de pièce de 2 mm	47
Figure 2.16	Simulation d'un élément de pièce de 16 mm pour un moule variant de 10 mm à 40 mm avec des conductions thermiques différentes	48
Figure 2.17	Influence de l'épaisseur du moule entre 10 mm à 40 mm pour une section de 16 mm	48
Figure 2.18	Marquage du point de refroidissement le plus rapide d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $1,4 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$.	49
Figure 2.19	Marquage du point de refroidissement le plus lent d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $1,4 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$.	49
Figure 2.20	Marquage du point de refroidissement le plus rapide d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $0,7 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$.	49
Figure 2.21	Marquage du point de refroidissement le plus lent d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $0,7 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$.	49
Figure 2.22	Variation de la pièce, du moule, et de la conduction thermique	51
Figure 2.23	— Courbe des couples idéaux	51
Figure 2.24	Schématisation de la variation de la zone de convection entre 1 mm et 1000 mm	52
Figure 2.25	Variation de la taille de convection	52
Figure 2.26	Effet de la convection thermique sur les couples permettant un refroidissement identique	52
Figure 2.27	Moules de 5 mm, 15 mm, et 25 mm	54
Figure 2.28	Moule épaisseur 5 mm	54
Figure 2.29	Moule épaisseur 15 mm	54
Figure 2.30	Moule épaisseur 25 mm	54
Figure 2.31	Retassures dans l'éprouvette issue de la coque : a) 5 mm, b) 25 mm	55
Figure 2.32	Fabrication des coques	56
Figure 2.33	Coques prêtes à la coulée	56
Figure 2.34	Percée de coulée épaisseur 5 mm #1	56
Figure 2.35	Percée de coulée épaisseur 5 mm #2	56
Figure 2.36	Moule en poudre d'aluminium	57
Figure 2.37	Vue de côté d'une éprouvette avec un flagrant défaut	57
Figure 2.38	Rupture d'une éprouvette	58
Figure 2.39	Résultats de traction pour les coques a) 5 mm, b) 15 mm, c) 25 mm, D) 15 mm aluminium	58
Figure 2.40	Courbe traction éprouvette 5 mm silice	60
Figure 2.41	Courbe traction éprouvette 15 mm silice	60
Figure 2.42	Courbe traction éprouvette 25 mm silice	60
Figure 2.43	Courbe traction éprouvette 15 mm aluminium	60
Figure 2.44	Comparaisons des valeurs moyennes de traction entres-elles	60
Figure 2.45	Zoom sur la courbe de traction	61
Figure 3.1	Méthodologie d'architecturation	65
Figure 3.2	Pièce de 20 mm d'épaisseur et coque de 60 mm	66
Figure 3.3	Coque 5 mm	66
Figure 3.4	Coque asymétrique 20 mm et 5 mm	66
Figure 3.5	Mise en place de la simulation a) vue ISO, b) vue de coupe	67

<i>Figure 3.6</i> Courbes de température à 2,5 mm entre l'interface moule/métal	67
<i>Figure 3.7</i> Courbes de refroidissement du métal pour les coques 5 mm, 15 mm, 25 mm, et pleine	68
<i>Figure 3.8</i> Différents remplissage généré par le logiciel slic3r [65]	68
<i>Figure 3.9</i> Alvéoles connectées	68
<i>Figure 3.10</i> Alvéoles non-connectées	68
<i>Figure 3.11</i> Coupe d'une éprouvette après fabrication	70
<i>Figure 3.12</i> Coupe d'une éprouvette tassé après fabrication	70
<i>Figure 3.13</i> Configuration "peu" d'alvéoles	71
<i>Figure 3.14</i> Configuration "moyenne" d'alvéoles	71
<i>Figure 3.15</i> Configuration "beaucoup" d'alvéoles	71
<i>Figure 3.16</i> Comparaison des courbes de température pour les architectures « peu, moyenne, et beaucoup »	71
<i>Figure 3.17</i> Comparaison des courbes de température pour les coques 5 mm, 25 mm, la configuration peu, plein	72
<i>Figure 3.18</i> Courbes de refroidissement du métal pour les architecturation peu, moyenne, et beaucoup	72
<i>Figure 4.1</i> Caissons de fabrication de quatre pièces identiques	75
<i>Figure 4.2</i> Caissons de fabrication de quatre pièces différentes	75
<i>Figure 4.3</i> Jet de coulée en ressort conique	75
<i>Figure 4.4</i> Vitesse en m/s de la distribution du remplissage avec un système conventionnel	76
<i>Figure 4.5</i> Vitesse en m/s de la distribution du remplissage avec un système par le bas	76
<i>Figure 4.6</i> Vitesse en m/s de la distribution du remplissage avec un système conique	76
<i>Figure 4.7</i> Logigramme de la DFAM de pièces en grappe	77
<i>Figure 4.8</i> Volume de fabrication d'une machine cartésienne	78
<i>Figure 4.9</i> Volume de fabrication simplifié d'un robot	78
<i>Figure 4.10</i> Importation des pièces	78
<i>Figure 4.11</i> Vérification de la possibilité de fabrication	78
<i>Figure 4.12</i> Remplissage à 45 °	79
<i>Figure 4.13</i> Remplissage à la verticale	79
<i>Figure 4.14</i> Organisation dans le plan XY	79
<i>Figure 4.15</i> Rajout du bassin de coulée	80
<i>Figure 4.16</i> Générations du jet de coulée	80
<i>Figure 4.17</i> Rajout d'un jet à 45 °	81
<i>Figure 4.18</i> Rajout des canaux	81
<i>Figure 4.19</i> Géométrie à changement brusque	82
<i>Figure 4.20</i> Géométrie à changement progressif	82
<i>Figure 4.21</i> Ensemble sans masselottes	82
<i>Figure 4.22</i> Ensemble avec masselottes	82
<i>Figure 4.23</i> Rajout d'évents	82
<i>Figure 4.24</i> Création de l'enveloppe vue de dessus	83
<i>Figure 4.25</i> Création de l'enveloppe vue ISO	83
<i>Figure 4.26</i> Réalisation du moule avec les opérations booléennes	83
<i>Figure 4.27</i> Découpe de la pièce en deux parties	84
<i>Figure 4.28</i> Détrompeur male	84
<i>Figure 4.29</i> Détrompeur femelle	84
<i>Figure 4.30</i> Simulation 1 ProCast de la vitesse du fluide (m·s ⁻¹)	85
<i>Figure 4.31</i> Simulation 2 ProCast de la vitesse du fluide (m·s ⁻¹)	85

Figure 4.32 Simulation 3 ProCast de la vitesse du fluide ($m \cdot s^{-1}$)	85
Figure 4.33 Plan de coupe permettant l'analyse de la vitesse ($m \cdot s^{-1}$)	86
Figure 4.34 Conception numéro 1	86
Figure 5.1 Génération d'un point chaud dans un angle droit	89
Figure 5.2 Conception en angle arrondi	89
Figure 5.3 Préconisation du changement de section en fonderie	89
Figure 5.4 Géométries sources de défauts et modifications	90
Figure 5.5 Différentes géométries de refroidisseurs intérieurs [66]	90
Figure 5.6 Maintient en place d'un noyau avec un refroidisseur [67]	91
Figure 5.7 Angle droit avec et sans refroidisseur extérieur	91
Figure 5.8 Placements des refroidisseurs extérieurs [68]	91
Figure 5.9 Conceptions engendrant des défauts	92
Figure 5.10 Reconception	92
Figure 5.11 Conception de la pièce visée	92
Figure 5.12 Placement des sources de problèmes	93
Figure 5.13 Logigramme de la méthodologie de conception multimatériaux	93
Figure 5.14 Paramétrage mono matériau	95
Figure 5.15 Résultats de simulation mono matériau	95
Figure 5.16 Paramétrage multi matériaux	95
Figure 5.17 Résultats de simulation multi matériaux	95
Figure 5.18 Définition de l'angle droit idéal	95
Figure 5.19 Conception optimale mono matériau	96
Figure 5.20 Conception erronée mono matériau	96
Figure 5.21 Conception optimale multimatériaux	96
Figure 5.22 Résultats graphiques de la simulation de la conception conventionnelle mono matériau entre 0,04 s, 0,1 s, et 0,2 s	96
Figure 5.23 Résultats de simulation ProCast d'une conception conventionnelle mono matériau	97
Figure 5.24 Résultats graphiques de la simulation de la conception angle droit mono matériau entre 0,04 s, 0,1 s, et 0,2 s	98
Figure 5.25 Résultats de simulation ProCast d'une conception angle droit mono matériau	98
Figure 5.26 Résultats graphiques de la simulation de la conception angle droit multimatériaux entre 0,04 s, 0,1 s, et 0,2 s	99
Figure 5.27 Résultats de la simulation ProCast d'une conception en angle à droit multimatériaux	100
Figure 5.28 Outillages permettant la réalisation des moules	101
Figure 5.29 Moule en quatre parties réalisées à la main	101
Figure 5.30 Moule conception optimale mono matériau 1	102
Figure 5.31 Moule conception angle droit mono matériau	102
Figure 5.32 Moule conception angle droit multimatériaux 2	102
Figure 5.33 Assemblage des moules et colmatage des joints avec de l'argile	102
Figure 5.34 Pièces coulées	102
Figure 5.35 Répartition des SDAS homogène	103
Figure 5.36 Répartition des SDAS asymétrique	103
Figure 5.37 Répartition des SDAS symétrique	103
Figure 5.38 Prise d'image à X5 de la conception optimale mono matériau a) coin extérieur, b) milieu, c) coin intérieur	103

Figure 5.39 Prise d'image à X5 de la conception angle droit mono matériau a) coin extérieur, b) milieu, c) coin intérieur	103
Figure 5.40 Prise d'image à X5 de la conception angle droit multimatériaux 2 a) coin extérieur, b) milieu, c) coin intérieur	104
Figure 5.41 Courbe de charge et décharge classique	104
Figure 5.42 Coupe de la conception optimale mono matériau	105
Figure 5.43 Courbes d'indentation de la conception optimale mono matériau	105
Figure 5.44 Coupe de la conception angle droit mono matériau	106
Figure 5.45 Courbes d'indentation de la conception angle droit mono matériau	106
Figure 5.46 Coupe de la conception angle droit multimatériaux matériau	107
Figure 5.47 Courbes d'indentation de la conception angle droit multimatériaux matériau	107
Figure 5.48 Changement de section de gros à petit	109
Figure 5.49 Changement de section de petit à gros	109
Figure A.1 Outils disponibles pour mesurer les propriétés thermiques	116
Figure A.2 Principe fonctionnement plaque chaude gardée	117
Figure A.3 Plaque de 15 mm x 15 mm avec sa garde de 40 mm x 40 mm	117
Figure A.4 Machine plaque gardée	118
Figure A.5 Plaque et garde installées dans la machine	118
Figure A.6 Capture écran du logiciel de l'acquisition de donnée de la plaque gardée	118
Figure A.7 Principe d'analyse de la technique Flash	120
Figure A.8 Netzsch LFA 467 à Polytech Nantes	120
Figure A.9 Échantillon graphitisé dans son socle	120
Figure A.10 Échantillon coupé en deux	120
Figure A.11 Capture d'écran du logiciel d'acquisition de donnée du LFA 467	121
Figure A.12 Differential scanning calorimetry (DSC) [3]	121
Figure A.13 Essai sur la plage de température de 20 °C à 500 °C	122
Figure A.14 Essai sur la plage de température de 20 °C à 30 °C	122
Figure A.15 Pont de résistances	124
Figure A.16 Simulation du champ de propagation de température	124
Figure A.17 Définition du sable Voxeljet VX200 utilisé	124
Figure A.18 Disposition théorique des grains et de la résine	126
Figure A.19 Maquette numérique du dispositif de coulé	128
Figure A.20 Dispositif réel	128
Figure A.21 Modèle numérique ProCast	128
Figure A.22 Simulation : FA plein en Silice	128
Figure A.23 Thermocouple point 1	128
Figure A.24 Thermocouple point 2	128
Figure A.25 Thermocouple point 3	129
Figure A.26 Thermocouple 4 (métal)	129
Figure A.27 Conductivité de la silice à température	129
Figure A.28 Coefficient à l'interface à température de la silice	129
Figure A.29 Point 1 comparaison	129
Figure A.30 Point 2 comparaison	129
Figure A.31 Point 3 Comparaison	130
Figure A.32 Recalage des points réels et simulation pour l'aluminium	130
Figure A.33 Recalage des points réels et simulation pour l'acier	131

<i>Figure A.34 Dégradation thermique de la coque 5 mm</i>	136
<i>Figure A.35 Résistance mécanique du silicate de sodium à température [16]</i>	136
<i>Figure A.36 Dégradation thermique d'une éprouvette réalisée à la main</i>	137
<i>Figure A.37 Résistance à la compression d'éprouvette de fabrication additive avec dégradation thermique</i>	138
<i>Figure A.38 Méthodologie prenant en compte la dégradation thermique</i>	139
<i>Figure A.39 Schématisation d'une éprouvette en porte à faux</i>	140
<i>Figure A.40 Schématisation d'une éprouvette en porte à faux avec rajout local de matière</i>	140
<i>Figure A.41 Sphères de diamètre 1 mm sur une topologie</i>	141
<i>Figure A.42 Sphères de diamètre 0,1 mm sur une topologie</i>	141
<i>Figure A.43 Schématisation d'une fabrication par lit de poudre</i>	141
<i>Figure A.44 Conductivité thermique de l'air humide à température [17]</i>	142
<i>Figure A.45 Capacité thermique de l'air à température [3]</i>	142
<i>Figure A.46 Flux d'air autour de forme différente</i>	142

Table des tableaux

<i>Tableau 2.1 Paramètres pour l'équilibre à 560 °C en 120 secondes</i>	50
<i>Tableau 2.2 Effet du coefficient de convection thermique</i>	53
<i>Tableau 2.3 Prise des côtes, analyse des surfaces, et déduction de la contrainte maximale</i>	58
<i>Tableau 2.4 Récapitulatif des contraintes maximales et elongations</i>	59
<i>Tableau 3.1 Estimation de la perte de masse avec les coques</i>	67
<i>Tableau 3.2 Densité du sable présent dans les éprouvettes suivant les axes X, Y, et Z</i>	69
<i>Tableau 3.3 Comparaison coefficient de foisonnement</i>	69
<i>Tableau 3.4 Différence de surface et de volume sans alvéoles et avec différentes configurations</i>	71
<i>Tableau 4.1 Plan d'expérience</i>	86
<i>Tableau 4.2 Résultats des simulations</i>	87
<i>Tableau 5.1 Résultats de l'analyse d'indentation de la conception optimale mono matériau</i>	105
<i>Tableau 5.2 Résultats de l'analyse d'indentation de la conception angle droit</i>	106
<i>Tableau 5.3 Résultats de l'analyse d'indentation de la conception angle droit multimatériaux matériau</i>	107

Contexte général de l'étude

<i>Introduction</i>	14
1 Avant-propos	15
2 La fonderie	15
2.1 Généralités	15
2.2 Le moulage sable	17
2.3 Les liants	19
2.4 Conclusion	19
3 La fabrication additive	19
3.1 Généralités	19
3.2 La Fabrication additive indirecte	23
4 Contributions	24
5 Plan du manuscrit	25

1 Avant-propos

Cette thèse a été réalisée entre janvier 2016 et janvier 2019 dans le cadre du projet *Moules et Noyaux ARCHitecturés par ImprEssion 3D Sable* (MONARCHIES) financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR). Celui-ci répond à la thématique :

Les grands défis sociétaux : Stimuler le renouveau industriel

L'ANR fait le constat que la compétitivité et l'offre des entreprises françaises en berne sont celles qui n'ont pas choisi la fabrication de biens innovants ou à forte valeur ajoutée [1]. De plus, l'organisme soutient les projets proposant une fabrication plus propre et durable, tout en défendant l'économie circulaire. Ainsi, cette thématique offre au projet situé au *Technology Readiness Level* 1 à 4 d'être étudié. Cette courbe de maturité permet d'estimer l'avancement d'une nouvelle technologie, figure 0.1 [2].

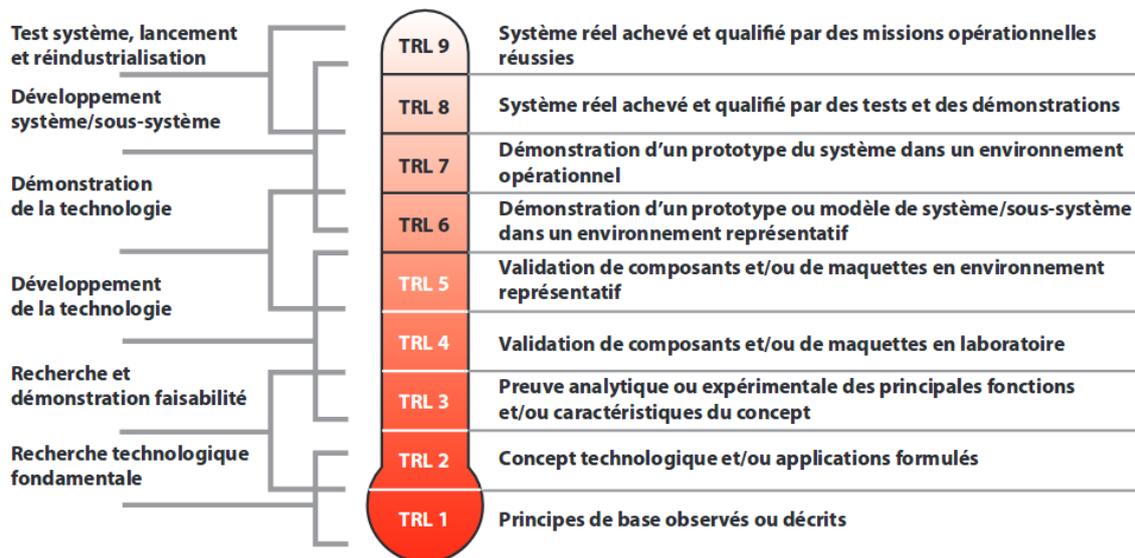


Figure 0.1 Échelle de niveau de maturité technologique [2]

Pour répondre à ce défi, un consortium a été constitué avec trois laboratoires (LAMPA : Arts et Métiers ParisTech Angers, LISM : Université de Reims, GeM : Centrale Nantes) et quatre fonderies (La fonderie Rocroyenne d'Aluminium, La Fonderie Brousseval et Montreuil, La Fonderie Vignon, La Fonte Ardenaise). Ce consortium vise à formaliser de nouvelles règles métiers de la fonderie sable rendues possible avec la fabrication additive sable. Nous allons donc présenter successivement dans cette introduction, la fonderie, le moulage sable, la fabrication additive, et les contributions présentées.

2 La fonderie

2.1 Généralités

La fonderie, procédé de fabrication connu depuis sept millénaires est l'un des plus vieux métiers [3]. Les pièces issues de la fonderie sont présentes dans 90 % des biens manufacturés [4]. Elles se retrouvent dans des produits finis comme l'automobile, les ordinateurs, les jouets, ou

Contexte général de l'étude

encore les ustensiles de cuisine ; en France, la répartition est constituée à 51 % par la construction automobile, poids lourds, et équipementiers ainsi que 20 % pour la mécanique, et 19 % pour le bâtiment et la voirie (figure 0.2) [5]. La fabrication des pièces métalliques regroupe deux catégories : ferreux (fonte et acier) et non ferreux (aluminium, titane, cuivre, etc.). Leurs proportions de marché en France sont représentés par la figure 0.3 [5].

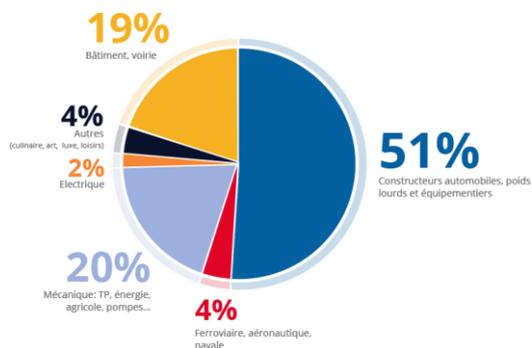


Figure 0.2 Répartition de la fonderie en 2017 [5]

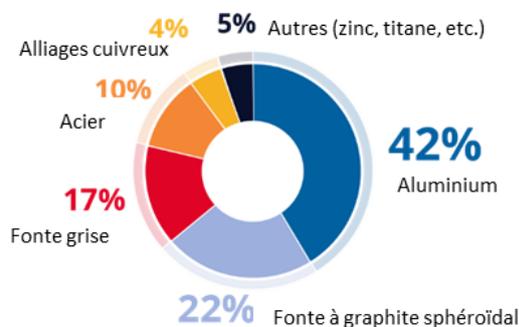


Figure 0.3 Répartition de la fonderie par marché en 2017 [5]

En 2014, le 49^{ème} consensus de la production de la fonderie dans le monde a observé une production de 103,6 millions de tonnes de métal ferreux et non ferreux coulés, soit un accroissement de 2,3 % par rapport à 2013 [6]. Le dernier rapport indique une stagnation de la production avec 104,1 millions de tonnes d'alliage produit dans le monde [7].

Quant à la France, en 2017 1,7 millions de tonnes de produits ont été coulés, soit 5,6 milliards d'euros grâce à ses 380 entreprises et 30 019 salariés [5]. Bien que l'on puisse considérer la production comme stagnante au vue de la figure 0.4, le nombre de salariés est lui, constamment en déclin depuis des décennies (figure 0.5).

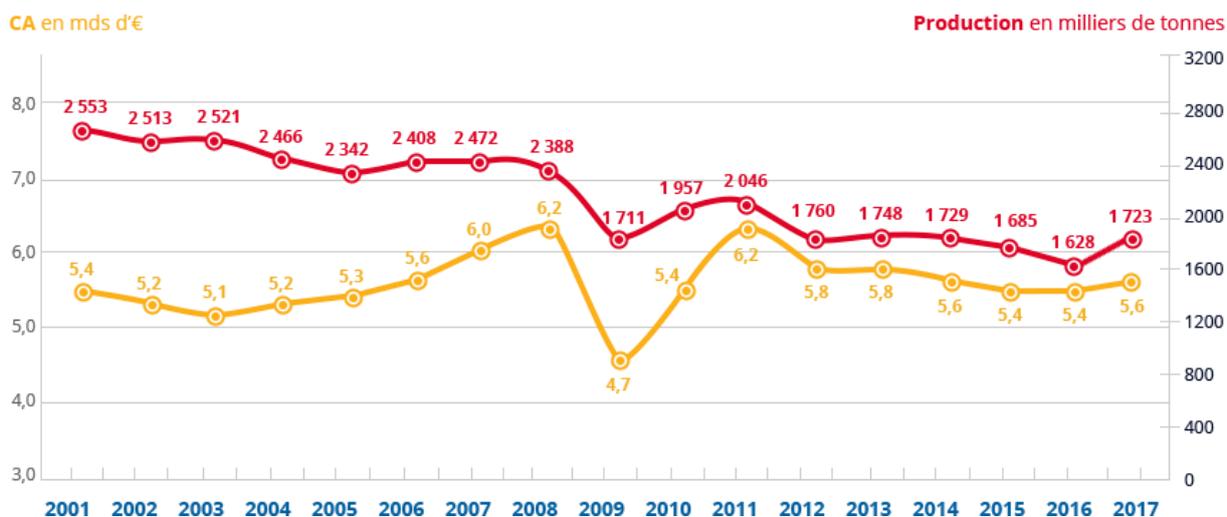


Figure 0.4 Évolution de la production de fonderie en France [5]

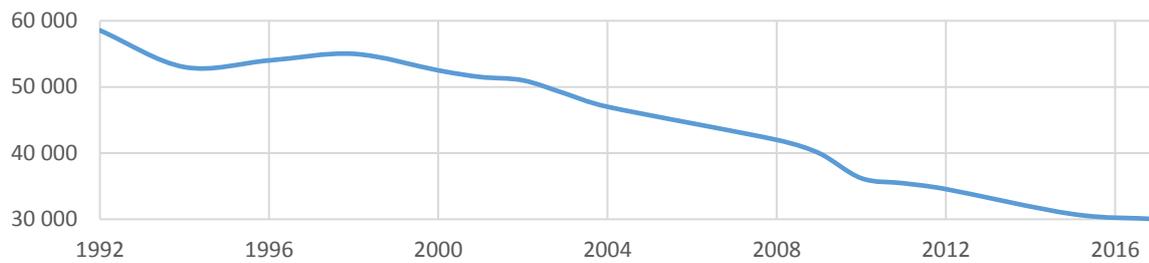


Figure 0.5 Évolution du nombre de salariés en fonderie française

2.2 Le moulage sable

Procédé efficient de production de pièces métalliques de grande série, la fonderie sable consiste à verser du métal liquide dans une cavité, appelée moule (figure 0.6).



Figure 0.6 Coulée d'alliage d'aluminium dans un moule en sable

Le moule est le négatif de la pièce, celle-ci peut être d'une forme complexe ou simple. Il est souvent en sable, mélangé avec un liant. Ces choix de matériau et de géométrie de cavité vont influencer l'apparence de la pièce, modifiant aussi bien sa forme que sa qualité, par exemple : son état de surface et ses propriétés mécaniques. Une fois la pièce refroidie, celle-ci est libérée de ce moule par destruction du dit moule.

Le moule en sable est donc à usage unique.

Finalement, la pièce coulée devra ensuite subir quelques étapes de parachèvement avant de pouvoir être utilisée.

Mettons-nous dans un cas de fabrication simple où le moule est seulement en deux parties. Dans ces circonstances, le principe simplifié de fabrication est le suivant et est illustré par la figure 0.7 :

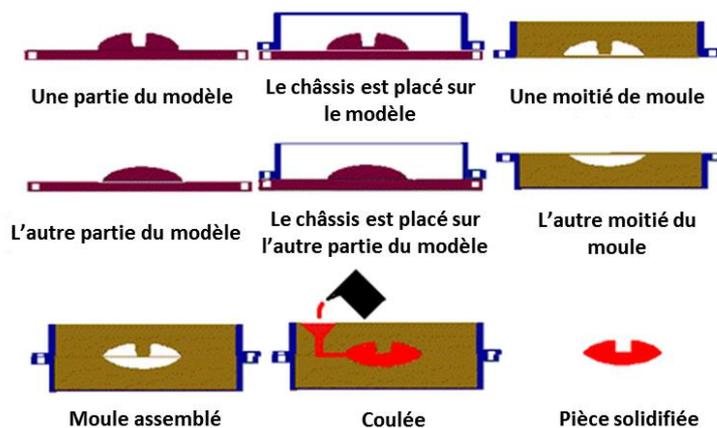


Figure 0.7 Processus de fonderie : Moulage sable

1. Réalisation de deux plaques modèles

Les plaques modèles forment le négatif du moule. Elles sont réalisées conventionnellement en bois car la mise en œuvre est simple. Des matériaux polymères ou métalliques peuvent également être utilisés. Ces plaques peuvent être réalisées avec des outils manuels ou par machine à commandes numériques. Les outils numériques regroupent les machines de type par enlèvement de matière (usinage) ou par ajout de matière (fabrication additive).

Assemblés, ces deux modèles sont géométriquement identiques à la pièce désirée. Un rajout permettant l'acheminement du métal liquide cependant nécessaire.

2. Réalisation des deux parties du moule

La première plaque modèle est mise dans une structure support appelé châssis. Elle est ensuite recouverte d'un mélange sable + liant. Ce mélange est ensuite tassé. Le tassage permet aux grains de sable d'épouser parfaitement la topologie du modèle. Puis le schéma est reproduit avec la deuxième plaque modèle.

3. Assemblage du moule

Les deux parties du moule sont solidarisiées. La jonction entre les deux se nomme plan de joint.

4. Coulée du métal

Le métal fondu passe au travers d'un entonnoir de coulée et vient remplir les cavités du moule au fur et à mesure jusqu'au remplissage complet de celui-ci.

5. Refroidissement

Une fois le métal entièrement refroidi (le temps d'attente est souvent obtenu par des règles métiers), le moule est détruit afin de récupérer la pièce fabriquée.

Si dans cette synthèse simplifiée, le moule est réalisé en deux parties, la réalité est souvent bien plus complexe. Dans les cas les plus compliqués, le moule peut être morcelé en une dizaine de parties et comporter ce que l'on appelle des noyaux. Les noyaux permettent de réaliser la

forme intérieure de la pièce métallique. N'oublions pas que le modèle permet la création d'un moule en sable, un moule destiné à la fabrication d'une pièce. C'est pourquoi, il est réalisé en plusieurs parties, l'objectif étant de pouvoir désolidariser le modèle du moule sans aucune casse ni déformation. Ainsi le plan de joint des multiples parties du moule doit donc être méthodologiquement pensé afin de permettre au modèle de se libérer sans détruire le moule. Ceci tout en laissant le moins de traces possible ; de même pour les noyaux. Ces contraintes sont appelées règles de fabrication. En moulage sable plusieurs subtilités sont à prendre en considération comme l'orientation du remplissage ou les différences de conception selon l'alliage coulé (fonte ou aluminium par exemple). Ces dissimilitudes sont principalement dues à la grande différence de température de mise en forme. En conséquence de ces subtilités, des règles de conception seront détaillées en annexe.

2.3 Les liants

Évoqué plus tôt, les moules à base de matériaux granulaires nécessitent un liant afin de les tenir en place lors de la coulée. C'est un vrai problème scientifique que d'apporter la juste quantité de liant pour : maintenir en place la géométrie de la cavité, obtenir une résistance mécanique suffisante, éviter l'érosion, ne pas être trop lourd, consommer le moins de matériaux possible, éviter le dégazement du liant lors de la coulée, et être isotrope.

Les techniques actuelles en fonderie se basent principalement sur deux liants organiques et plus précisément les liants à base de phénol et de furan. Il est parfois utilisé du liant inorganique. Lors de la coulée, ces résines organiques – à base de carbone – réagissent avec la chaleur latente du métal en fusion et dégagent des composés organiques volatiles (COV). Le dégazage peut être également accompagné d'une forte odeur. La résine phénolique est souvent composée de formaldéhyde, substance classée cancérigène par l'Agence Internationale de la Recherche sur le Cancer [8] [9].

Le silicate de sodium est quant à lui un liant inorganique qui a émergé dans les années 1950. Ce liant a pour réputation de réduire les COV et les odeurs émises, ce qui lui confère bien des avantages. Malgré ces atouts sur la santé et l'environnement, et le fait qu'il puisse être utilisé avec les outils de mise en formes actuels, il reste à ce jour peu utilisé. Ceci est principalement dû à des problèmes de déburrage (noyau) et de décochage (moule) [10].

2.4 Conclusion

Le besoin d'évolution est de deux approches : les aspects environnementaux et les aspects technologiques. Notre approche a ainsi été de valoriser les méthodologies de conception avec des liants à base de sodium de silicate et de redéfinir les règles métier avec les nouvelles techniques de fabrication comme la fabrication additive.

3 La fabrication additive

3.1 Généralités

La fabrication additive (FA) est la technique de fabrication par superposition successive des couches de matières jusqu'à l'obtention d'une pièce.

Une brève histoire chronologique de la technologie est la suivante :

- 1892 : Joseph E. Blather soumet un brevet pour la fabrication additive de carte topographique par ajout successive de couche [11].
- 1920 : Ralph Baker dépose le brevet de « Method of making decorative articles » [12].
- 1981 : Kodama invente une nouvelle méthode de fabrication s'intitulant «Automatic method for fabricating a three-dimensional plastic model with photo-hardening polymer» [13].
- 1984 : Jean-Claude André du CNRS a déposé le brevet porté sur la fabrication de stéréolithographie [14]. Le CNRS n'a pas vu d'intérêt pour cette technologie et a abandonné le brevet [15].
- 1984 : Charles Hull, l'homologue Américain à M. André, a déposé son brevet quelques mois plus tard. Malgré ce fait, celui-ci reste le plus médiatisé [16].

Est-ce que la date de genèse de la fabrication additive est importante ? Le moment clé reste la prise de conscience du potentiel de ce procédé et des nouvelles technologies pour faciliter la mise en œuvre; et cela est bien grâce à la création de l'entreprise 3D Systems par Charles Hull, une entreprise de renom encore à l'heure actuelle. Ces dernières décennies sont marquées par le développement du numérique au sens large.

Ainsi si nous comparons l'avancée de la fonderie (formage matière) par rapport à l'usinage (enlèvement matière), et la fabrication additive (ajout matière)(figure 0.8) alors nous prenons rapidement conscience que l'industrie a peu de recul sur cette interaction. La figure 0.8 est à l'échelle du temps, et sur ce document l'usinage et la fabrication sont peu lisibles.



Figure 0.8 Comparaison entre la fonderie, l'usinage, et la fabrication additive

Comme la fonderie a presque 7 000 ans d'avance, un zoom s'impose pour comparer les procédés de fabrication évoqué plus tôt (figure 0.9). La comparaison a été également réalisée avec l'usinage afin de mieux comparer des procédés industriels.

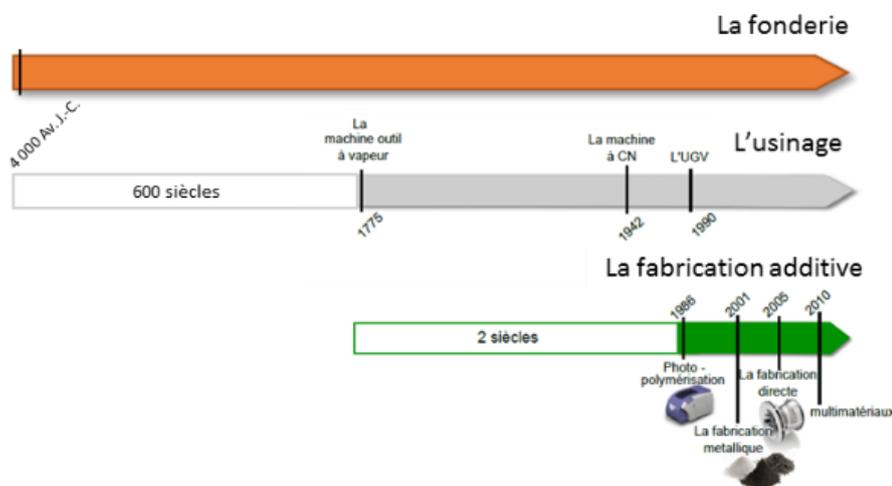


Figure 0.9 Comparaison de l'histoire de la fonderie avec la fabrication additive ZOOM

La puissance de calcul grâce aux processeurs qui deviennent des microprocesseurs, permet plusieurs choses difficilement réalisables auparavant. Nous pouvons citer : les maquettes numériques, les trajectoires outils, le pilotage machine ; autrement dit la chaîne numérique. De plus, la démocratisation du laser a permis de mettre en place deux procédés importants de la FA, le frittage de poudre et la stéréolithographie.

Actuellement, sept procédés de fabrication additive sont standardisés et illustrés par la figure 0.10-0.16 :

1. Projection de liant : figure 0.10
2. Fusion sur lit de poudre : figure 0.11
3. Photopolymérisation en cuve : figure 0.12
4. Projection de matière : figure 0.13
5. Extrusion de matière : figure 0.14
6. Dépôt de matière sous flux d'énergie dirigé : figure 0.15
7. Stratification de couches : figure 0.16

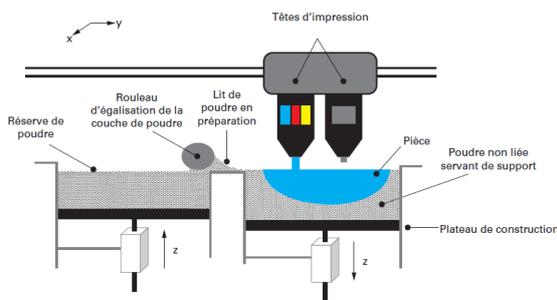


Figure 0.10 Projection de liant [17]

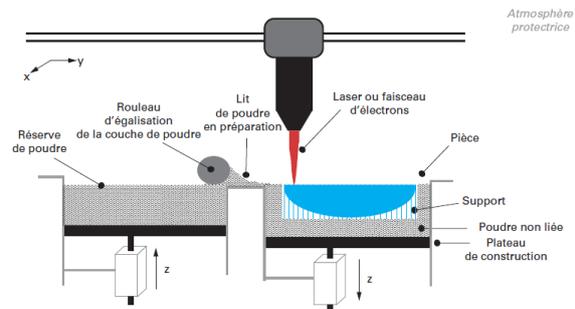


Figure 0.11 Fusion sur lit de poudre [17]

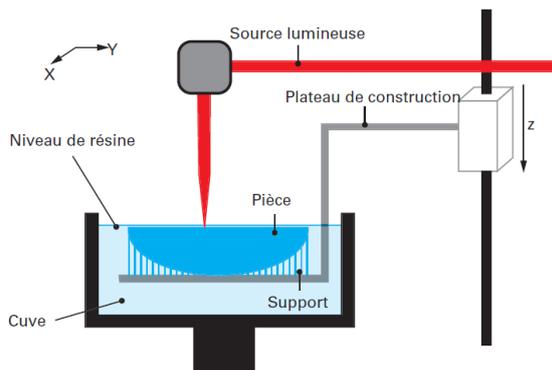


Figure 0.12 Photopolymérisation en cuve [17]

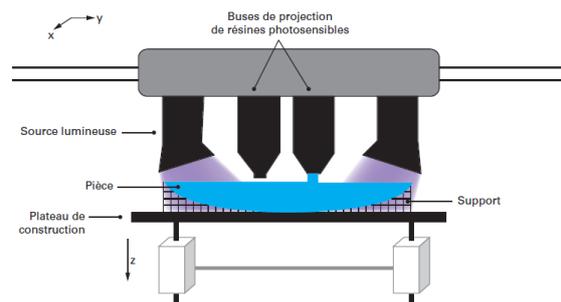


Figure 0.13 Projection de matière [17]

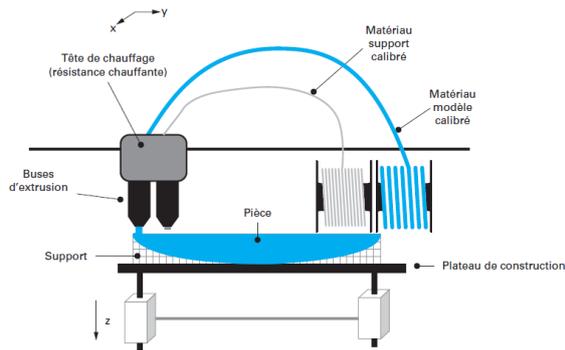


Figure 0.14 Extrusion de matière [17]

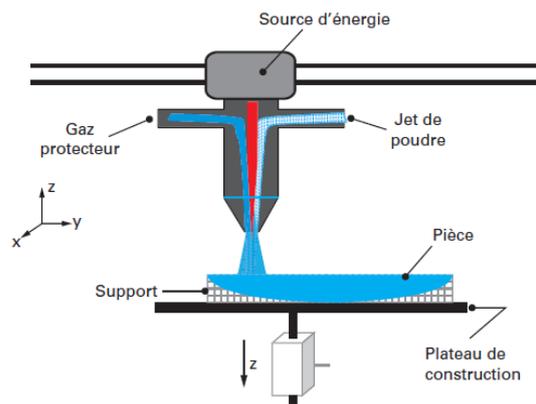


Figure 0.15 Dépôt de matière sous flux d'énergie dirigé [17]

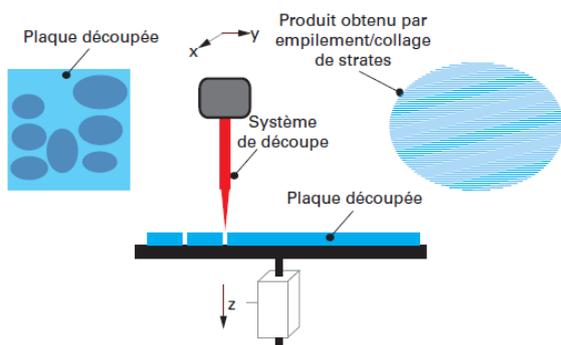


Figure 0.16 Stratification de couches [17]

Chaque famille a ses points forts et ses faiblesses, et est davantage adaptée à un type de pièce ou à un matériau. Le point commun : la superposition de matière engendrant le « juste nécessaire » en terme de quantité de matière.

La FA est connue pour permettre aux entreprises de fabriquer des pièces avec des géométries particulièrement complexes sans avoir à payer un surcoût. Cette notion pouvant être nommée « complexité gratuite » est un avantage avéré de cette technique de fabrication.

Cet ajout de complexité peut alors permettre plusieurs nouveautés irréalisables avec les outils classiques. Nous avons par exemple la personnalisation de masse, ou un numéro unique pour la traçabilité de la pièce, ou encore l'ajout de nouvelles fonctions à un objet.

Certaines technologies peuvent même, dans certains cas, se substituer à la fonderie en réalisant directement la pièce métallique. Nous sommes alors dans le cas d'une fabrication *directe*. Dans cette catégorie nous pouvons trouver la réalisation de pièce par stratification de couches, dépôt de matière sous flux d'énergie dirigé, fusion sur lit de poudre, et dépôt par fil. En revanche, la fabrication additive directe peut avoir des limites comme la sélection restreinte des alliages, la présence de contraintes résiduelles, l'état de surface marqué par les différentes couches de fabrication, et l'anisotropie des propriétés mécaniques [18]. Néanmoins, la recherche académique tend à trouver des solutions pour pallier ces verrous.

Autre possibilité d'employabilité de la FA est la fabrication additive *indirecte*. Dans ce cas-là, la pièce finale est réalisée au travers d'un outil qui, lui, est réalisé en FA. À titre d'exemple, la fabrication additive d'un moule en sable.

Conclusion

La fabrication additive est récente et va impacter les savoirs faire traditionnels des fondeurs. Effectivement, cette technique permet de fabriquer des moules avec une géométrie plus complexe et instrumenté, tout cela sans outillage. De plus, celle-ci permet la fabrication de masse personnalisée à coût maîtrisé.

3.2 La Fabrication additive indirecte

La fabrication additive indirecte (FAI) est le nom donné à la technique utilisant la FA comme outil et non comme produit fini. La FAI regroupe les techniques de réalisation de modèles pour la cire perdue et la réalisation de moule pour la réalisation de pièces composites ou métalliques.

Concernant les pièces métalliques issues de la fonderie, la FAI peut être utilisée pour réaliser soit le modèle (afin de remplacer les modèle ou plaques modèles), soit le moule en sable (afin de réduire le temps de processus et d'améliorer les caractéristiques du moule).

Le modèle peut être réalisé avec différentes techniques de FA comme la projection de liant, le frittage sélectif, la stéréolithographie, ou encore le dépôt de fil fondu.

Le moule peut être réalisé avec les procédés de FA de : stratification de couches, dépôt de matière sous flux d'énergie dirigé, fusion sur lit de poudre, ou projection de liant. Les matériaux du moule vont dépendre de l'application finale et du procédé de fabrication additive utilisé. Dans le cas de la projection de liant, le matériau granulaire peut être à base de silice ou de métal.

La réalisation de moule en FAI couple les avantages de la fabrication additive : « complexité gratuite », fabrication à la demande, et personnalisable ; avec les avantages de la fonderie : procédé maîtrisé, vaste choix de matériaux, utilisation importante dans l'industrie. Autrement dit, la fabrication additive indirecte permet donc de fabriquer des pièces de fonderie complexes, rapidement. Elle permet aussi de revoir fondamentalement la conception et la fabrication des moules et in fine de produits grâce à la remise en cause des règles classiques de conception.

Ces règles de conception lorsqu'elles sont appliquées à la fabrication additive sont appelées *Design For Additive Manufacturing* en anglais et portent l'acronyme DFAM. Cette thèse recherche et propose des avancées de conception afin de concevoir et fabriquer autrement les moules de fonderie sable.

Les DFAM sont importantes, car elles permettent à la production d'une pièce d'être optimisée par rapport à son outil de production. Souvent l'utilisation d'une nouvelle technologie

se réalise à iso conception, ceci permet de s'initier et d'avoir un premier élément de comparaison (coût, délais, qualité, impact environnemental). Dans un deuxième temps, la conception est révisée grâce aux règles de conception pour la fabrication additive afin de prendre en compte les spécificités du procédé.

La technique étant récente, le coût de revient unitaire d'un moule a de fortes chances d'être plus élevé comparé aux techniques conventionnelles. C'est pour cela qu'une deuxième phase s'impose avec une conception optimisée pour la FA. De nouvelles méthodologies de conception doivent voir le jour afin que les verrous scientifiques et techniques soient levés.

Conclusion

C'est dans ce contexte d'application à la fonderie sable que la fabrication additive sable sera la méthode retenue de réalisation des moules. Ainsi se pose la question de comment fabriquer en FA des moules en sable et de comment optimiser cette synergie.

4 Contributions

Afin d'accroître les possibilités de la fabrication additive pour la fonderie sable, de nouvelles DFAM sont proposées sans restreindre les méthodologies à une machine donnée. Ainsi des recherches bibliographiques, des simulations, et campagnes d'essais ont été menées à bien pendant trois ans afin de valider des nouvelles règles de conception. Ces travaux ont été guidés par cet objectif :

Développer des méthodologies de conception de moules et noyaux pour la fabrication de pièces de fonderie grâce à la technique de fabrication additive par projection de liant.

Plusieurs axes de recherches ont été identifiés :

- La conception de moule en coque à épaisseur variable
- La conception de moule en grappe sable
- La conception de moule architecturé
- La conception de moule multimatériaux

Les pièces fabriquées issues de ces DFAM sont comparées aux méthodes conventionnelles de fabrication afin d'évaluer le triptyque qualité-coût-délai.

5 Plan du manuscrit

Dans le **premier chapitre**, nous aborderons l'état de l'art scientifique de la fabrication additive au service de la fonderie, et plus particulièrement la FA par projection de liant pour le moulage sable. Les points bloquants mais aussi le champ des possibles seront présentés.

Dans les chapitres suivants, quatre méthodologies différentes seront expliquées. Leurs objectifs étant de rendre la pièce finale de meilleure qualité. À chaque chapitre, une présentation de chacune des méthodologies sera expliquée en détail puis des simulations et expériences permettront d'illustrer les méthodes.

Le deuxième chapitre illustrera au travers de multiples simulations et campagnes d'essais la méthodologie de conception par coque à épaisseur variable prenant en compte la dégradation thermique.

Celle-ci est inspirée par le moulage en coque sable, elle propose de faire varier l'épaisseur de la coque en fonction du besoin thermique et mécanique [19]. La conception de moule en coque sable permet de réduire la consommation de sable et liant, ce qui réduit la quantité de sable à recycler et le temps de fabrication ; donc augmenter la productivité tout en réduisant les coûts et l'impact écologique. De plus, l'épaisseur de la paroi varie tout le long de la pièce de manière paramétrique afin de pouvoir répondre à deux critères : la résistance mécanique, et le gradient thermique. Effectivement, le moule doit être suffisamment épais afin de résister à son propre poids en plus de la pression métallostatique.

Le troisième chapitre portera sur l'architecture des outils : moule et noyau. Différentes stratégies d'optimisation sont possibles, ce qui influence le comportement des outils et de la pièce coulée lors de la fabrication. Les problématiques du moule et du noyau sont deux problématiques différentes avec leurs propres contraintes et opportunités.

Le quatrième chapitre se concentrera sur la méthodologie de fabrication en grappe. De nouvelles briques pour la conception de pièces en lot seront proposées afin d'optimiser le volume de fabrication de la machine de FA.

Le cinquième chapitre présentera une méthodologie de conception multimatériaux. Des simulations de coulée, des analyses de conduction thermique, ainsi que des essais mécaniques ont été réalisés afin de confronter les hypothèses.

Puis nous conclurons ces travaux de thèse et proposerons des perspectives à court et moyen terme.

État de l'art

Table des matières

Chapitre 1	26
1 Introduction	27
2 Fabrication additive	29
2.1 État de l'art : opportunités.....	29
2.2 Capabilité machines.....	29
2.3 Design for additive manufacturing.....	30
2.4 Machines.....	33
3 Fonderie	34
3.1 Analyse de cycle de vie.....	34
3.2 Refroidissement & microstructure.....	35
3.3 Conductivité thermique	36
4 Synthèse	37

1 Introduction

Aux États-Unis d'Amérique, la *American Foundry Society* annonce que peu importe où vous vous situez sur le territoire, vous êtes pratiquement toujours à moins de trois mètres d'une pièce issue de la fonderie [20]. Effectivement, il faut savoir que 90 % des biens manufacturés contiennent au moins une pièce issue de ce procédé [21]. Ceci représentant un total de 104 milliards de tonnes de métal ferreux et non ferreux coulé en 2015 [7]. C'est dire l'importance de ce procédé. La fabrication additive, quant à elle, a été évaluée à \$ 5 milliards en 2015 et \$ 7,1 milliards en 2017 [22], [23].

La maturité d'une technologie peut être définie grâce à la courbe de Gartner (figure 1.1) [24]. Cette courbe se base sur le fait que toute technologie suit une courbe de *battage médiatique* traduit par *hype* en anglais. On peut se souvenir de nombreux cas médiatisés par les journaux non scientifiques de l'extrapolation d'une certaine technologie naissante. L'apogée médiatique d'un secteur technologique en gestation est toujours accompagné par une chute abyssale de la réalité par rapport aux attentes médiatiques. Ce n'est pas pour autant que la technologie est abandonnée et oubliée. Les industriels prennent le temps d'adopter ces nouvelles prouesses en levant les verrous techniques un à un et repoussant le champ des possibles.



Figure 1.1 Courbe de Gartner appliquée à la fabrication additive [24]

Les méthodologies de conception pour la fabrication additive adaptée à la fonderie permettent de valoriser la technologie afin de pérenniser ces nouveaux outils de fabrication additive indirects dans le monde industriel.

La fabrication de pièces de grandes dimensions et le large panel d'alliage concèdent deux avantages à la fonderie par rapport à la FA. De plus, contrairement aux procédés de fabrication additive à base de poudre et de fil, en fonderie, il n'y a pas de surcoût lié à la mise en œuvre de la matière. La matière première étant directement fondue et versée à partir d'un creuset.

La fabrication additive peut servir la fonderie de plusieurs manières (figure 1.2). Dans le cas de la fonderie sable, il est possible d'utiliser la fabrication additive pour la réalisation des modèles ou pour la réalisation du moule. Suivant la technique de fabrication additive, il est possible de s'affranchir du modèle.

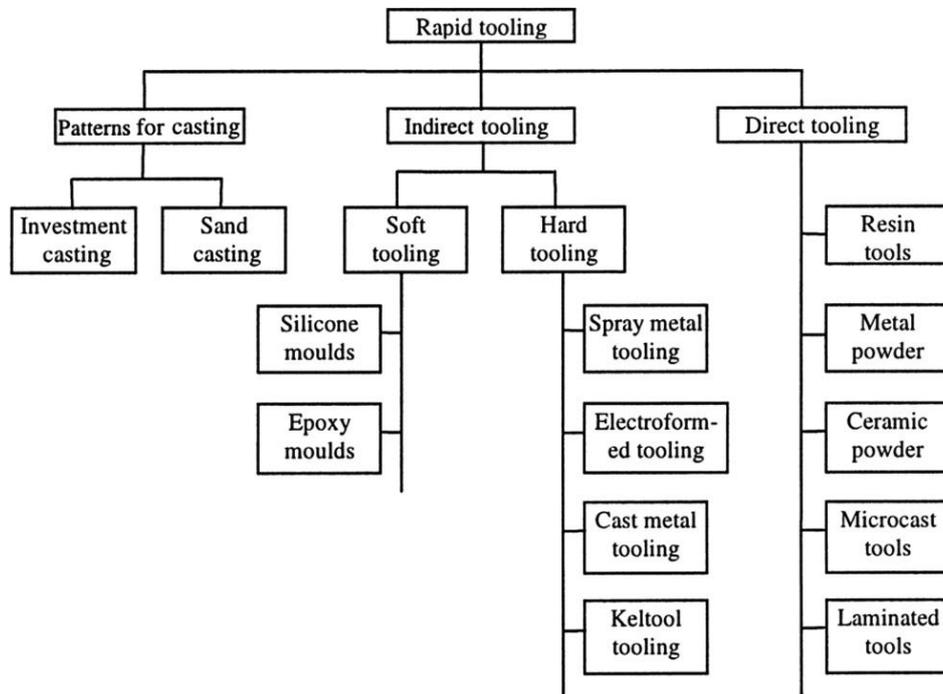


Figure 1.2 Classification des techniques de l'outillage rapide [25]

Les débuts de la fabrication additive étaient pour du prototypage rapide, ensuite de l'outillage rapide, et finalement pour de la *fabrication additive* pour des pièces finales.

Passer de l'outillage rapide à la fabrication directe ne sous-entend pas que cette utilisation soit caduque, car des limites à la fabrication additive directe persistent. Le choix des matériaux et la cadence de production sont actuellement limités et comparés à ce que la fonderie ou d'autres procédés conventionnels peuvent proposer.

2 Fabrication additive

2.1 État de l’art : opportunités

Au commencement de la thèse, un état de l’art est dressé afin de mieux identifier les acteurs en fabrication additive sable au service de la fonderie. Il est alors constaté qu’un état de l’art sur les techniques de *fonderie rapide* (rapid casting) est publié en 2011 par Chhabra et Singh [26]. Cette publication détaille comment les différentes techniques de fabrication additive (dépôt de fil fondu, projection de cire, projection de liant sur lit de poudre, etc.) peuvent être utilisées pour les techniques de fonderie (cire perdue, sable, etc.). Le paragraphe concernant la fabrication additive directe de moule en sable pour la fonderie sable est court, car peu de travaux y sont recensés.

Un autre document rédigé en 2015 par Bonnefoy et al. synthétise de nouvelles règles métier FA/fonderie sable à employer et des analyses dimensionnelles sur leur machine de FA [27]. Néanmoins ce document ne résume pas tous les acteurs de FA sable/fonderie.

Ainsi nous avons réalisé en 2016 un état de l’art de l’art des techniques de fabrication additive par projection de liant et de frittage laser pour la réalisation de moule de fonderie sable [28].

Après la publication de notre article, il a été constaté un foisonnement de publications sur opportunités de l’utilisation de la fabrication additive sable pour la fonderie sable [29]–[31]. Il est ainsi possible de classer ces différents travaux suivant leur typologie :

- Utilisation de nouveaux matériaux (sables et liant)
- Utilisation de nouvelles machines (caractérisation de machines de fabricants)
- Conception adaptée (règles métier)

2.2 Capabilité machines

L’évaluation des capacités machines et des pièces fabriquées est une étape importante lors du développement d’une nouvelle technique de fabrication. Ainsi on constate que les éprouvettes réalisées par des machines dédiées à la fabrication additive de moule en sable ont été caractérisées en 2004 [32]. Cette publication permet de déduire des formules pour prédire la perméabilité et la résistance mécanique du moule en fonction de la vitesse de fabrication et du taux de chevauchement de la couche frittée.

Cette notion de perméabilité est reprise huit ans après afin de quantifier la quantité de gaz émis des moules en fabrication additive [33], [34]. La perméabilité et la nature du liant vont influencer la quantité de gaz émis à tout moment lors de la coulée, influençant la qualité de la pièce coulée. De plus, la même équipe a continué de voir les effets des moules imprimés en 3D sur les pièces coulées [35].

À cette même période la fabrication additive de moule en alumine est testée avec des résultats encourageants [36]. En revanche, la conductivité thermique de l’alumine n’est pas quantifiée. C’est le même cas que lorsque Bai et Williams en 2015 ont fabriqué par projection de

liant des pièces en cuivre [37]. Ces matériaux sont fabriqués, mais une étude approfondie n'est pas réalisée. On retrouve seulement en 2016 la caractérisation de la capacité thermique et de la dégradation de la résine phénolique des moules fabriqués en FA [38]. La quantification de la conductivité thermique n'est pas réalisée avec les moules issus de fabrication additive. En 2017 il est encore rédigé des publications sur la caractérisation de la résistance à la flexion et de la perméabilité des moules FA sable issus des machines facilement accessibles sur le marché [39]. Malgré tous ces travaux, il est tout de même constaté une anisotropie des propriétés mécaniques des éprouvettes dans le même bac de fabrication [39].

On constate que pour mener à bien notre thèse sur les *méthodologies de conception de moule en sable inorganique réalisées en FA* **des données sont manquantes**. Les données disponibles sur les moules sont basées sur des liants organiques, des analyses devront être réalisées à ce sujet. La conductivité thermique, la résistance à la compression et à la flexion doivent être connues pour avoir une DFAM plus aboutie.

La difficulté dans la réalisation d'éprouvettes en liant inorganique est la machine. Aucune machine n'est commercialement disponible à l'écriture de cette thèse. En revanche, une publication en 2014 réalisée par l'*Institute of Metal Forming and Casting* (Allemagne) associée à Voxeljet (fabricant machine de FA) précise une méthode pour obtenir des moules avec du liant inorganique [40]. La méthode consiste à mélanger le sable avec du métasilicate et de projeter sélectivement de l'eau pour l'hydrater afin de lier les grains entre eux. La méthode semble fonctionner (même si cinq ans après la publication la solution n'est pas commercialisée), mais nous l'avons trouvée fastidieuse car il faut avoir un sable mélangé au liant. De plus, ceci repose sur l'hypothèse que le liant est bien réparti de manière homogène. Pour pallier ces problèmes nous avons proposé une solution qui est **en cours de dépôt à l'Institut Nation de la Propriété Intellectuelle (INPI)**. Ainsi nous évoquerons tout au long du manuscrit la fabrication additive de moule en sable et liant inorganique sans dévoiler la subtilité de fonctionnement. Toutefois certains des résultats d'analyses seront communiqués.

2.3 Design for Additive Manufacturing

La conception pour la fabrication permet d'optimiser la pièce par rapport au procédé de fabrication. Ainsi pour la FA sable au service de la fonderie sable on retrouve peu de publications sur ce sujet. Ce n'est qu'en 2017-2018 que l'on peut voir l'émanation de quelques publications sur ce sujet. L'équipe en chine de Shangguan et al. a publié sur le renfort par simplification des moules en coque (épaisseur constante) avec un rajout de renfort sur le long de la pièce comme avec les isogrid (figure 1.3) [41], [42].

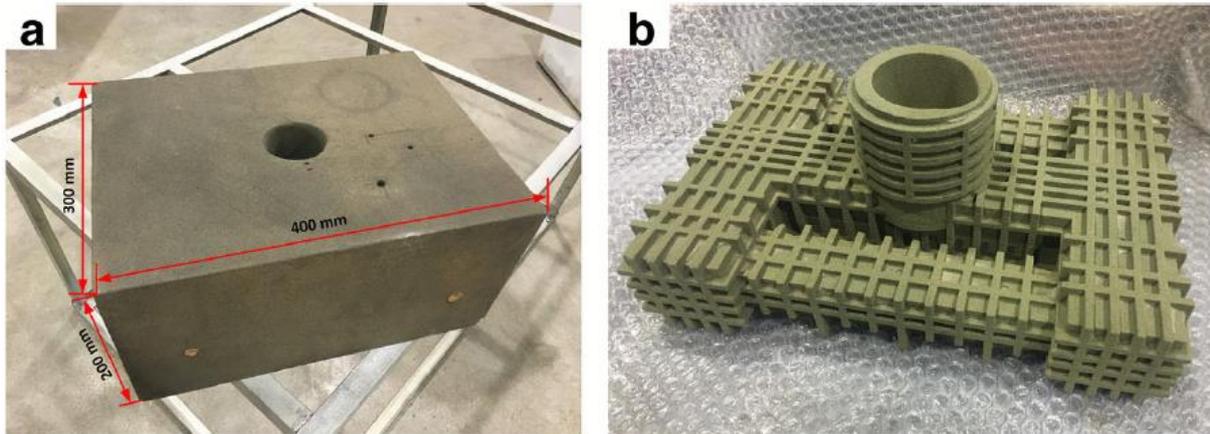


Figure 1.3 Simplification d'un moule en coque et rajout d'isogrid [24]

Cette technique est intéressante, car elle permet de réduire la quantité de sable nécessaire à la fabrication du moule tout en rajoutant de la matière intelligemment pour rigidifier la structure ; leurs travaux explorent d'autres techniques de renfort. Ceci aura un impact direct sur les coûts de fabrication et de recyclage du moule (car moins de matière). La méthodologie que nous présentons dans le chapitre 3 utilise également une coque en isogrid (légèrement différente) pour une raison thermique. De plus, **nous enrichissons la technique en travaillant sur la gestion thermique** par variation de l'épaisseur du moule (chapitre 2) et la conductivité locale (chapitre 5).

La réflexion sur la thermique a poussé les travaux de Den et al. en 2018 (même équipe chinoise que précédemment) à étudier le comportement de moules présentant des cavités. Une publication porte sur l'effet d'isolation des masselottes avec une cavité (figure 1.4) [43] ; ou de multiples cavités (figure 1.5) [44].

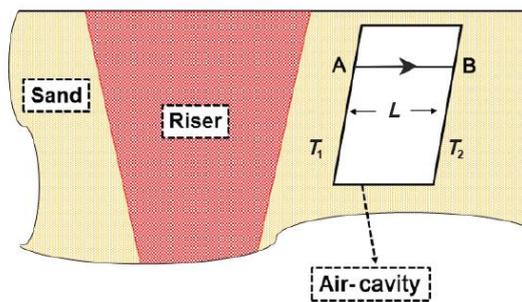


Figure 1.4 Schématisation d'une cavité [43]

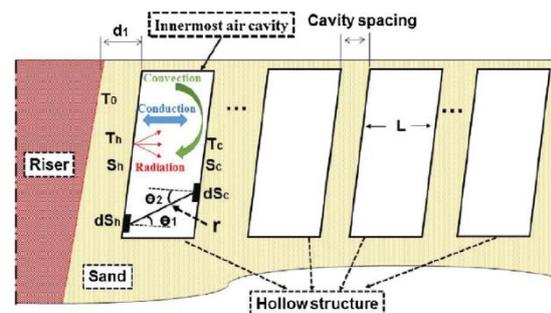


Figure 1.5 Schématisation de multiples cavités [44]

L'intérêt d'isoler les masselottes est de garder au chaud le bain de fusion pour permettre une plus longue alimentation de métal en fusion. D'après leurs travaux, une prolongation de 30 % du temps de solidification des masselottes ce qui permet une réduction de 40 % des contraintes résiduelles dans les barreaux de faible section. **Nous allons, dans le chapitre 3, nous inspirer de leurs travaux pour analyser la propagation thermique** au travers de différents maillages intérieurs. Cette étude est importante, car le comportement thermique dépend de la géométrie des alvéoles et de leur fabricabilité.

Encore en 2018, on recense la publication de Sama et al. (The Pennsylvania state University, USA) qui porte sur l'étude de conception « non-conventionnel » de moule en fabrication additive sable [45]. Leurs travaux portent sur la conception du bassin et de la descente de coulée, en se posant la question de « il y a-t-il une géométrie plus appropriée »? Ainsi quatre géométries sont simulées (figure 1.6). Certaines sont possibles à réaliser en fonderie conventionnelle (a, b, c) et une autre seulement en fabrication additive (d).

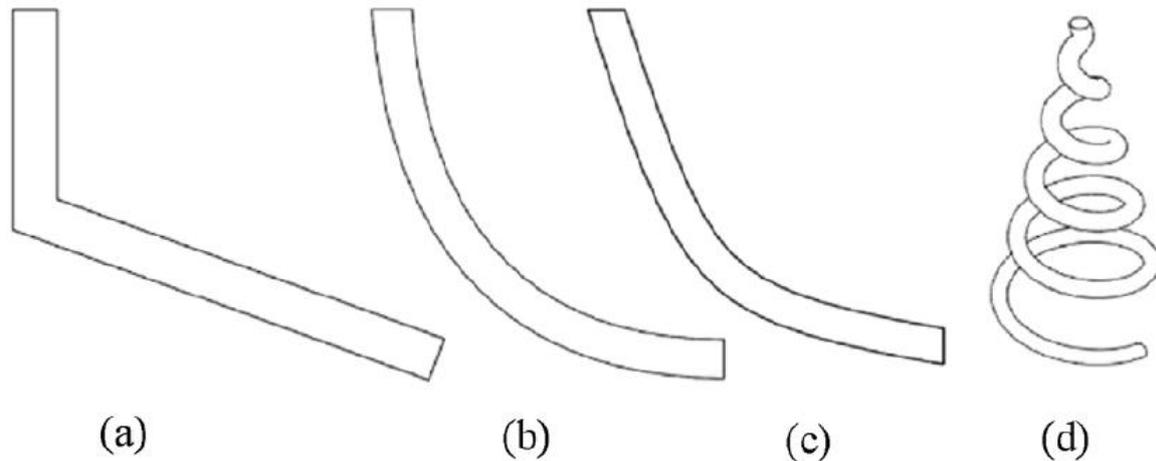


Figure 1.6 Descentes de coulée a) inclinée, b) parabolique, c) hyperbolique, d) hélice conique [45]

Cette recherche permet d'obtenir un remplissage homogène et sans turbulence d'une pièce (figure 1.7).

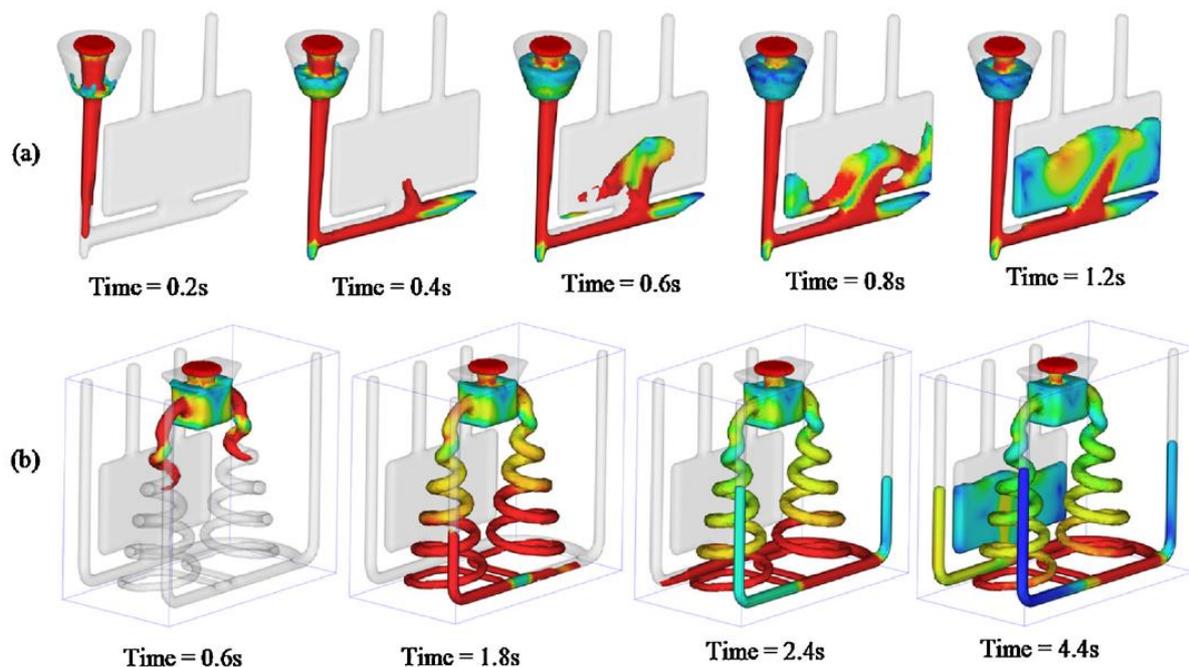


Figure 1.7 Comportements du remplissage a) conventionnel, b) en hélice conique [45]

Leurs conclusions indiquent que la forme en hélice conique apporte un meilleur remplissage. En revanche, nous avons trouvé que leur solution a un encombrement élevé et qu'une

autre stratégie d’hélice conique pouvait être employée. La réduction de l’encombrement permettrait de fabriquer plus de pièces dans le même lot de fabrication, ce qui augmenterait la rentabilité. **Cette solution est proposée dans le chapitre 4.**

2.4 Machines

Cette descente de coulée illustre bien l’avantage de la fabrication additive, la complexité géométrique ne rend pas forcément la pièce infabriquable et surtout avec un prix pas forcément plus élevé. Cette approche est en totale opposition à celle de la fonderie par moulage sable. Comme illustré avec les travaux de Almaghariz et al. (2015) qui détermine mathématiquement à partir des propriétés géométriques de la pièce (volume, nombre de cavités, etc.) quel procédé entre FA sable et fonderie moulage sable est plus intéressant économiquement pour réaliser le moule [46], [47]. Ces travaux d’analyse de complexité se basent sur une publication de fonderie réalisée en 2010 [48].

De plus, leurs modèles prennent en compte le nombre de pièces à fabriquer, car l’outillage réalisé en modelage permet d’être amorti en grande série. La conclusion de leurs travaux est que pour de la petite série à haute complexité, la FA sable est parfaitement adaptée.

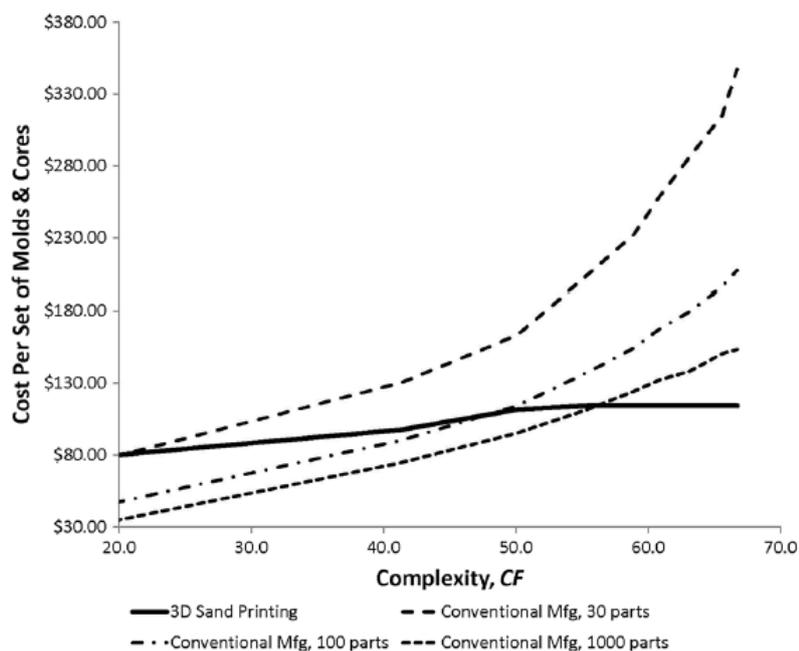


Figure 1.8 Coûts de production (outillage + fabrication) pour des quantités de 30, 100, et 1 000 pièces

En revanche, pour une production supérieure à 1 000 la fonderie conventionnelle est largement plus intéressante. Cependant, ils indiquent qu’une réduction de 20 % des coûts de FA permet de significativement bouger la ligne d’équilibre des coûts procédés. Ainsi, l’utilisation de machines moins onéreuses et de matières premières conventionnelles (sans rajouter le liant au sable) permettrait de faire bouger significativement le coût d’un moule en FA sable. Pour cela, **nous avons déposé deux brevets à l’INPI pour augmenter significativement la cadence de la FA sable.**

3 Fonderie

Comme évoqué plus tôt, la fonderie est un procédé mature (industriellement parlant), pourtant la recherche est toujours bien active. Pour soutenir les travaux de ce manuscrit, nous avons recensé des travaux les plus pertinents réalisés ces deux dernières décennies.

3.1 Analyse de cycle de vie

En 2004 on parlait déjà d'analyse de cycle de vie du procédé de fonderie moulage sable (figure 1.9) [49]. Cette étude permet de comprendre les étapes nécessaires à la fabrication d'un produit et des flux de matière première et énergétique entrants et sortants du système.

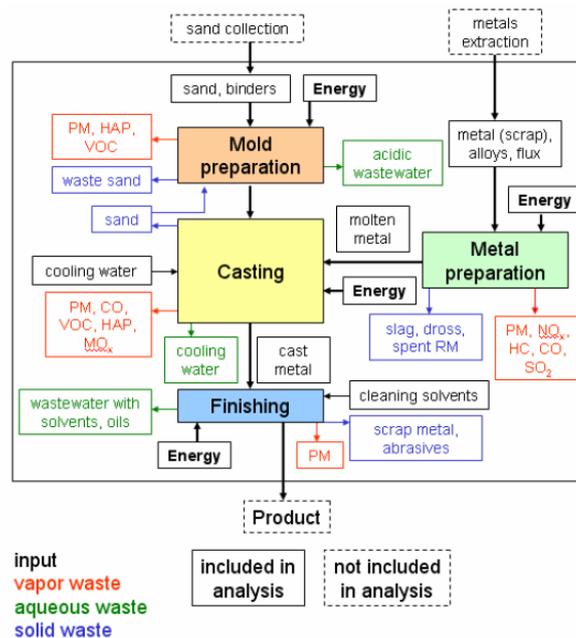


Figure 1.9 Analyse des flux du procédé de fonderie sable [49]

En aparté, un diagramme similaire est réalisé 10 ans plus tard pour la technique de projection de liant (figure 1.10) [50]. Cette analyse permet de compléter l'étape de préparation du moule vue dans la figure précédente (figure 1.9).

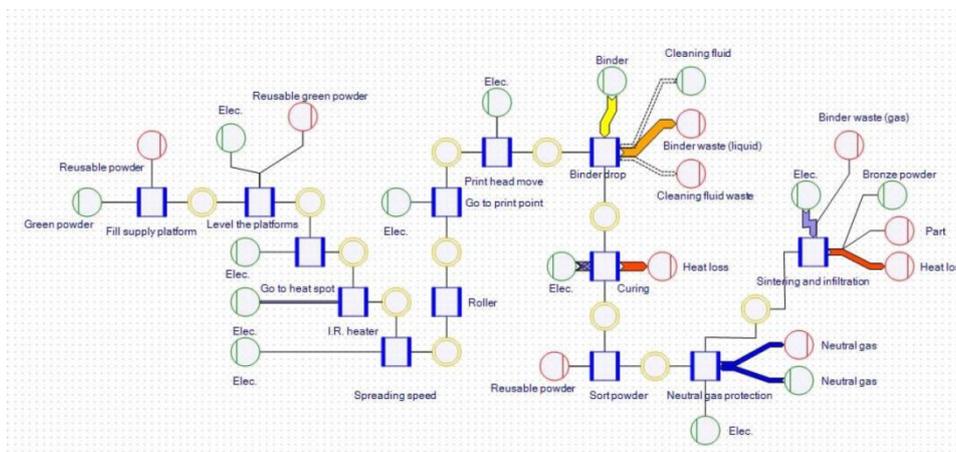


Figure 1.10 Diagramme d'Umberto pour le procédé de projection de liant [50]

Les travaux de **cette thèse permettent d’enrichir cette base de connaissances**. Les DFAM permettent d’indiquer la quantité de matière nécessaire à la fabrication des moules et des nouveaux flux entrants et sortants de matière (multimatériaux) et le choix de liant sur les gaz émis.

3.2 Refroidissement & microstructure

La vitesse de refroidissement de l’alliage est importante, car celle-ci va impacter la microstructure du métal et donc des propriétés mécaniques. Dans la littérature nous pouvons retrouver les courbes recoupant vitesse de refroidissement de l’A356 à sa résistance à la traction (2008) [51]. L’impact du refroidissement sur la pièce finale (microstructure, etc.) est encore de nos jours une thématique recherchée (2005-2016) [51]–[56].

Sun et al. (2012) s’appuie sur ce type de travaux afin d’étudier l’influence de l’épaisseur du moule sur la microstructure et la résistance à la traction [57]. Pour cela, la conception de leur moule est en escalier (figure 1.11). Quant à la nature du moule, trois sables différents sont étudiés. Il est constaté que le sable de chromite offre de meilleures propriétés mécaniques que le quartz suivi de l’alumine et qu’il est préférable d’avoir un moule de faible épaisseur 220 MPa pour 40 mm et 310 MPa pour 8 mm. Malheureusement, la section de l’alliage coulé n’est pas précisée. De plus, une conception en escalier apporte des interférences dans le refroidissement, influencent les propriétés mécaniques.

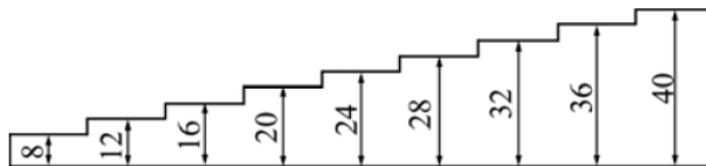


Figure 1.11 Moule en escalier à section variable [57]

En 2013 Bala et al. ont investigué la vitesse de solidification de l’aluminium pur en fonction de l’épaisseur d’un moule métallique d’une épaisseur variant entre 12,5 mm et 37,5 mm [58]. Leurs travaux indiquent qu’un moule de faible épaisseur va pouvoir refroidir plus rapidement le métal en fusion pour l’aluminium pur. Leur explication est que la température du moule monte rapidement et donc plus de calories sont absorbées. Une autre de leurs publications répète l’expérience avec un alliage d’aluminium et aboutit à une conclusion opposée [59].

Nos travaux diffèrent des leurs, car chacun de nos moules est d’une épaisseur constante. Chaque moule présente une épaisseur différente. La fabrication de moule à épaisseur constante garantit une meilleure indépendance des résultats. De plus, nous réalisons une étude approfondie sur la microstructure (imagerie et indentation) et des essais de traction. Finalement, nous avons également réalisé un moule en poudre d’alliage d’aluminium (car la conductivité est normalement plus élevée), pour lequel **aucune donnée n’est connue** (avant cette thèse). Ces données seront présentées dans le chapitre 2.

3.3 Conductivité thermique

L'analyse de la conductivité thermique de matériaux granulaires n'est pas évidente. Surtout que la conductivité varie en fonction de la température et qu'en fonderie la température du moule peut monter à plus de 500 ° C. Ainsi il est préférable de couler du métal dans un moule présentant des capteurs de température. Ces capteurs de température doivent être placés à des distances différentes et connues. Ceci permet de manière analytique ou par simulation d'estimer la conductivité thermique (2014-2015) [60]–[62].

Afin de faire varier la conductivité thermique, Zych et al. (2015) ont proposé de rajouter des billes d'acier et de graphite dans différents sables avec différents liants comme du furane ou du sodium silicate (figure 1.12) [63].

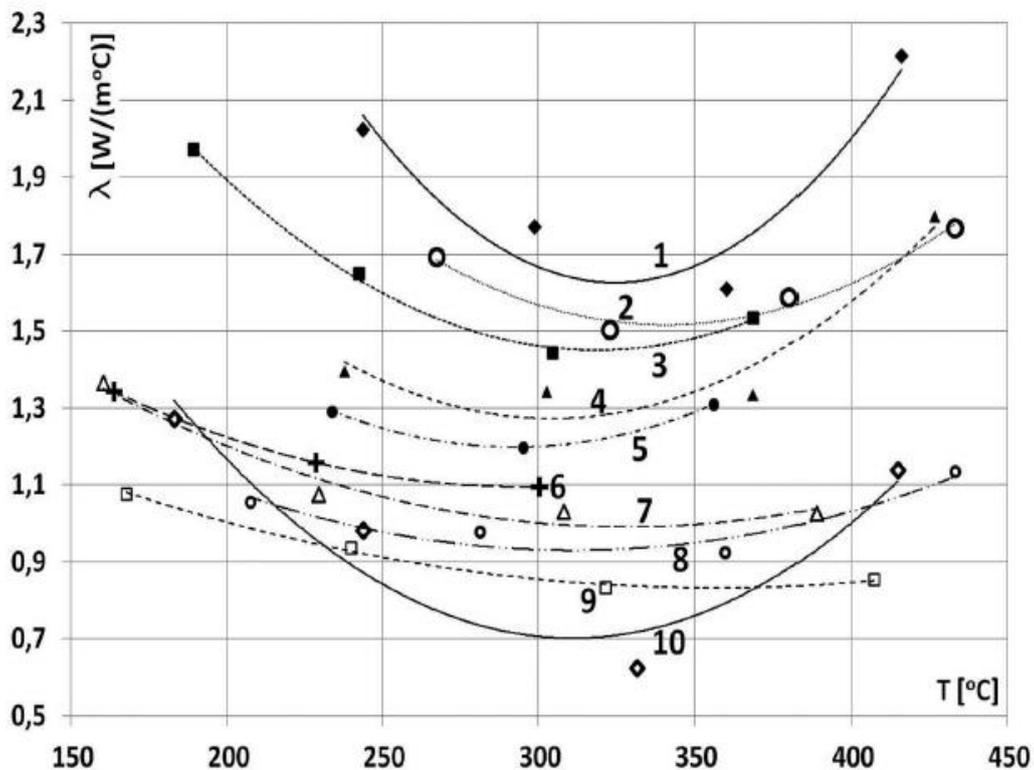


Figure 1.12 1 - sable + 10 % graphite + billes acier; 2 - reclaim + 10 % graphite, $\rho=1,5 g/cm^3$; 3 - sable + 10 % graphite, $\rho=1,6 g/cm^3$; 4 - reclaim + billes acier; 5 - sable + steel shot; 6 -sable sodium de silicate; 7 - sable + 5 % graphite; 8 - chromite sable, $\rho= 2,9 g/cm^3$; 9 - sable, $\rho=1,6 g/cm^3$; 10 - sable, $\rho=1,5 g/cm^3$.

Nos travaux diffèrent, car nous utilisons de manière **non mélangée** la poudre d'alliage **d'aluminium** et de la poudre **d'acier** avec du sodium de silicate. Ces données ne sont pas présentes dans la littérature à ce jour et sont disponibles dans le chapitre 5. L'intérêt d'avoir ce type de données est pertinent pour la simulation de moule avec de nouvelles propriétés thermiques que ce soit réalisé avec des multimatériaux discontinus ou continus.

4 Synthèse

Nous avons pu voir au travers de ce chapitre que la recherche en fonderie est toujours active et que celle concernant la fabrication additive sable pour la fonderie est récente. Ainsi on retrouve quelques propositions d’amélioration du procédé grâce à de nouvelles façons de concevoir les moules.

Ces nouveaux outils et matériaux ne sont pas caractérisés et donc les données sont manquantes. Ces lacunes pénalisent le développement des méthodologies de conception, car elles en dépendent, elles ne peuvent donc être vérifiées.

Les quatre prochains chapitres vont non seulement apporter de nouvelles données matériaux, mais également apporter de nouvelles propositions de conception avec ces nouveaux outils et matériaux. Ces travaux auront permis de publier trois articles scientifiques, dont un primé aux États-Unis avec le prix *Dick Aubin Distinguished Paper* de la SME (2018) et trois propositions de brevets à l’INPI (en relecture).

Coque à épaisseur et de conductivité thermique variables

Table des matières

Chapitre 2

1 Intérêt et enjeux.....	39
1.1 La conception en fonderie sable	39
1.2 L'avantage de la gestion du refroidissement.....	40
2 méthodologie coque à épaisseur variable.....	42
2.1 Définition de la dfam coque à épaisseur variable.....	42
2.2 Équations sous-jacentes	43
2.3 Simulation de dfam coque épaisseur variable.....	44
2.3.1 Cas simple — les hypothèses.....	44
2.3.2 Cas d'étude.....	45
2.3.3 Cas simple — conduction.....	46
2.3.3.1 Variation de l'épaisseur de la pièce.....	46
2.3.3.1 Variation de l'épaisseur du moule.....	47
2.3.3.3 Variation de la conduction thermique	48
2.3.3.4 Couples idéaux	50
2.3.4 Convection.....	51
2.3.5 Conclusion	53
2.4 Fabrication de coques et analyse des éprouvettes	54
2.4.1 Masselottes.....	54
2.4.2 Fabrication.....	55
3 Synthèse et perspectives.....	62
3.1 Synthèse	62
3.2 Perspectives	63

1 Intérêt et enjeux

1.1 La conception en fonderie sable

Dans le chapitre précédent, nous avons fait un état de l'art sur les différentes DFAM existantes avec la FA sable pour la fonderie sable. Comme nous avons vu, le choix des matériaux et des procédés va avoir une répercussion sur la fabricabilité de la pièce. De ce fait, des contraintes procédés vont limiter la géométrie de la pièce. En fonderie par moulage sable, une empreinte est réalisée dans un châssis contenant du sable pas encore lié. L'épaisseur du moule, soit la distance entre l'empreinte et le bord du châssis, est variable, **mais** pas dimensionnée (figure 2.1). Cette distance est principalement choisie avec du bon sens pour laisser au minimum une dizaine de centimètres ; car trop fin « ça casse », et trop épais c'est inutile. On peut constater une distance plus grande au point 1 et une distance plus courte au point 2 (figure 2.1).

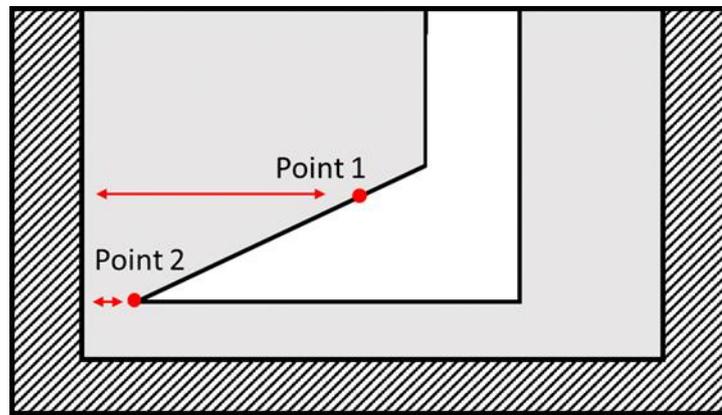


Figure 2.1 Empreinte d'un moule dans un châssis, épaisseur différente

Cette épaisseur variable est seulement due à la géométrie de châssis et de celle de la pièce à fabriquer. Le nouveau procédé de fabrication additive peut évidemment réaliser cette même géométrie de moule. Toutefois, la FA permet aussi de déposer la juste matière et fabriquer un moule d'une épaisseur constante tout autour de la pièce aussi appelée « coque ».

L'intérêt de la génération d'une coque est qui permet de réduire au maximum la quantité de matière nécessaire au support du métal en fusion afin d'utiliser la juste matière. Les questions qui se posent sont : *quelle est l'épaisseur minimale de cette coque? Doit-elle être la même partout?*

Cette fine gestion de la thermique et de la mécanique du moule engendre une méthodologie de conception adaptée à la fabrication additive, car nous pouvons placer de la matière là où nous en avons besoin contrairement aux techniques conventionnelles.

1.2 L'avantage de la gestion du refroidissement

Refroidissement de l'alliage

La qualité de la pièce métallique est définie par ses propriétés mécaniques telles que la résistance à la rupture ou la dureté. Ces propriétés mécaniques dépendent de la taille des grains, plus précisément de l'espacement des bras dendritiques secondaires (SDAS). En effet, plus le refroidissement est rapide, plus l'espacement entre les bras dendritiques est petit. Les propriétés mécaniques sont fixées lors du refroidissement en zone pâteuse. Cette zone de transition entre l'état liquide et l'état solide représente une plage d'une dizaine de degrés. Plus le refroidissement est rapide, plus les propriétés mécaniques vont être élevées. La vitesse à laquelle la coulée de métal se solidifie détermine la qualité de la pièce finale. Il est donc important d'obtenir un petit espacement des bras dendritiques secondaires.

L'objectif est donc de refroidir rapidement. En plus de refroidir rapidement, il faut refroidir de manière homogène. Ce second critère est important pour éviter de créer des contraintes thermiques qui vont générer des défauts tels que des retassures.

Pour les simulations de la DFAM, le choix de l'alliage AlSi7Mg03 est réalisé, car les données sont disponibles et que c'est un alliage ordinaire en fonderie sable (figure 2.2, figure 2.3). La DFAM prend donc en compte les spécificités du refroidissement de cet alliage.

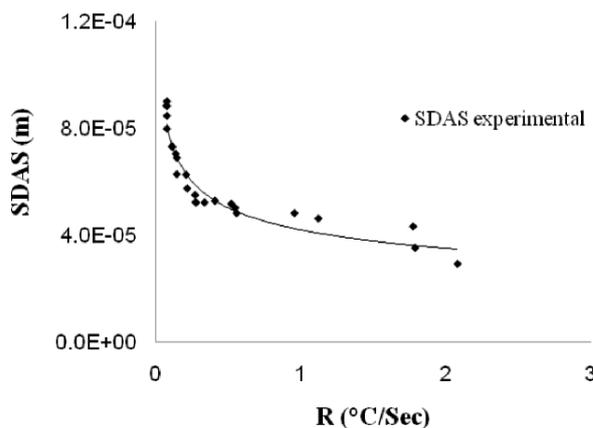


Figure 2.2 Relation entre la vitesse de refroidissement de l'A356 et de l'espacement des dendrites secondaires [64]

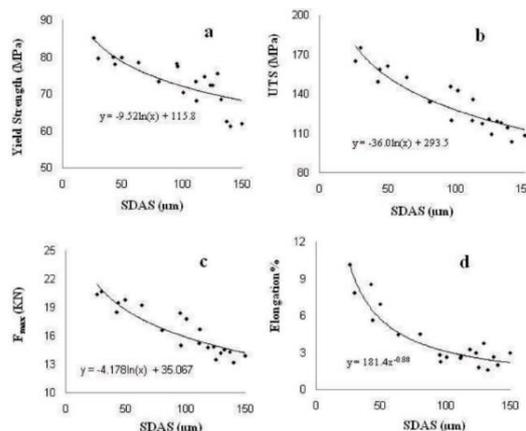


Figure 2.3 Relations de la microstructure de l'A356 avec ses propriétés mécaniques [64]

Il semble important de préciser que la vitesse de refroidissement dépend de l'alliage coulé (figure 2.4).

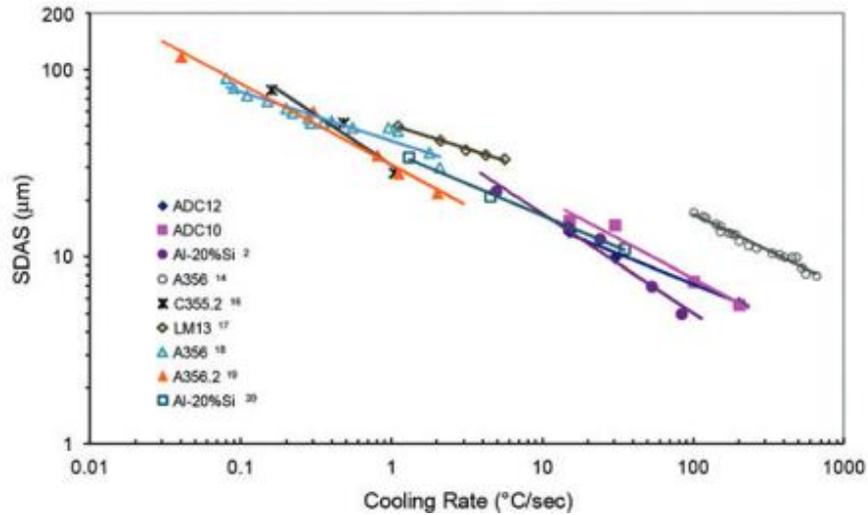


Figure 2.4 – Relation entre la vitesse de refroidissement de différents alliages et de l'espace des dendrites secondaires [56]

Lorsque le métal en fusion refroidit, la question peut se poser : *où et comment partent les calories?*

Refroidissement du moule

Il y a trois mécanismes de transfert de chaleur, la **conduction**, la **convection**, et le **rayonnement**. Ces mécanismes dépendent du matériau, de sa température, et de son environnement. En effet, la conduction thermique va fonctionner lorsque deux surfaces sont en contact. La convection thermique est le transfert par mouvement de la matière, souvent par un fluide (air, eau). Alors que le rayonnement est le transfert de l'énergie par les ondes électromagnétiques, cette transmission ne requiert pas de milieu et fonctionne donc dans le vide.

Dans ces trois cas, le moule permet de dissiper la chaleur. Le choix de dissiper ou non le rayonnement peut être brièvement discuté. Si le moule absorbe les rayons électromagnétiques, alors celui-ci va monter en température. Comme le moule est considéré comme un réservoir de calories, il semble évident de vouloir les stocker à l'intérieur. Sauf que ceci va engendrer une épaisseur plus conséquente ; donc un moule plus épais. Qui dit moule plus épais, dit plus de matière, plus de temps de fabrication, plus de recyclage, plus d'efforts de manutention. Si justement les rayons ne sont pas absorbés par le moule, l'énergie est dissipée autre part ; le moule peut être plus fin. La dissipation va être dans la fonderie ou dans une pièce englobant le moule.

La valorisation des rayons issus du rayonnement lors de la coulée est un sujet à part entière.

Conclusion

Le refroidissement de l'alliage va induire les propriétés mécaniques du métal et cela peut être quantifié de manière non destructive par l'analyse de la microstructure. Pour influencer le refroidissement, il faut influencer la conception du moule en réduisant à la juste matière, donc une coque à épaisseur variable, pour favoriser les échanges thermiques de conduction, convection, et rayonnement.

2 Méthodologie coque à épaisseur variable

2.1 Définition de la DFAM coque à épaisseur variable

La méthodologie proposée est analogue à la pratique du moulage en coque, coque à épaisseur constante. La nouveauté réside dans la méthodologie de conception de la coque et les critères entourant le dimensionnement. Le but de la réduction de l'épaisseur du moule est de réduire le temps de fabrication d'un tel moule par la fabrication additive, de réduire le coût en minimisant la consommation de matière, et d'avoir un contrôle total du taux de solidification de l'alliage; ceci à partir d'une maquette numérique de la pièce à couler.

La DFAM de variation des propriétés du moule en fonction des propriétés mécaniques locales souhaitées est proposée (figure 2.5). Un lien est donc établi entre la géométrie de la pièce, les propriétés du métal, les paramètres du processus et l'espacement des bras dendritiques, qui est lié aux propriétés mécaniques.

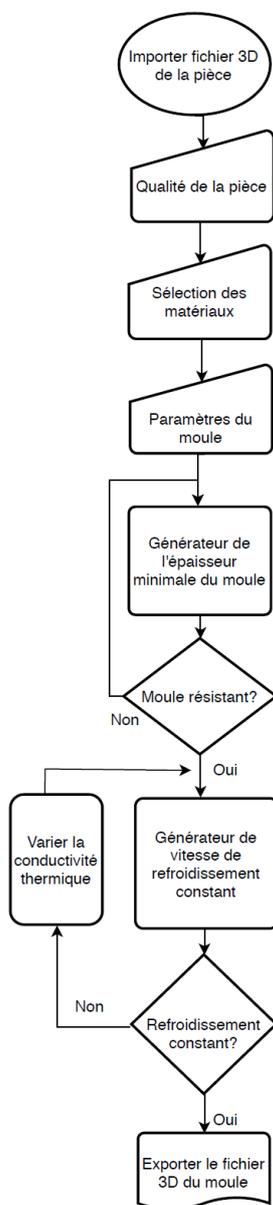


Figure 2.5 Processus de conception d'un moule à épaisseur variable

Concevoir une coque avec une épaisseur constante peut générer des différences dans la dissipation thermique du moule lors du refroidissement. Dans ce cas, l'épaisseur de la coque est dimensionnée en fonction d'un taux de refroidissement spécifique. La vitesse de refroidissement dépend de l'épaisseur de la pièce moulée, des dimensions de la pièce, et des propriétés thermiques et géométriques du moule. Plus la pièce est épaisse, plus elle se refroidit lentement, car plus d'énergie doit être transférée dans le moule.

De plus, parce que les pièces peuvent avoir une géométrie complexe, le moule va chauffer à des vitesses différentes. Un taux constant est moins sujet aux défauts de coulée. Il est par conséquent important d'aider la pièce à dissiper la chaleur à un taux constant et dimensionné.

Pour cela une boucle de rétroaction pendant l'optimisation du moule est nécessaire. L'optimisation implique multiples simulations de la coulée, des optimisations paramétriques de contrainte, qui se traduisent par un moule avec des propriétés mécaniques et thermiques souhaitées automatiquement. La simulation de la coulée est donc importante dans la conception du moule.

Finalement, la coque fabriquée peut être placée dans un châssis avec un matériau support. Le matériau support peut être des billes métalliques, du gravier, du sable vierge ou du sable avec un liant, une étape de durcissement peut être nécessaire dans ce cas. Le châssis et le support doivent également être modélisés lors de l'optimisation.

Dans cette thèse, la partie optimisation mécanique n'est pas abordée. En revanche, les travaux de cette thèse répondent à la partie thermique de cette DFAM, comme l'influence de l'épaisseur de la coque et de la variation de la conductivité thermique. Les résultats obtenus permettent d'avoir plus d'informations sur l'influence de l'épaisseur de la coque et de sa composition sur le métal coulé.

2.2 Équations sous-jacentes

Les équations suivantes permettent de mettre en lumière les paramètres fondamentaux sur lesquels nous voulons influencer lors de la conception des nouveaux moules. Des hypothèses sont réalisées afin de simplifier les phénomènes. Ces simplifications seront enlevées lorsque la preuve de concept sera établie.

L'équation (1) importante est celle de l'équation de l'équilibre de la chaleur qui est définie par :

$$L_{moule} \cdot Cp_{Moule} \cdot \rho_{Moule} \cdot (T_{sol} - T_{amb}) = L_{piece} \cdot Cp_{Metal} \cdot \rho_{metal} \cdot (T_{ini} - T_{sol}) \quad (1)$$

La capacité du réservoir à stocker des calories dépend de l'épaisseur du moule, de la capacité thermique du sable, de la température ambiante qui est également la température du moule, de la température de solidification, et de la température initiale de fusion.

Afin de stocker plus d'énergie, il est possible d'épaissir le moule, augmenter la capacité thermique du moule, ou couler à une température ambiante plus fraîche.

L'équation de l'épaisseur du moule L_{moule} exprimée en millimètre est réécrite:

$$L_{moule} = \frac{L_{piece} \cdot C_pMetal \cdot \rho_{metal} \cdot (T_{ini} - T_{sol})}{C_pMoule \cdot \rho_{Moule} \cdot (T_{sol} - T_{amb})} \quad (2)$$

L'équation de Newton, équation (3), est employée pour connaître le temps de refroidissement du métal.

$$T(t) = T_{ini} + (T_{ini} - T_S)e^{-(p \cdot t)} \quad (3)$$

La constante p est défini par l'équation suivante :

$$p = \left(\frac{\lambda_{moule}}{L_{part}} \cdot \frac{\rho_{moule} \cdot \rho_{metal}}{C_pMoule \cdot C_pMetal} \right) \quad (4)$$

C'est ainsi que la conduction thermique du moule et de l'alliage apparaisse dans les équations. Il peut être constaté que des simplifications sont réalisées.

2.3 Simulation de DFAM de la coque à épaisseur variable

2.3.1 Cas simple — les hypothèses

Dans un premier temps, un cas simple représenté par un parallélépipède est étudié. Les paramètres : épaisseur du parallélépipède, épaisseur du moule, et conduction thermique sont modifiés afin de quantifier la variation du refroidissement thermique. Cette étude est réalisée avec le logiciel multiphysique COMSOL® 5.1.0.136 . Les hypothèses suivantes sont réalisées :

- Le moule simulé est positionné dans l'air à température ambiante.
- Le changement de phase de l'état liquide à solide n'est pas pris en compte.
- Les propriétés thermiques et mécaniques ne varient pas en fonction de la température.
- La conductivité thermique est une valeur approximative.
- Le coefficient de convection est arbitraire.
- L'alliage étudié est du AlSi7Mg.
- La convection n'est pas prise en compte.
- Le rayonnement n'est pas pris en compte.
- La variation de la vitesse de refroidissement change les températures de solidification T_D et T_E .

Les points de température sont relevés au centre du parallélépipède et au centre du moule.

Les paramètres pour l'aluminium sont :

- $\rho = 2\,685 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
- $C_p = 963 \text{ J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$
- $k = 237 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

Les paramètres pour le moule en silice SiO_2 :

- $\rho = 1\,600 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$
- $C_p = 750 \text{ J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$
- $k = 0,7 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$

Les paramètres pour la couche limite du moule en contact avec l'air sont :

- $\rho = 1,0 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$
- $C_p = 4\,185 \text{ J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$
- $k = 0,6 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$

2.3.2 Cas d'étude

Le cas d'étude présenté est un cas simple. Ceci permet d'analyser l'interaction des variables telle que, l'épaisseur de la pièce coulée, l'épaisseur du moule, le coefficient de conduction thermique, la convection. Ainsi la figure 2.6 illustre une pièce (bleu) de section carrée de 4 mm dans un moule (jaune) de 500 mm, le schéma n'est pas à l'échelle. Le calcul thermique peut être simplifié si nous travaillons sur sa symétrie (figure 2.7).

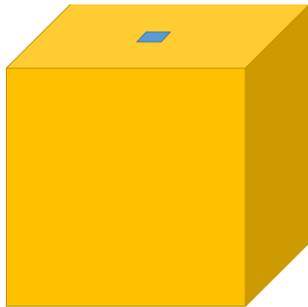


Figure 2.6 Moule conventionnel, pièce 4 mm et moule 500 mm

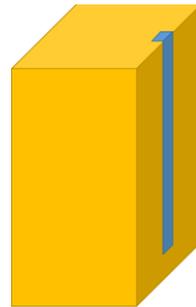


Figure 2.7 Plan de symétrie verticale

Afin de simplifier davantage, la simulation est réduite sur un autre axe de symétrie afin de réduire la complexité des calculs (figure 2.8). Tous les axes de symétrie ne sont pas exploités. La simulation est réalisée sur un élément de base au centre du refroidissement afin d'éviter les effets de bord. Finalement, la figure 2.9 illustre la modélisation du problème. Ce sont ces dimensions qui vont être modifiées afin de comprendre leurs influences sur le refroidissement.

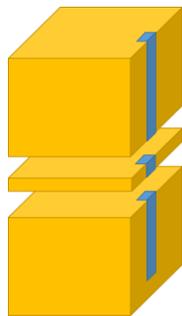


Figure 2.8 Isolation d'une tranche sans effet de bords

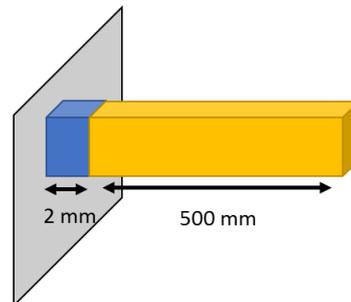


Figure 2.9 Cas de conduction simple : pièce 2 mm, moule 500 mm

2.3.3 Cas simple — Conduction

2.3.3.1 Variation de l'épaisseur de la pièce

Pour comprendre tous les effets thermiques pendant la coulée, toutes les variables sont changées une à une. La première variable à être étudiée est l'épaisseur de la pièce coulée. L'analyse est réalisée sur une épaisseur variant de 2 mm à 16 mm. L'épaisseur du moule est de 500 mm, car nous ne voulons pas être dans le cas d'une coque, l'influence de cette épaisseur est expliquée par la suite (figure 2.10).

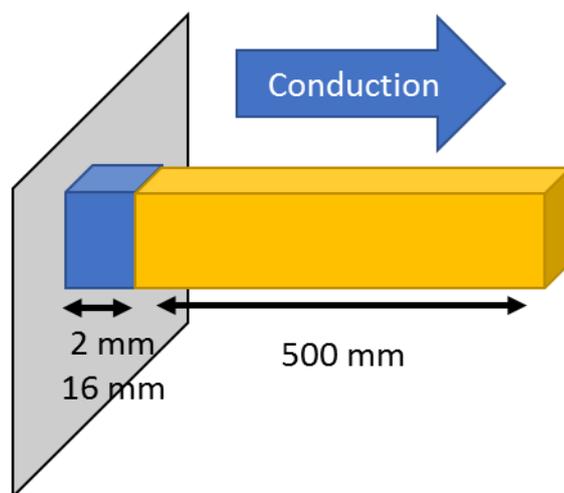


Figure 2.10 Simulation d'un élément de pièce entre 2 mm et 16 mm pour un moule à 500 mm

Comme attendu, plus la pièce est épaisse, plus elle va prendre du temps pour refroidir, comme illustrée avec la figure 2.11. Cela implique que si vous coulez une pièce à épaisseur variable, certains endroits vont refroidir à des vitesses différentes.

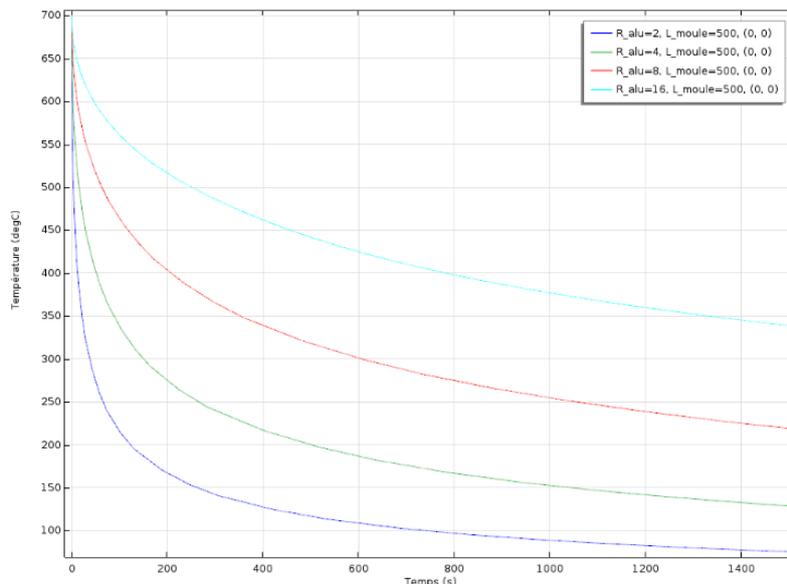


Figure 2.11 Variation de l'épaisseur de la pièce à épaisseur de moule fixé à 500 mm

La variation de vitesse génère des contraintes résiduelles différentes, pouvant aboutir à des défauts. C'est pourquoi les règles de fonderie préconisent de couler des pièces à épaisseur constante.

2.3.3.1 Variation de l'épaisseur du moule

Le deuxième paramètre à varier est l'épaisseur du moule en gardant l'épaisseur de pièce constante. Deux simulations sont réalisées à différentes épaisseurs de pièces pour comparer l'influence de l'épaisseur de la paroi du moule.

La figure 2.12 illustre la simulation d'une pièce d'épaisseur de 16 mm avec une épaisseur de coque variant de 10 mm à 1 000 mm. Il est constaté qu'à partir d'une certaine épaisseur le moule refroidit de la même manière. La vitesse de refroidissement ne semble pas changer, en revanche, le moule arrive à une température plateau (figure 2.13).

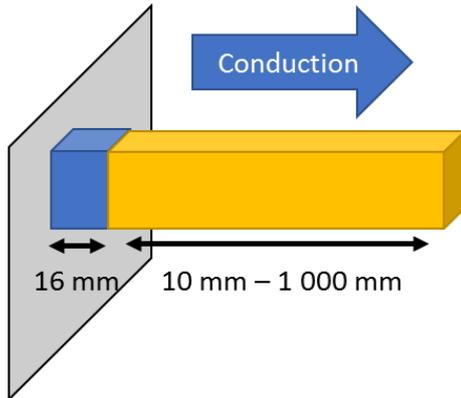


Figure 2.12 Simulation d'un élément de pièce de 16 mm pour un moule variant de 10 mm à 1 000 mm

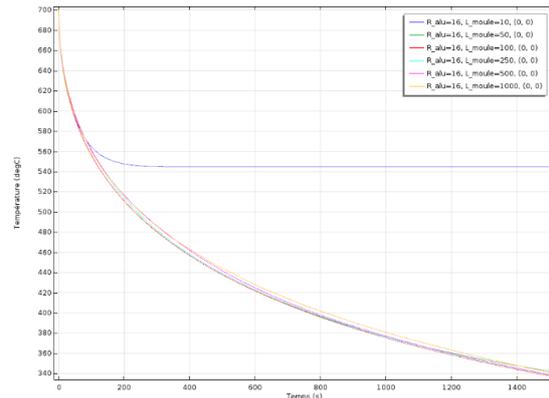


Figure 2.13 Refroidissements de moule d'épaisseur différente pour une pièce de 16 mm

Cette valeur plateau indique que le moule arrive à saturation calorifique, il ne peut pas emmagasiner plus d'énergie. Cette simulation renforce le fait que la coque a besoin d'une épaisseur optimum pour le transfert calorifique; trop peu et les calories restent dans le métal en fusion, trop épaisse, le moule a une épaisseur inutilisée.

Afin d'affiner l'influence de l'épaisseur de la paroi, une simulation avec le métal d'une épaisseur de 2 mm et d'une coque variant entre 3 mm et 18 mm est réalisée (figure 2.14) ; les résultats sont présentés avec la figure 2.15.

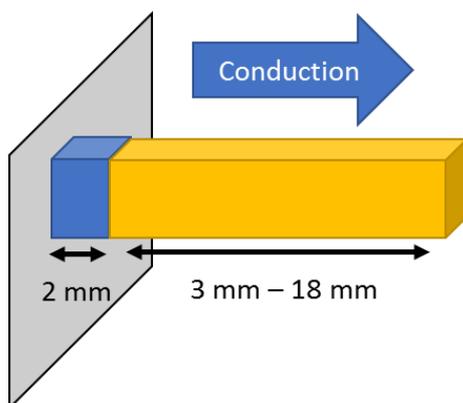


Figure 2.14 Simulation d'un élément de pièce de 2 mm pour un moule variant de 3 mm à 18 mm

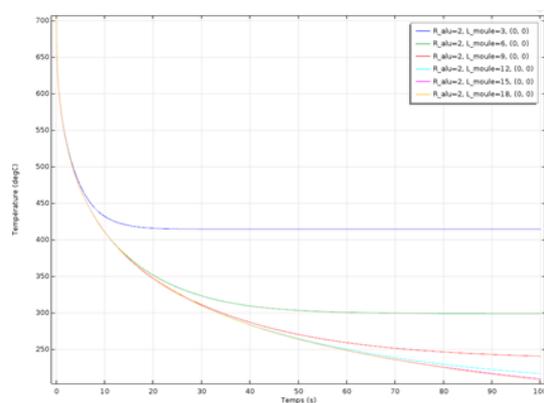


Figure 2.15 Variations de l'épaisseur du moule avec une épaisseur de pièce de 2 mm

Si l'alliage utilisé se solidifie à 560 °C, la simulation indiquera qu'une épaisseur de coque à 3 mm est suffisante pour réaliser la fonction proposée ; ainsi une épaisseur plus est de là sur-qualité. En revanche, 3 mm est difficile à manipuler, car c'est bien trop fragile avec les techniques de fabrication utilisées dans le cadre de cette thèse, ce point sera mis en évidence par la suite.

2.3.3.3 Variation de la conduction thermique

Le dernier paramètre sur lequel nous pouvons influencer lors de la conception du moule est la conduction thermique. Les simulations présentées sont réalisées avec des conduction thermiques plausibles comme présentées plus tôt. Les conduction thermiques de $0,7 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$ et $1,4 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$ sont simulées.

Les figure 2.16 et figure 2.17 représentent une pièce d'épaisseur 16 mm avec des épaisseurs de moules comprises entre 10 mm et 40 mm avec une conductivité de $0,7 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$. La barre horizontale rouge supérieure indique à quel instant le seuil le métal en fusion commence (début de l'état pâteux) et la barre horizontale inférieure indique à quel moment l'alliage passe à l'état solide. Ainsi nous pouvons déduire à quel moment les moules de 10 mm à 40 mm d'épaisseur sortent du liquidus.

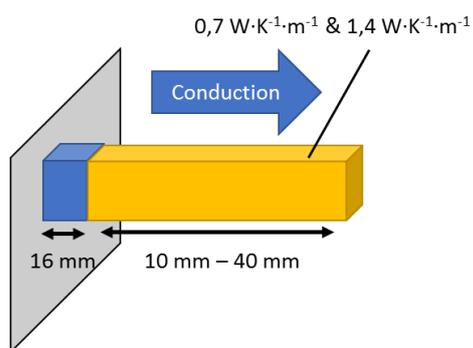


Figure 2.16 Simulation d'un élément de pièce de 16 mm pour un moule variant de 10 mm à 40 mm avec des conduction thermiques différentes

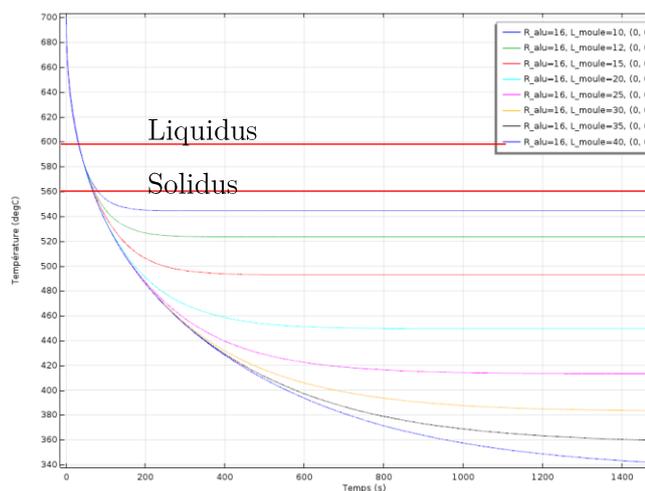


Figure 2.17 Influence de l'épaisseur du moule entre 10 mm à 40 mm pour une section de 16 mm

La figure 2.18 marque le point le plus rapide de refroidissement d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $1,4 \text{ W}\cdot(\text{K}\cdot\text{m})^{-1}$ et la figure 2.19 celle du point le plus lent.

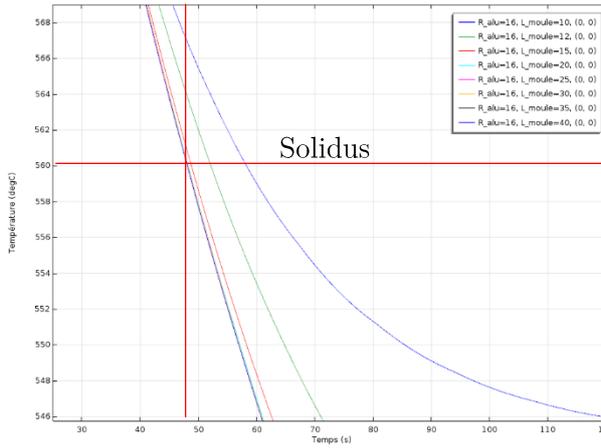


Figure 2.18 Marquage du point de refroidissement le plus rapide d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $1,4 \text{ W} \cdot (\text{K} \cdot \text{m})^{-1}$.

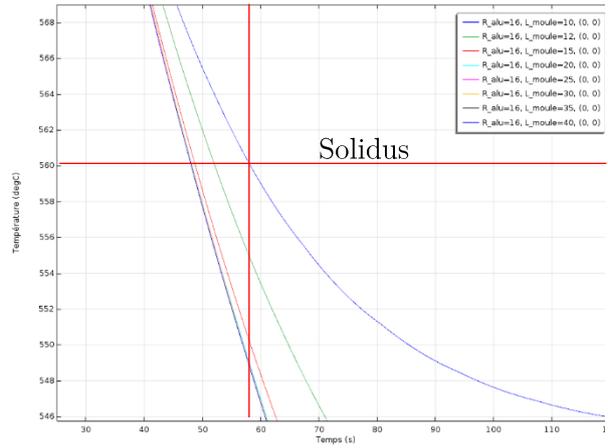


Figure 2.19 Marquage du point de refroidissement le plus lent d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $1,4 \text{ W} \cdot (\text{K} \cdot \text{m})^{-1}$.

D'après les trois figures précédentes,

- L'entrée à l'état pâteux, $600 \text{ }^\circ\text{C}$, est franchie à 27 s
- La sortie de l'état pâteux, $560 \text{ }^\circ\text{C}$, est franchie à 48 s et 58 s
- Le temps passé à cette zone est entre 21 s et 31 s
- La vitesse de refroidissement est entre $1,9 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$ et $1,3 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$

La figure 2.20 marque le point le plus rapide de refroidissement d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $0,7 \text{ W} \cdot (\text{K} \cdot \text{m})^{-1}$ et la figure 2.21 celle du point le plus lent.

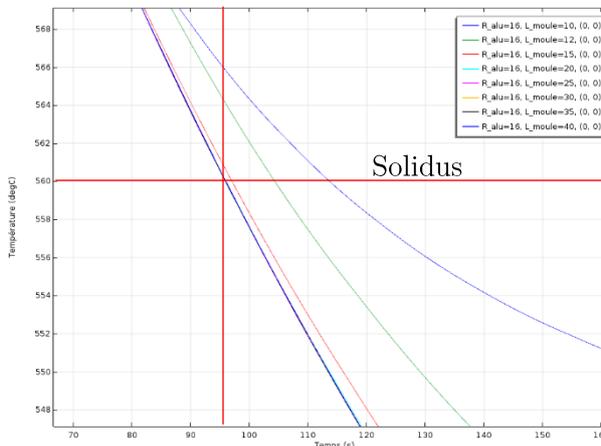


Figure 2.20 Marquage du point de refroidissement le plus rapide d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $0,7 \text{ W} \cdot (\text{K} \cdot \text{m})^{-1}$.

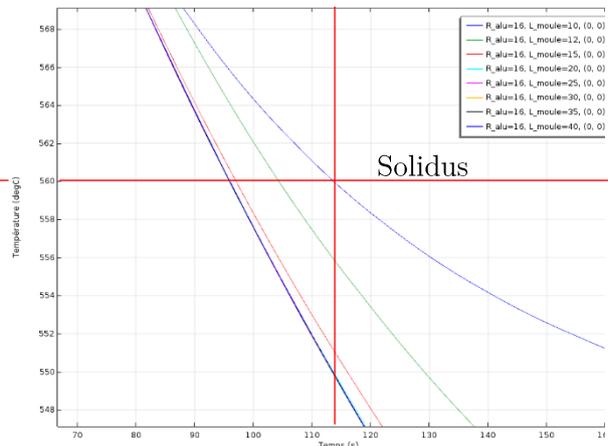


Figure 2.21 Marquage du point de refroidissement le plus lent d'une pièce d'épaisseur 16 mm avec un moule variant de 10 mm à 40 mm avec une conductivité thermique à $0,7 \text{ W} \cdot (\text{K} \cdot \text{m})^{-1}$.

D'après les deux figures précédentes,

- L'entrée à l'état pâteux, $600 \text{ }^\circ\text{C}$, est franchie à 27 s
- La sortie de l'état pâteux, $560 \text{ }^\circ\text{C}$, est franchi à 95 s et 108 s
- Le temps passé à cette zone est entre 68 s et 81 s

- La vitesse de refroidissement est entre $0,6 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$ et $0,5 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$

Le refroidissement est environ trois fois plus rapide alors que la conduction thermique a été divisée par deux.

D'après ces résultats de refroidissement et d'après la littérature vue précédemment sur cet alliage, l'espacement des dendrites serait d'environ $50 \mu\text{m}$ impliquant une résistance ultime à la traction environ 150 MPa . Attention tous les phénomènes physiques ne sont pas pris en compte dans la simulation, les résultats sont donc à prendre comme guide.

2.3.3.4 Couples idéaux

Maintenant que les variables de bases sont présentées, pour obtenir un refroidissement homogène il faut faire varier l'épaisseur de la paroi ainsi que la conduction thermique.

Dans ce cas si, nous ne nous soucions pas des contraintes procédés (de comment est réalisé le mélange de matériaux) et ni de la faisabilité matériaux (valeurs thermiques), alors d'après la formule (2) il est possible de faire refroidir différentes épaisseurs de matériaux avec ces couples suivants :

Épaisseur pièce (mm)	Épaisseur moule (mm)	Conductivité thermique ($\text{W} \cdot (\text{K}^{-1} \cdot \text{m})^{-1}$)
1	0,56	0,0037
4	2,23	0,059
8	4,47	0,24
16	8,94	0,99
30	16,76	3,37

Tableau 2.1 Paramètres pour l'équilibre à $560 \text{ }^\circ\text{C}$ en 120 secondes

La représentation graphique de ces couples est présentée avec la figure 2.22. Ces valeurs sont ensuite insérées dans la simulation COMSOL® afin de vérifier les équations, les résultats sont présentés avec la figure 2.23. Nous pouvons constater que la courbe horizontale est atteinte à $560 \text{ }^\circ\text{C}$ en 120 secondes, comme le résultat de la précédente simulation. La forme de la courbe est exponentielle décroissante, comme prévue.

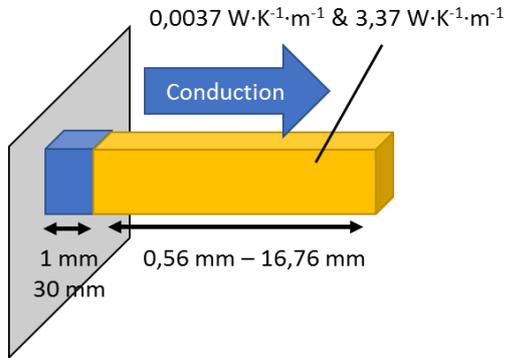


Figure 2.22 Variation de la pièce, du moule, et de la conduction thermique

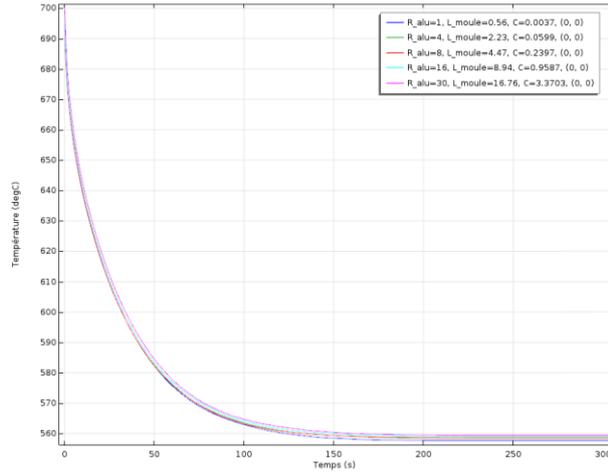


Figure 2.23 — Courbe des couples idéaux

Dans ce cas l'équilibre est demandé à 120 s, le temps écoulé dans la zone pâteuse est de $120 \text{ s} - 45 \text{ s} = 75 \text{ s}$.

2.3.4 Convection

Le modèle est complexifié avec l'ajout de l'élément de convection. Cet élément va permettre au moule de refroidir plus rapidement. Il y a deux modes de convection :

- La convection naturelle est produite grâce à la présence d'un gradient thermique. Dans notre cas, la convection se produit, car la température de paroi extérieure du moule est différente de l'air ambiant. Ce coefficient varie entre $5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ et $25 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ en fonction du différentiel thermique.
- La convection force est un flux d'air généré grâce à un ventilateur ou une turbine en fonction de la nature du fluide (air, eau, etc.). Ce phénomène permet d'obtenir un coefficient proportionnel à la vitesse du fluide.

La modélisation du problème est enrichie en rajoutant une zone de convection thermique en bout de l'épaisseur du moule (figure 2.24). Le volume de convection doit être défini avant d'analyser l'influence du paramètre de convection. Pour cela, la taille de la zone en contact avec le moule varie de 1 mm à 1000 mm avec un coefficient de convection à $5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$. Idéalement il faudrait prendre la zone la plus grande, mais ceci implique un maillage plus grand. De ce fait, une étude sur la dimension minimale est réalisée. Les résultats sont illustrés par la figure 2.25.

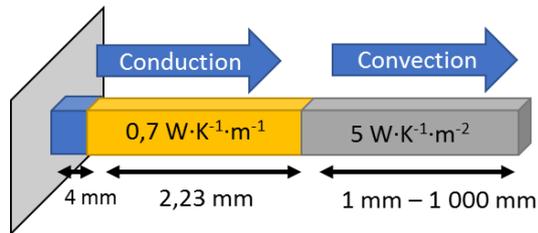


Figure 2.24 Schématisation de la variation de la zone de convection entre 1 mm et 1000 mm

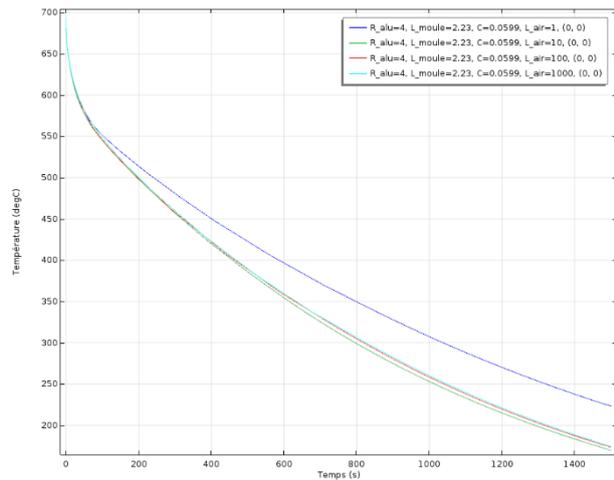


Figure 2.25 Variation de la taille de convection

Il est constaté que les courbes sont similaires lorsque la taille de la zone dépasse les 10 mm. Ainsi, la dimension 10 mm est gardée afin de réduire le temps calcul. De plus, une zone trop faible arriverait vite à saturation calorifique et ne serait pas représentative de la réalité.

Le résultat des couples permettant le refroidissement identique est repris. La simulation est réalisée avec un coefficient de convection à $5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ et $25 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ (figure 2.26).

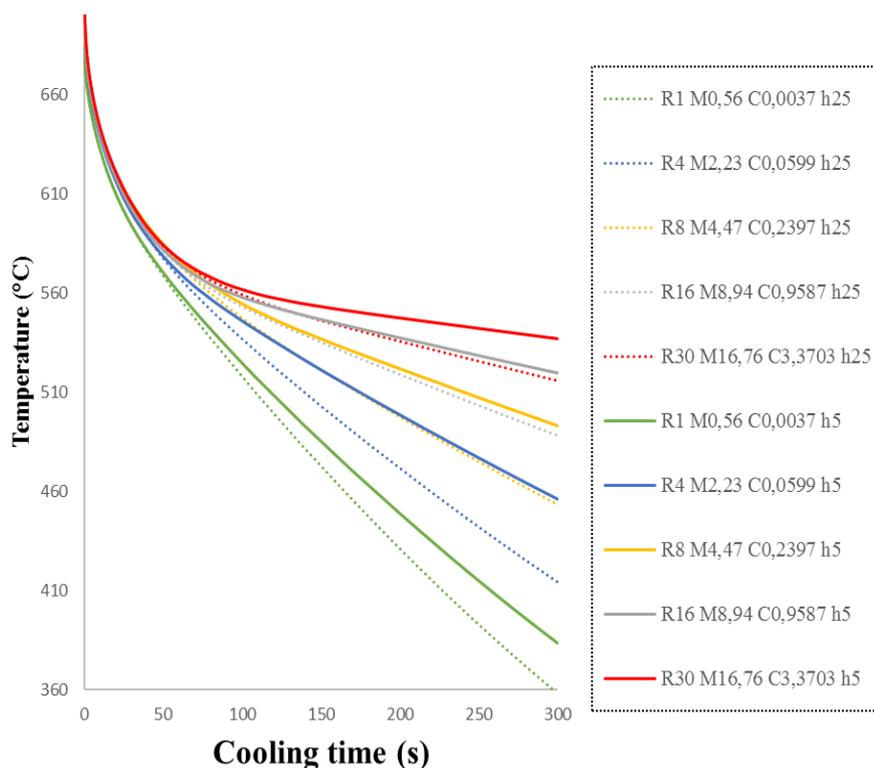


Figure 2.26 Effet de la convection thermique sur les couples permettant un refroidissement identique

Le tableau suivant permet de mieux se rendre compte de l'influence de la convection thermique :

Épaisseur de pièce (mm)	Épaisseur de moule (mm)	Conductivité thermique ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	Temps pour passer en dessous de 560 °C	
			5	25
			($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)	($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)
1	0,56	0,0037	60	58
4	2,23	0,059	75	70
8	4,47	0,24	87	80
16	8,94	0,99	94	85
30	16,76	3,37	110	90

Tableau 2.2 Effet du coefficient de convection thermique

Le dépassement de 560 °C est réalisé en 120 secondes avec un coefficient à 0 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$. Il est constaté que l'influence de la convection impacte fortement les coques de fines épaisseurs, malgré leur faible conduction thermique.

La convection thermique semble impacter davantage en pourcentage les épaisseurs comprises entre 4 mm et 30 mm. L'extrême 1 mm semble moins impacté.

2.3.5 Conclusion

Les précédents graphiques indiquent qu'il est possible de modifier la vitesse de refroidissement en influençant l'épaisseur du moule et la conduction thermique.

Ce phénomène semble logique comme la vitesse de refroidissement devrait être gouvernée par la conduction thermique du moule.

Le moule est donc optimisé pour une épaisseur de pièce. Pour cela nous pouvons agir facilement sur l'épaisseur du moule afin de réduire à la juste quantité. Actuellement nous pouvons plus difficilement faire varier localement la conduction thermique pour modifier la vitesse de refroidissement local.

Effectivement, ces paramètres d'épaisseur et de conduction sont usuellement constants au travers du moule, car les contraintes procédées l'empêchent d'être variable localement. Un des avantages de la fabrication additive est de pouvoir placer la matière là où il le faut. Des nouvelles machines de fabrication additive peuvent déposer plusieurs matériaux, certaines avec des mélanges. La méthode de variation de conductivité n'est donc pas si absurde. De plus, comme la matière est déposée là où il faut, il est possible de fabriquer des coques à épaisseur variable. Ces nouvelles opportunités changent les règles de conception en fonderie.

Il faut tout de même réfléchir à la pertinence des valeurs proposées, car une épaisseur de coque à 0,56 mm ne semble pas cohérent. Une conductivité thermique inférieure à 0,1 $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ne semble également pas réaliste. Malgré la souplesse du procédé de fabrication par projection de liant, des contraintes procédés et matériaux demeurent.

2.4 Fabrication de coques et analyse des éprouvettes

Pour évaluer une partie de la méthodologie proposée, des campagnes d'essais sont réalisées. La première fabrication des coques est réalisée avec les techniques de fabrication conventionnelles. La fabrication par boîte à noyaux permet de réaliser rapidement et à moindre coût des moules. Les moules sont réalisés avec des épaisseurs de 5 mm, 15 mm, et 25 mm avec des masselottes comme illustré ci-dessous.

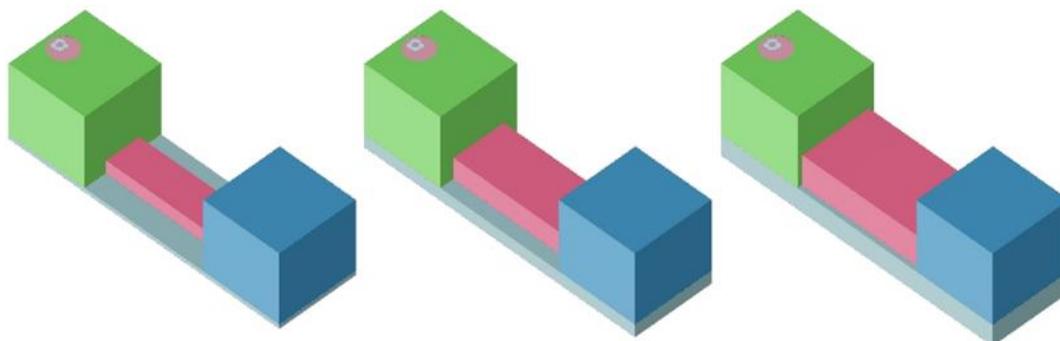


Figure 2.27 Moules de 5 mm, 15 mm, et 25 mm

2.4.1 Masselottes

Si les masselottes sont identiques comme proposé dans ce cas, un point chaud va apparaître au cœur de l'éprouvette, comme illustrée avec la figure 2.28. Il est important que le dernier point de refroidissement soit dans les masselottes, car ceci est l'endroit où il y a le plus de défauts, comme des retassures. Le moule d'épaisseur 15 mm (figure 2.29) refroidit plus vite que le moule de 5 mm et moins vite que le moule de 25 mm (figure 2.30). Le volume des masselottes est dimensionné pour des moules à grande épaisseur. Il est donc normal que le moule d'épaisseur 25 mm refroidisse le plus rapidement.

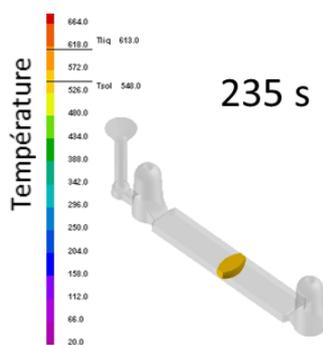


Figure 2.28 Moule épaisseur 5 mm

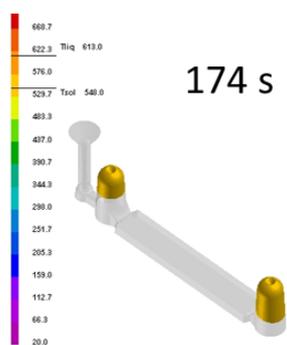


Figure 2.29 Moule épaisseur 15 mm

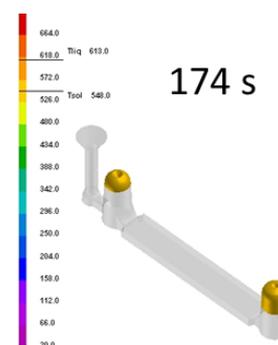


Figure 2.30 Moule épaisseur 25 mm

Une coulée a été réalisée afin de confirmer la simulation. La figure 2.31 représente des analyses microscopiques des retassures présentes au cœur des éprouvettes 5 mm et 25 mm.

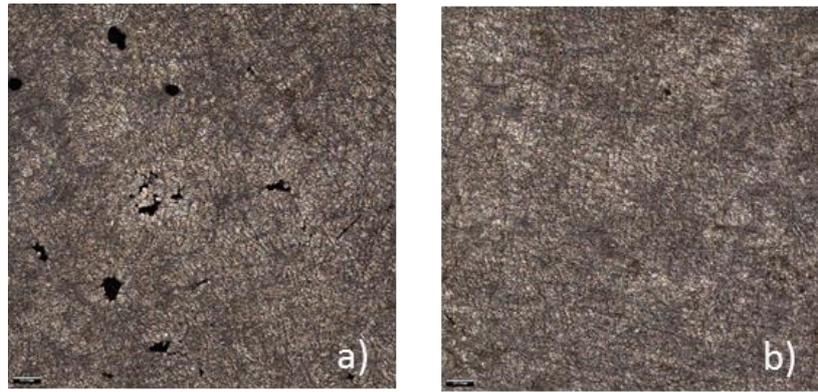


Figure 2.31 Retassures dans l'éprouvette issue de la coque : a) 5 mm, b) 25 mm

Conclusion

Finalement, l'éprouvette 5 mm présente plus de retassures que la coque 15 mm. La coque 15 mm présente moins de retassures que celle de 25 mm. Ceci implique que les règles de conception de masselottes doivent prendre en compte l'influence de l'épaisseur de la coque et pas seulement la quantité de matière à fondre.

2.4.2 Fabrication

Fabrication des coques

La conception de l'éprouvette a changé par rapport à celle présentée plus tôt, une forme d'haltère est directement coulée afin de pouvoir réaliser directement un essai de traction (sans usinage). Ceci permet de garder la croute de fonderie et d'obtenir une éprouvette *brute de fonderie*. Comme des modifications sont apportées à l'outillage, un changement de géométrie de masselotte est réalisé.

Ainsi le volume des coques est de 100 cm³ pour le 5 mm, 320 cm³ pour le 15 mm, et 570 cm³ pour le 25 mm. Ce qui représente cinq fois plus de matière entre le moule en coque 5 mm et celui de 25 mm. Ces moules ont de nouveau été réalisés par moulage traditionnel (réalisé en fabrication additive dépôt de fil fondu, figure 2.32) avec du sable de la machine VX1000 du fabricant Voxeljet et du silicate de sodium à 3 %. L'assemblage des moules a été finalisé en rajoutant du joint à base d'argile sur les jonctions afin de prévenir la fuite d'aluminium (figure 2.33).



Figure 2.32 Fabrication des coques



Figure 2.33 Coques prêtes à la coulée

Les coulées se sont réalisées lorsque la température de l'alliage d'aluminium en creuset était de 700 °C. Une coulée permet de réaliser deux moules. La louche théoriquement peut en faire trois à quatre, sauf que la température chute d'une vingtaine de degrés entre le premier moule et le troisième influençant le refroidissement et donc la cinématique thermique.

Une inspection de la qualité des coulées est réalisée, lorsque la dernière est coulée. Il est constaté que les moules de coque d'épaisseur 5 mm ont eu des percées de coulées (figure 2.34 et figure 2.35).



Figure 2.34 Percée de coulée épaisseur 5 mm #1



Figure 2.35 Percée de coulée épaisseur 5 mm #2

Il est supposé que le moule a rompu suite à une dégradation thermique trop importante. Autrement dit, le métal exerce une pression métallostatique plus importante que la résistance mécanique du moule, lors de l'état liquide. Il a été donc proposé de réaliser à nouveau ces moules avec un taux de liant à 5 % au lieu de 3 % pour les coques 5 mm.

Cette augmentation de liant inorganique a permis d'éviter les percées de coulées.

Finalement, il est proposé une comparaison entre la tenue mécanique d'une éprouvette issue d'un moule en poudre d'alliage d'aluminium comparée à celle issue d'un moule en silice à épaisseur de coque égale car leurs propriétés thermiques sont différentes, et donc le refroidissement devrait être différent. Le choix de coque en 15 mm est fait, car à 5 mm il y avait plus de probabilité d'échec ; et 25 mm nécessite une quantité plus importante de poudre. Pour cela, trois coques de 15 mm ont été réalisées avec de la poudre d'aluminium (figure 2.36).



Figure 2.36 Moule en poudre d'aluminium

Seul la partie en contact avec l'éprouvette en forme d'haltère est en poudre d'alliage d'aluminium. Les moules de masselottes sont en sable de silice.

Essai de traction

Une fois les éprouvettes coulées et refroidies, elles sont dessablées, nettoyées, ébavurées, et les masselottes sont retirées. Il est constaté que les éprouvettes ne sont pas parfaitement parallélépipédiques comme illustré avec la figure 2.37. Un relevé de l'épaisseur, de la largeur en haut et en bas sur chaque côté et au milieu est réalisé. La prise de mesure de ces neuf points permet de recréer le solide et de connaître le placement de la section la plus petite. Cette information est capitale, car lors de l'essai de traction c'est à cet endroit que sera la contrainte maximale. Ainsi, pour connaître la contrainte admissible nous pourrions diviser la force maximale par la section d'éprouvette préalablement estimée située à l'emplacement de la rupture.



Figure 2.37 Vue de côté d'une éprouvette avec un flagrant défaut

La machine Instron 5584 a été utilisée et un capteur de déplacement a été positionné sur les éprouvettes (figure 2.38).

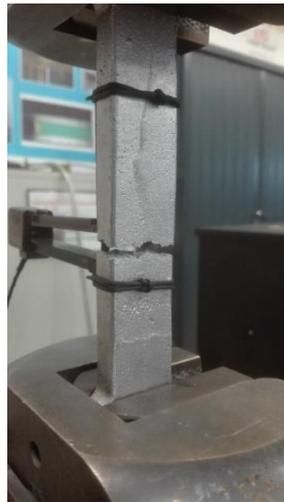


Figure 2.38 Rupture d'une éprouvette

La figure 2.39 illustre les éprouvettes après leur essai de traction.

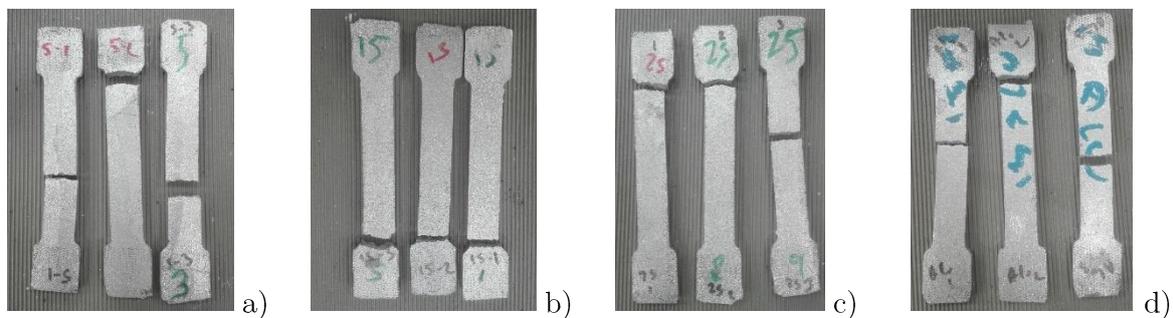


Figure 2.39 Résultats de traction pour les coques a) 5 mm, b) 15 mm, c) 25 mm, D) 15 mm aluminium

Le tableau 2.3 récapitule les prises de mesures et la déduction de la surface pour les éprouvettes 5 mm, 15 mm, 25 mm, et 15 mm aluminium. L'endroit de la rupture de l'éprouvette est surligné. Si pour un échantillon le placement de la rupture est entre deux zones, alors une moyenne est réalisée (tableau 2.3).

		Largeur haut (mm)			Largeur bas (mm)			Épaisseur (mm)			Surface		
											Avant	Millieux	Arrière
Silice	5-1	20,76	20,76	20,76	22,3	22,3	22,3	11	11,6	11,1	236,8	249,7	239,0
	5-2	20,4	20,4	20,4	23,06	22,7	22,1	11,15	11,5	11,2	242,3	247,8	238,0
	5-3	20,4	20,4	20,4	21,9	22,3	22,15	10,2	10,7	10,2	215,7	228,4	217,0
	15-1	20,2	20,1	19,19	21,55	21,55	21,55	9,9	10	10	206,7	208,3	203,7
	15-2	20,06	20,06	20,06	21,44	21,58	21,68	10,2	10,1	10	211,7	210,3	208,7
	15-3	20,1	20,1	19,9	21,5	21,5	21,5	10,1	10	9,9	210,1	208,0	204,9
	25-1	20,2	20,2	20,2	21,55	21,55	21,55	10,2	10,15	10,1	212,9	211,9	210,8
25-2	20,3	20,05	20,05	21,4	21,45	21,6	9,8	10	10,3	204,3	207,5	214,5	
25-3	20,1	20,1	20,1	21,7	21,5	21,8	10	9,8	9,7	209,0	203,8	203,2	
Aluminium	15-1	20,25	20,15	20,15	21,4	21,6	21,5	10,4	10,15	10,1	216,6	211,9	210,3
	15-2	20	20	20	21,1	21,85	21,85	10,15	10,25	10,1	208,6	214,5	211,3
	15-3	20	20,3	20	21,7	21,5	21,65	10,5	10,3	10,2	218,9	215,3	212,4

Tableau 2.3 Prise des côtes, analyse des surfaces, et déduction de la contrainte maximale

Idéalement, un essai de qualité serait représenté par une rupture au milieu de l'éprouvette. Néanmoins, nous allons prendre en considération les résultats obtenus par les coques épaisseurs 15 mm (silice).

Les calculs de contraintes maximales et mesures de l'élongation sont récapitulés avec le tableau 2.4. Un calcul en prenant en compte toutes les éprouvettes (TOUTES) et un autre prenant en compte seulement celles qui ont cassé au milieu de l'éprouvette (BONNES) sont réalisés. Ceci permet de quantifier l'influence de la rupture de l'éprouvette au bord des mors.

		Surface (mm ²)	Force Max (N)	Contrainte Max (MPa)	Moyenne TOUTES (Mpa)	Moyenne BONNES (Mpa)	élongation (%)	Moyenne TOUTES (%)	Moyenne BONNES (%)
Silice	5-1	249,70	28 994	116	123	125	3,2	3,0	3,2
	5-2	242,30	28 937	119					
	5-3	222,70	29 947	134					
	15-1	203,70	28 275	139	126	-	3,3	3,2	0,0
	15-2	208,70	26 537	127					
	15-3	204,90	22 712	111					
	25-1	212,90	23 213	109	116	113	2,6	2,6	2,1
	25-2	204,30	25 567	125					
	25-3	203,80	23 006	113					
Aluminium	Alu-1	211,90	34 043	161	161	158	6,3	6,2	5,8
	Alu-2	208,60	35 007	168					
	Alu-3	215,30	33 427	155					

Tableau 2.4 Récapitulatif des contraintes maximales et élongations

Dans le cas où nous prenons que les *BONNES* valeurs et que nous nous concentrons sur le sable de silice, alors nous pouvons constater qu'un moule avec une épaisseur à 5 mm offre en moyenne de meilleures propriétés mécaniques d'environ +10 % pour la contrainte maximale et +50 % pour l'élongation par rapport à celle avec une coque à 25 mm. Dans ce cadre, les résultats des essais de traction des éprouvettes coque 15 mm ne sont pas exploitables. Malgré ces gains, si on analyse la variabilité des résultats, nous pouvons conclure que les performances mécaniques sont similaires pour toutes les épaisseurs de coques en silice.

Si nous prenons en compte les résultats des coques en silice 15 mm alors celui-ci offre des propriétés mécaniques similaires que les coques en 5 mm présentées plus tôt.

Les résultats avec le sable de silice maintenant présentés, nous pouvons les comparer avec les moules coque 15 mm aluminium. Prenons le cas le plus défavorable de la catégorie dite *BONNES*, la contrainte maximale est augmentée de 30 % et de 80 % pour l'élongation par rapport à nos meilleurs résultats des coques en sable de silice (5 mm), ceci même en prenant en compte la variabilité des essais.

Les valeurs absolues présentées au-dessus permettent d'analyser le comportement à la rupture. Des informations comme le module de Young ou la résistance à 0,2 % sont analysables

graphiquement. Les courbes des essais présentés sont représentées par les figure 2.40, figure 2.41, figure 2.42 et figure 2.43. Nous pouvons constater que les courbes ne sont pas similaires pour les éprouvettes 15 mm (silice) illustrés par la figure 2.41. Ceci est dû à la rupture qui était proche des mors.

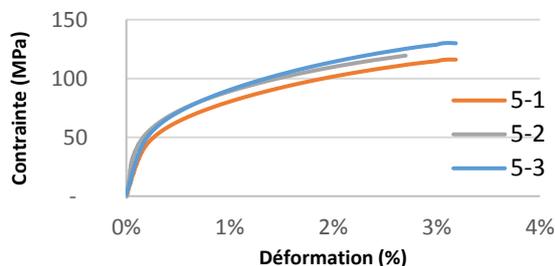


Figure 2.40 Courbe traction éprouvette 5 mm silice

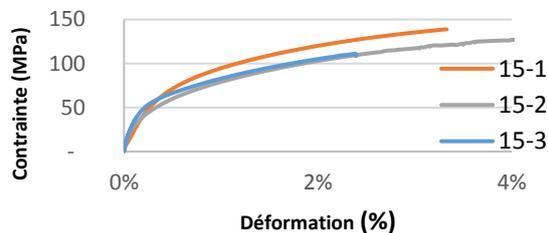


Figure 2.41 Courbe traction éprouvette 15 mm silice

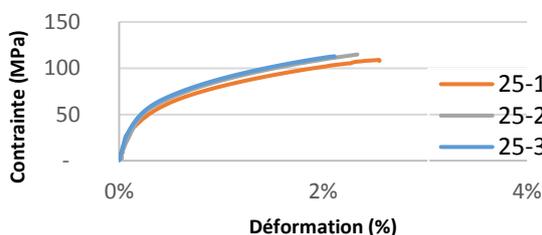


Figure 2.42 Courbe traction éprouvette 25 mm silice

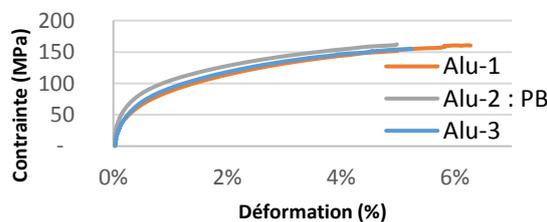


Figure 2.43 Courbe traction éprouvette 15 mm aluminium

La moyenne de chaque courbe par lot est réalisée et comparée sur le même graphique, figure 2.44.

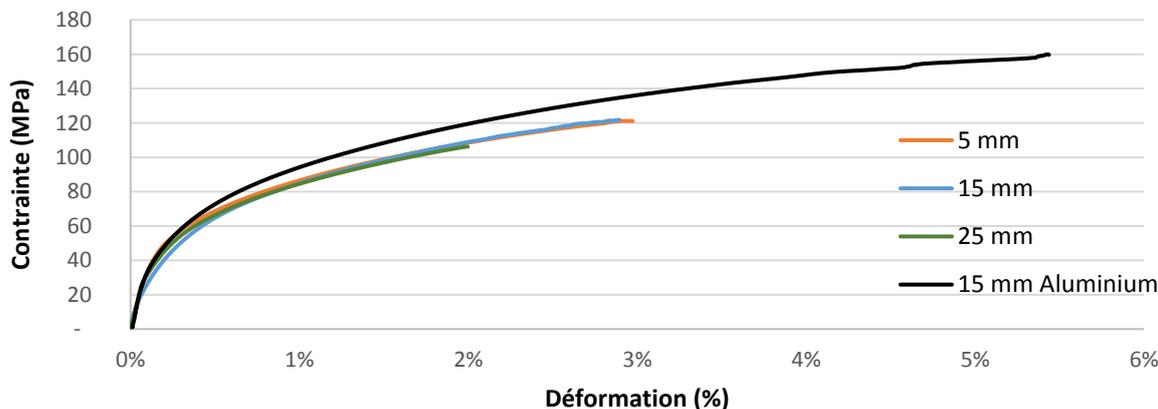


Figure 2.44 Comparaisons des valeurs moyennes de traction entres-elles

Ces courbes permettent de mieux se rendre compte de la différence entre les coques en silice et les coques en aluminium. La courbe va plus loin et plus haut. En revanche, la zone élastique à moins de 0,2 % semble être identique (figure 2.45). Le module de Young calculé est entre 32,2 GPa (15 mm silice) et 33,8 GPa (15 mm aluminium) soit une différence de 5 %, ce qui semble peu significatif.

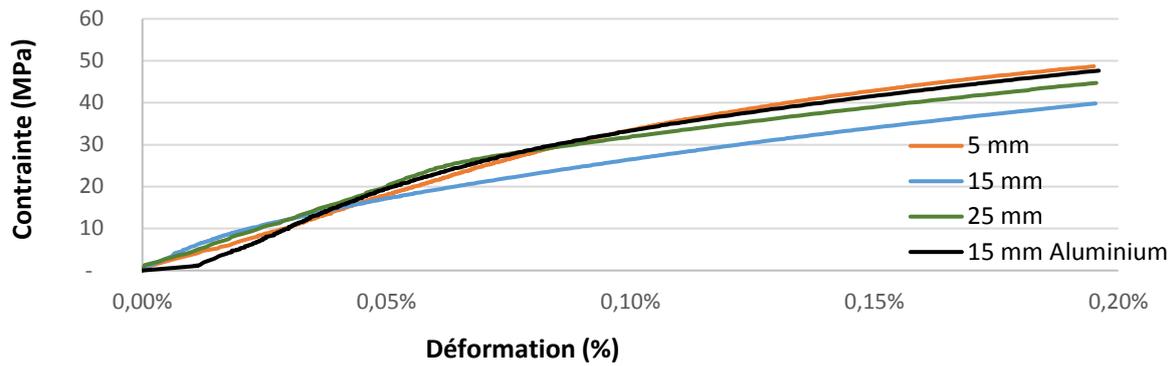


Figure 2.45 Zoom sur la courbe de traction

Conclusion

L'épaisseur du matériau du moule influence peu le refroidissement du moule si les masselottes sont bien dimensionnées. À matériau égal, il est constaté que les résultats des essais mécaniques indiquent une même valeur pour des épaisseurs de coque entre 5 mm, 15 mm, et 25 mm. La réduction de l'épaisseur de coque est donc possible, ceci permettra de consommer cinq fois moins de matériaux et donc de réduire par cinq le coût matière. Par contre, grâce au changement de la silice par de l'aluminium, la pièce coulée peut voir ses propriétés mécaniques augmentées de 30 % pour la résistance ultime à la traction et 80 % pour l'élongation.

Finalement, à la fin de la fabrication il faut extraire la pièce coulée du moule. Plus l'épaisseur du moule va être élevée, plus d'énergie devra être dépensée pour casser le moule. Si le moule est une coque, alors le travail est plus simple, le travail est davantage simplifié si le moule est dégradé par la chaleur latente de la pièce en fusion, comme dans le cas avec une coque 5 mm.

3 Synthèse et perspectives

3.1 Synthèse

La réduction à une coque permet de réduire au maximum la quantité de matière utilisée. L'épaisseur de la coque est ajustée en fonction du besoin mécanique et thermique du moule et de la pièce.

La première partie du chapitre a permis de trouver les couples optimaux d'épaisseur de coque en fonction de l'épaisseur de l'aluminium à couler. Cette épaisseur varie entre 0,6 mm (pour de l'aluminium de section 1 mm) et 17 mm (pour une section à 30 mm). De plus, un compromis de la vraie valeur minimale doit être réalisée. Effectivement, il est délicat de manipuler une coque de 0,6 mm ; ainsi il est plutôt préconisé de réaliser une coque d'épaisseur de 5 mm minimum. Cette section porte également sur l'influence d'autres paramètres comme la conductivité thermique. Nous avons proposé des couples de conductivité thermique pour des sections différentes afin d'obtenir un refroidissement identique. Cela implique de réaliser des moules avec une conductivité thermique comprise entre 0,037 ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) et 3,37 ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$).

La seconde partie du chapitre porte sur la réalisation de coque en silice et en poudre d'aluminium avec des épaisseurs de 5 mm, 15 mm, et 25 mm. Les propriétés mécaniques ne sont pas significativement différentes pour les coques en silice comprises entre 5 mm et 25 mm. En revanche, les coques de 15 mm aluminium sont significativement différentes que celles en 15 mm à base silice (+30 % pour la résistance ultime à la traction et +80 % pour l'élongation).

De plus, des aides au refroidissement comme influencer la conduction, la convection, ou le rayonnement sont envisageables. Ces critères de dimensionnement ne doivent pas oublier la dégradation thermique du moule, car celle-ci peut générer des défauts importants lors de l'utilisation d'une coque. Également, cette DFAM permettrait de réduire le coût de production d'un moule.

La méthodologie peut être simplifiée en expliquant que la conduction thermique définit à quelle vitesse les calories sont transférées et l'épaisseur du moule définit la taille du réservoir calorifique.

3.2 Perspectives

Plusieurs perspectives sont envisageables avec cette méthodologie. Il est possible d'ajouter une structure architecturée interne, au noyau, ou à l'extérieur afin de rigidifier l'ensemble tout en utilisant moins de matière. Ces stratégies de renforts sont explorées dans le chapitre 3.

La DFAM proposée dans ce chapitre peut également être améliorée en utilisant plusieurs matériaux pour influencer la thermique du moule de géométrie à problème (angle droit), cette perspective est explorée dans le chapitre 5.

Davantage d'essais de compression et flexion de sable/liant peuvent être envisagés, ces essais peuvent être réalisés avec différents liants, à différentes températures d'analyse.

De plus, cette méthodologie peut être appliquée aux autres métaux coulés comme l'acier ou le cuivre.

Finalement, l'ajout de convection forcée pose la question de direction de flux d'air, comment va se comporter l'écoulement autour du moule ; un endroit va être plus impacté qu'un autre. Cette thématique peut pousser de nouvelles géométries de moules optimisées pour refroidir un endroit donné.

Architecturation

Table des matières

Chapitre 3

1 Intérêt et enjeux.....	65
2 Méthodologie architecturation.....	65
2.1 Définition de la dfam architecturation.....	65
2.2 Épaisseur de coque.....	66
2.3 Génération d'alvéoles.....	68
2.3.1 Analyse alvéole : sable gardé.....	69
2.3.2 Analyse alvéole : sable enlevé.....	70
3 Synthèse et perspectives.....	73
3.1 Synthèse	73
3.2 Perspectives	73

1 Intérêt et enjeux

L'architecturation est le placement stratégique de la matière au sein de son environnement. Ce placement optimisé permet de réduire la quantité de matière nécessaire pour répondre à une fonction de contrainte, comme la contrainte de résistance mécanique à moindre matière. Dans le cas présent, nous allons explorer l'influence de l'architecture sur le refroidissement d'une pièce de fonderie.

L'architecturation permet au moule de perdre de la masse. Comme nous l'avons vu précédemment, la perte de masse est importante afin de réduire le temps de production, la charge à manipuler, et le recyclage.

Cependant, la conception de l'architecturation doit être conçue avec le procédé de fabrication en tête ; car nous allons voir que des contraintes procédés existent et impactent la pièce finale.

2 Méthodologie architecturation

2.1 Définition de la DFAM architecturation

La méthodologie proposée pour architecturer un moule ou un noyau est relativement simple. La pièce à fabriquer est importée, une coque d'une certaine épaisseur est réalisée, des alvéoles (ou autre architecturation interne) est réalisée, et finalement la conception du moule est exportée (figure 3.1).

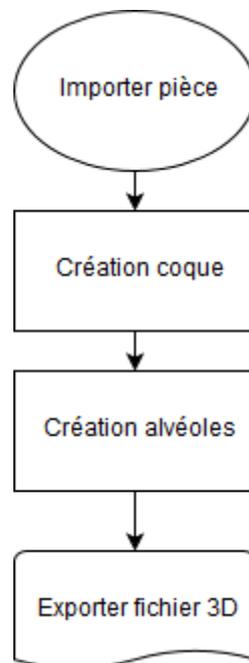


Figure 3.1 Méthodologie d'architecturation

Malgré la simplicité de la méthodologie des questions importantes se posent. Comme, Quelle est l'épaisseur de la coque ? Faut-il enlever la matière non liée ? Les alvéoles sont-elles

ouvertes ? Sont-elles connectées ? Est-ce que cela coûte plus cher ? Est-ce que la pièce est d'aussi bonne qualité ?

Ainsi nous allons répondre à certaines de ces questions tout au long de ce chapitre.

2.2 Épaisseur de coque

Comme nous avons pu le voir dans le chapitre 2 – « coque d'épaisseur variable », l'épaisseur a toute son importance et n'est pas obligatoirement constante. Dans le cas présent, la notion de coque est l'épaisseur du moule incluant l'épaisseur de l'architecturation. Pour la démonstration nous allons prendre une épaisseur de coque à 60 mm pour une épaisseur de pièce à 20 mm (figure 3.2).

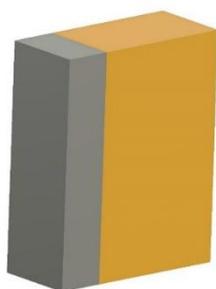


Figure 3.2 Pièce de 20 mm d'épaisseur et coque de 60 mm

Pour faire référence au chapitre 2, voici une coque de 60 mm avec une peau de 5 mm (figure 3.3), et une autre avec une coque de 20 mm au contact du métal et 5 mm au contact de l'air (figure 3.4) ; cette coque sera appelée noyau par la suite. Les parois supérieures et inférieures sont enlevées des schémas suivants afin d'illustrer le vide intérieur.

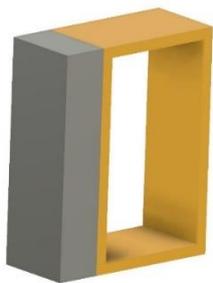


Figure 3.3 Coque 5 mm

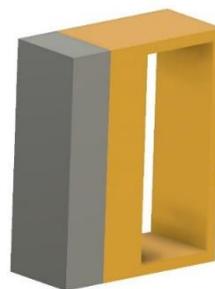


Figure 3.4 Coque asymétrique 20 mm et 5 mm

Une simulation est réalisée avec le logiciel ProCast pour connaître la montée en température de la coque (figure 3.5). Pour cela, du métal déjà coulée à une température de 720 °C est simulé dans un moule avec le noyau. La pièce appelée noyau représente les différentes coques. Les simulations gardent les mêmes conditions de métal et de moule, en revanche les noyaux seront changés de plein à 5 mm, 15 mm, et 25 mm.

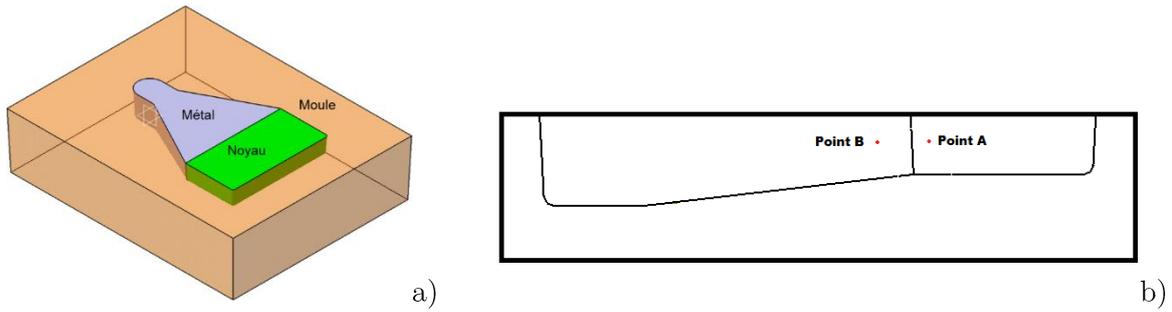


Figure 3.5 Mise en place de la simulation a) vue ISO, b) vue de coupe

La masse des noyaux est relevée afin d'évaluer la réduction de masse potentielle (tableau 3.1).

	Masse (g)	Différence
Plein	181	0%
5 mm	115	-36%
15 mm	130	-28%
25 mm	144	-20%

Tableau 3.1 Estimation de la perte de masse avec les coques

Pour cela, un thermocouple numérique est placé à 2,5 mm de l'interface moule/métal (point A). Le métal étant déjà coulé, la simulation se porte donc sur le transfert thermique. Les paramètres de simulation sont les mêmes que dans les simulations du chapitre 2. Cette simulation compare une coque pleine à une coque 5 mm (symétrique), 15 mm (asymétrique 5 mm), et 25 mm (asymétrique 5 mm), les courbes suivantes sont obtenues.

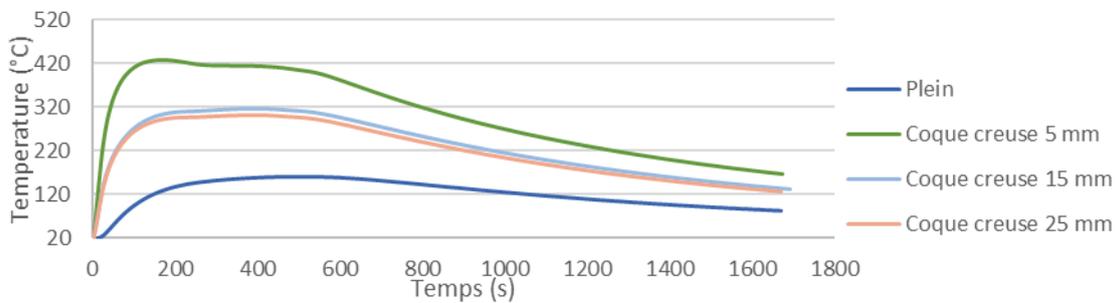


Figure 3.6 Courbes de température à 2,5 mm entre l'interface moule/métal

Nous pouvons constater une température plus de deux fois plus élevée dans la coque à 5 mm (420 °C) que celle pleine (160 °C). Quant aux coques de 15 mm et de 25 mm, elles conduisent à un refroidissement similaire avec un pic de température à 320 °C.

Maintenant si nous nous plaçons un thermocouple à 5 mm de l'interface coté métal (point B) nous apercevons que les courbes sont quasi identiques (figure 3.7).

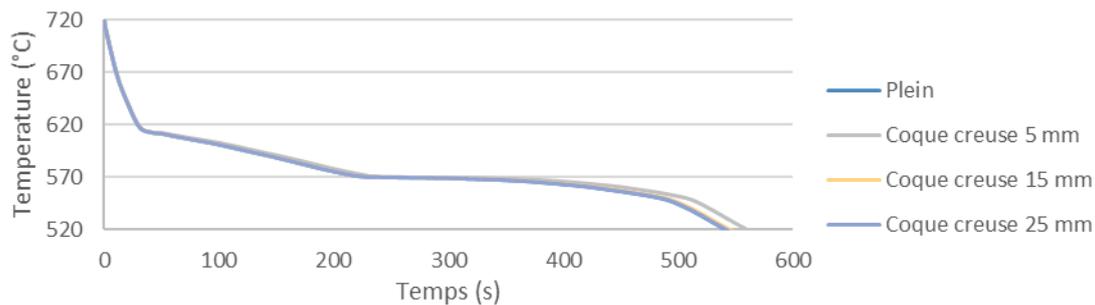


Figure 3.7 Courbes de refroidissement du métal pour les coques 5 mm, 15 mm, 25 mm, et pleine

Ainsi dans la configuration proposée le changement de 5 mm à 25 mm n'a pas d'influence sur le métal en fusion. La coque peut donc être réduite sans influence sur le refroidissement du métal ce qui permettra de consommer moins de matériau lors de la fabrication, sous réserve de résistance adéquate.

2.3 Génération d'alvéoles

L'architecturation intérieure peut prendre plusieurs formes, comme celles présentes dans le logiciel Slic3r (figure 3.8)[65]. Avec des configurations simples comme des lignes à des configurations plus avancées comme en gyroïde.

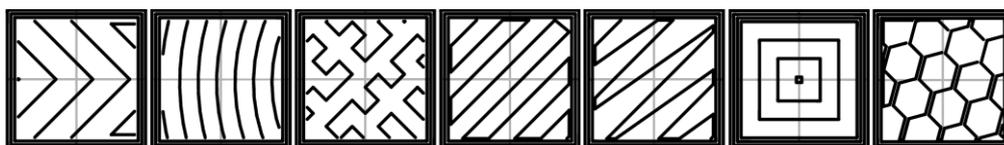


Figure 3.8 Différents remplissage généré par le logiciel slic3r [65]

Cette géométrie intérieure doit respecter quelques contraintes liées au procédé et plus particulièrement à la machine. Par exemple : la taille du mur le plus grand, la hauteur maximale pour un mur donné, la précision ou encore la gestion du matériau support.

Pour illustrer la méthodologie nous allons créer deux types d'alvéoles, des connectées (figure 3.9) et des non-connectées (figure 3.10). La différence entre les deux est subtile mais n'en est pas des moindres.



Figure 3.9 Alvéoles connectées

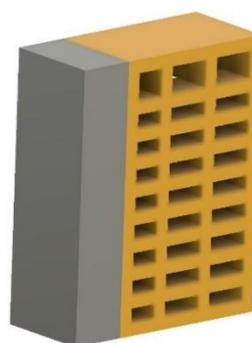


Figure 3.10 Alvéoles non-connectées

En fabrication additive lit de sable (par projection de liant ou frittage) les couches sont entièrement remplies de matériau. Ainsi, en fin de fabrication, du sable peut se retrouver coincé au sein de structures fermées. Pour vider le sable non lié, des trous de vidages sont conçus. Malgré cet effort d'ajout de trous de vidage, certaines alvéoles peuvent être non accessibles. Ainsi la notion de « sable gardé » est proposée.

2.3.1 Analyse alvéole : sable gardé

Dans le cas où le sable non lié est gardé, celui-ci peut permettre de stocker la chaleur et de consommer moins de liant (facilite le recyclage, réduit les coûts). En revanche, la masse n'est pas réduite et la résistance mécanique est réduite. Suivant la stratégie de fabrication de la machine, le temps de fabrication peut rester le même.

Concernant les machines de fabrication additive par lit de poudre, il est constaté que les machines actuelles tasse de manière différente le sable (règle égalisatrice ou rouleau). Ainsi, si nous gardons le sable est-ce que celui-ci va se tasser après fabrication ? Pour analyser cela, neuf éprouvettes de 40 mm x 40 mm x 160 mm avec des parois de 5 mm ont été fabriquées suivant les axes de fabrication X (3), Y (3), et Z (3) (tableau 3.2). La balance utilisée pour effectuer les mesures a une précision de 0,5 g.

	Axe X			Axe Y			Axe Z		
Masse (g)	200,0	200,0	200,0	199,0	199,0	199,0	201,0	201,0	201,0
Coefficient (g·cm⁻³)	1,48	1,48	1,48	1,47	1,47	1,47	1,49	1,49	1,49

Tableau 3.2 Densité du sable présent dans les éprouvettes suivant les axes X, Y, et Z

Ces mesures indiquent une densité de 1,48 g·cm⁻³ suivant les trois axes.

Lorsque ces éprouvettes sont sorties de la machine et agitées, il est ressenti un vide comme des maracas. Cet effet indique que la poudre n'est pas à sa compacité maximale car elle peut se réarranger pour être plus compacte. Cet effet est appelé effet de foisonnement.

L'effet de foisonnement est le rapport entre un volume non tassé et tassé. Ce coefficient dépend entre autre de la géométrie du grain, de la répartition granulométrique. Cette effet peut avoir une influence sur la conductivité thermique car l'air va être plus ou moins présent suivant le tassement. De plus, les conditions de fabrication additive et de coulée influencent la compacité finale.

Afin de connaître le coefficient de foisonnement maximal, une analyse avec un tube gradué et une balance est réalisée (tableau 3.3).

	Masse (g)	Volume initial (ml)	Compacité initiale (g/cm ³)	Volume tamis (ml)	Compacité tamisé (g/cm ³)	Coefficient de foisonnement
Sable VX 1000	87,8	69,5	1,26	58,0	1,51	1,20

Tableau 3.3 Comparaison coefficient de foisonnement

La densité maximale est de $1,51 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$; celui présent dans les éprouvettes est de $1,48 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$, une différence de 2 %. Cela est significatif, car pour une éprouvette de 140 mm de sable non liée, cette différence représente 2,9 mm de vide une fois tassé.

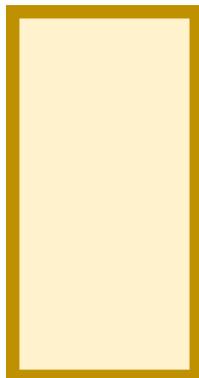


Figure 3.11 Coupe d'une éprouvette après fabrication

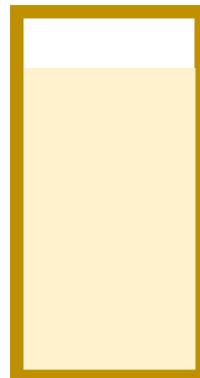


Figure 3.12 Coupe d'une éprouvette tassé après fabrication

Si le sable est gardé, la présence du vide peut influencer le refroidissement. Aucune simulation n'est réalisée car les données sur la conduction thermique du sable non liée demeurent indisponibles à ce jour. De plus, l'argument de réduction de masse n'est pas vrai si le sable est gardé.

2.3.2 Analyse alvéole : sable enlevé

Enlever le sable des alvéoles apporte une réduction de masse du moule ou du noyau à réaliser. En revanche, en fonction de la conception il peut s'avérer difficile d'avoir accès à toutes les alvéoles. Des trous de vidage doivent être conçus dès la conception de la pièce.

Plusieurs stratégies peuvent être envisagées. Comme avoir un trou débouchant sur l'extérieur par alvéole ou des alvéoles communicantes avec seulement un trou vers l'extérieur. Il est difficile à ce stade de préconiser une conception par rapport à une autre. Dans le cas de cette étude, il est choisi de réaliser un trou par alvéole.

Ces conceptions sont utilisées dans le logiciel ProCast afin de quantifier l'influence de l'architecturation intérieure. Plus précisément, il a été choisi de concevoir des alvéoles non connectées avec un taux de vide différent (figure 3.13, figure 3.14, et figure 3.15). La dimension des alvéoles est de 5 mm x 10 mm x 5 mm. Le nombre d'alvéoles change suivant les lignes et les colonnes afin de faire varier la quantité de vide.

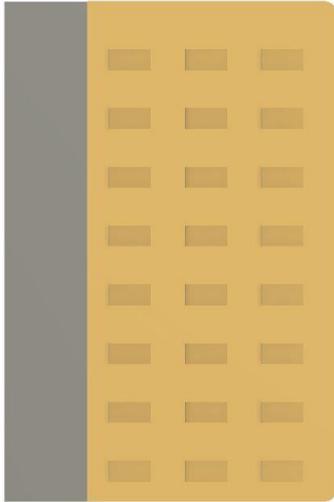


Figure 3.13 Configuration "peu" d'alvéoles

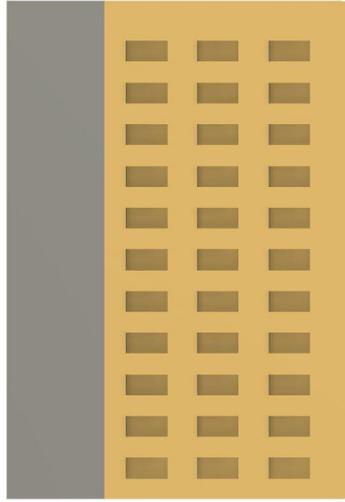


Figure 3.14 Configuration "moyenne" d'alvéoles

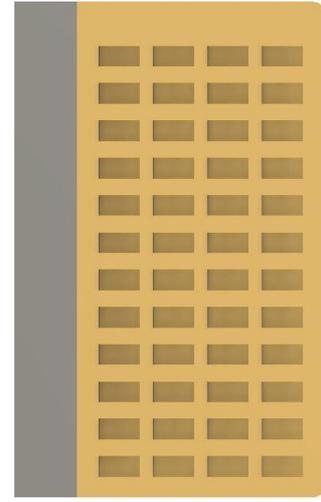


Figure 3.15 Configuration "beaucoup" d'alvéoles

Pour comparer l'impact des différentes configurations, les surfaces dont la matière est présente sont calculées sur le plan de coupe précédent ; de plus, les masses globales théoriques sans sable dans les alvéoles sont calculées avec une densité de $1,48 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ (tableau 3.4).

	Quantité d'alvéoles	Surface (mm ²)	Différence	Masse (g)	Différence
Plein	0	7 200	0%	181	0%
Peu	24	6 000	-17%	166	-8%
Moyenne	33	5 550	-23%	161	-11%
Beaucoup	48	4 800	-33%	151	-16%

Tableau 3.4 Différence de surface et de volume sans alvéoles et avec différentes configurations

Il est constaté une différence entre 17 % et 33 % de surface d'échange pour une différence entre 8 % et 16 % de la masse. La configuration « beaucoup » permet de se rapprocher en terme de perte de masse (-16 %) de celle de la coque en 20 mm (-20 %).

Ces configurations vont permettre des simulations avec ProCast. Pour cela, un thermocouple numérique est positionné à 2,5 mm de l'interface dans le noyau (point A). Ainsi nous pouvons obtenir les courbes suivantes :

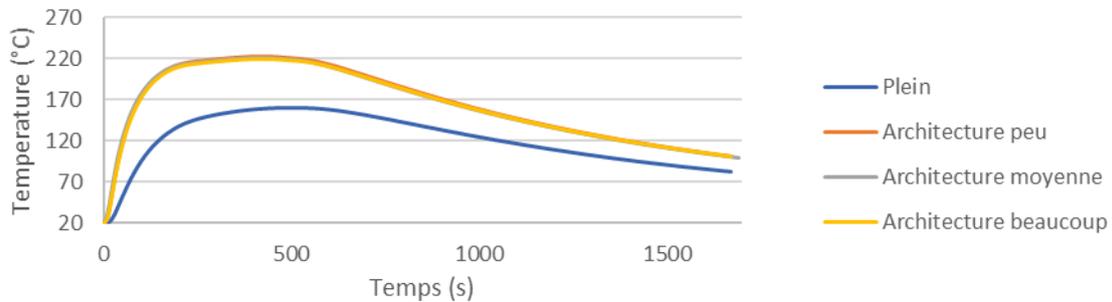


Figure 3.16 Comparaison des courbes de température pour les architectures « peu, moyenne, et beaucoup »

Il est constaté que les différences d'architecturations n'influencent pas la température dans la coque. Il est néanmoins intéressant de comparer le comportement de la montée en

température par rapport aux simulations précédentes (figure 3.17) ; les courbes avec des résultats redondants ne sont pas affichées (15 mm = 25 mm, et architecturés tous égaux).

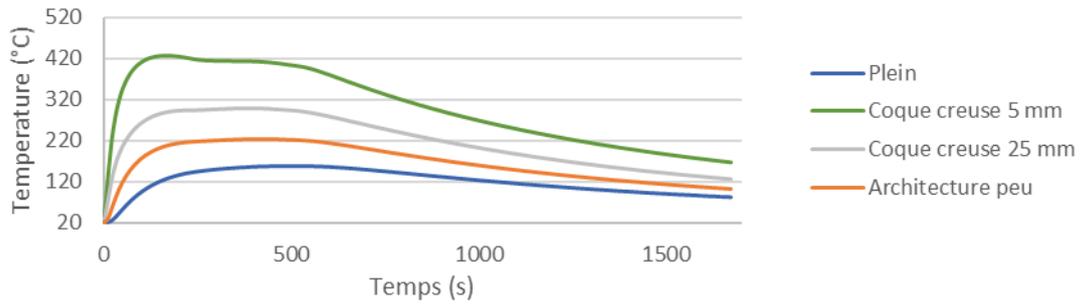


Figure 3.17 Comparaison des courbes de température pour les coques 5 mm, 25 mm, la configuration peu, plein

L'architecturation monte moins haut en température que les coques et plus que lorsque le noyau est plein.

En revanche, coté métal à 5 mm de l'interface (point B), la courbe de refroidissement est similaire pour toutes les configurations (figure 3.18).

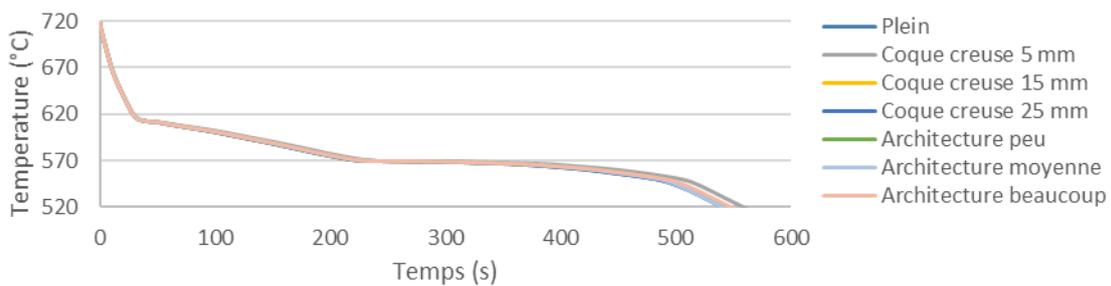


Figure 3.18 Courbes de refroidissement du métal pour les architecturation peu, moyenne, et beaucoup

La configuration proposée n'influence pas le comportement de refroidissement de l'alliage.

3 Synthèse et perspectives

3.1 Synthèse

Ce chapitre a permis d'illustrer le comportement thermique de différentes architecturations et de les comparer au comportement des coques. Il est constaté que les six différentes configurations n'influencent pas le comportement de refroidissement de l'alliage d'aluminium. En revanche, la température du point à 2,5 mm coté noyau change en fonction de la configuration. Ces expérimentations ont permis d'illustrer qu'une architecturation *beaucoup* permet d'avoir une réduction de masse presque autant intéressante qu'une coque de 25 mm tout en ayant une température plus basse.

3.2 Perspectives

Une perspective à ces travaux consisterait à coupler la température du noyau avec les propriétés de dégradation thermique. Ainsi il serait plus pertinent de vouloir une certaine montée en température par rapport à une autre afin de maximiser (ou pas) la dégradation.

Une autre approche à l'utilisation du vide serait de les remplir les alvéoles par un fluide afin de maximiser localement ou globalement (les deux ?) le refroidissement.

La nature du fluide n'a pas les mêmes implications. Par exemple l'air comprimé est peu onéreux mais n'a pas le même pouvoir réfrigérant que l'eau. L'eau dans un moule en sable pourrait refroidir plus vite le moule, mais pourrait également le dégrader plus rapidement (le sodium de silicate est soluble à l'eau). Suivant la conception et l'utilisation de ces canaux conformes, la dégradation par injection d'eau peut faciliter le débouillage.

Grappe

Table des matières

Chapitre 4

1 Intérêt et enjeux.....	75
1.1 Grappe.....	75
1.2 État de l’art.....	75
2 Méthodologie grappe	77
2.1 Définition de la dfam grappe	77
2.2 Simulation dfam	85
2.3 Géométrie de l’hélice.....	86
3 Synthèse et perspectives.....	87
3.1 Synthèse	87
3.2 Perspectives	87

1 Intérêt et enjeux

1.1 Grappe

La fabrication en grappe permet de réaliser plusieurs pièces en même temps. Le moule comporte ainsi plusieurs empreintes de pièce et dispose d'un seul entonnoir de coulée et de plusieurs systèmes de coulées qui amènent le métal en fusion aux pièces. Cette astuce de fabrication est souvent employée en fonderie à modèle perdu ou en fonderie sable lorsque les pièces présentent une géométrie relativement simple, car le retrait des modèles peut s'avérer impossible.

De plus, le moulage sable utilise peu cette technique, car l'utilisation de noyau est relativement difficile. Effectivement, les pièces montées sur la grappe peuvent créer des interférences et l'utilisation de noyaux est limitée comme illustré sur figure 4.1 et figure 4.2.



Figure 4.1 Caissons de fabrication de quatre pièces identiques

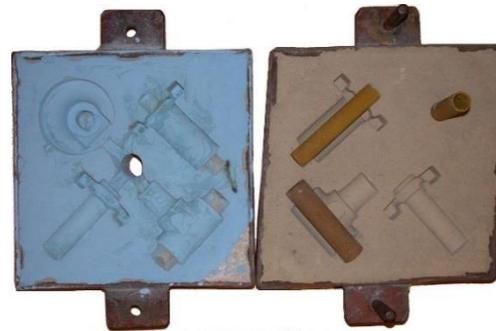


Figure 4.2 Caissons de fabrication de quatre pièces différentes

1.2 État de l'art

Peu de recherche sont menées sur le sujet d'optimisation du canal de coulée. Nous avons recensé une publication de 2018 par Sama et al. qui propose une nouvelle conception de jet de coulée (figure 4.3) [45]. Leur travail a été brièvement présenté dans le chapitre 1 – État de l'art.

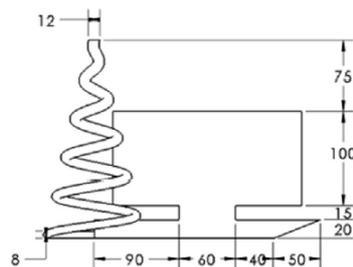


Figure 4.3 Jet de coulée en ressort conique

Pour aller plus loin dans la présentation de leur travail nous pouvons présenter les cartographies du champ de vitesses au sein de la pièce pour différentes conceptions de jet de coulée (système conventionnel : figure 4.4, à système par le bas : figure 4.5, le système conique : figure 4.6).

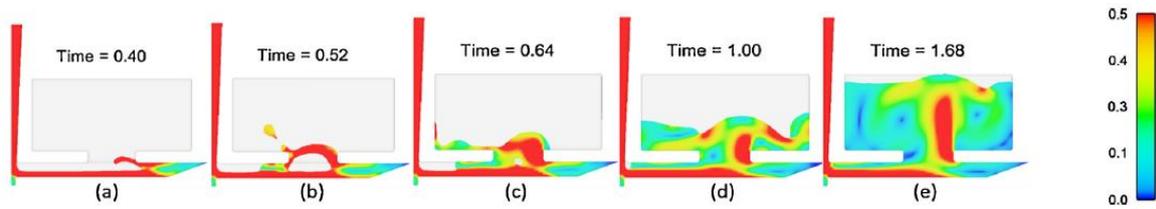


Figure 4.4 Vitesse en m/s de la distribution du remplissage avec un système conventionnel

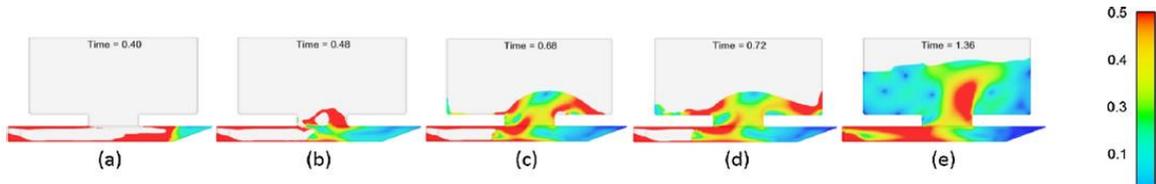


Figure 4.5 Vitesse en m/s de la distribution du remplissage avec un système par le bas

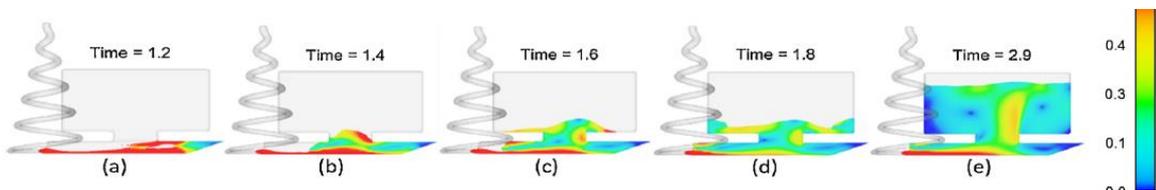


Figure 4.6 Vitesse en m/s de la distribution du remplissage avec un système conique

La conception conique permet de ralentir le fluide afin d'avoir un remplissage avec peu de turbulence. D'après leur conception, l'encombrement nécessaire est important, car chaque pièce a besoin d'un ou plusieurs jets de coulée. **La méthodologie proposée** s'appuie sur leur travail afin d'**augmenter la compacité du système** lors de la fabrication en grappe.

2 Méthodologie grappe

2.1 Définition de la DFAM grappe

La méthodologie de la conception en grappe pour la fabrication additive peut être décrite de la manière suivante :

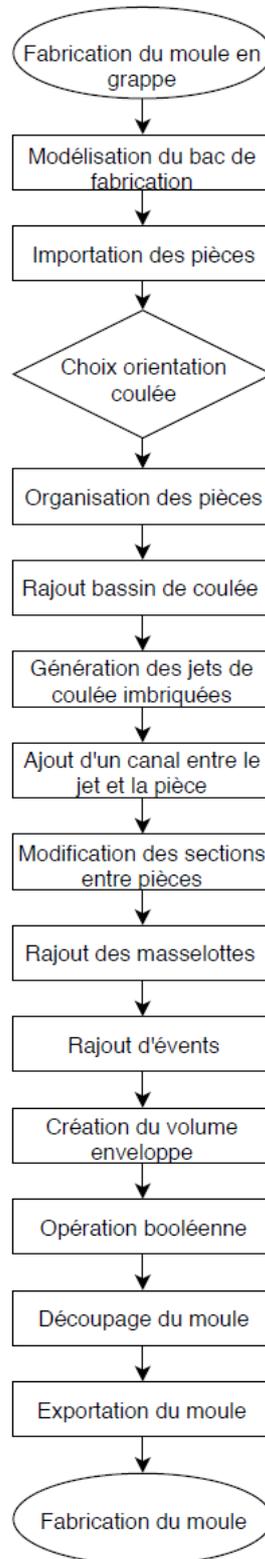


Figure 4.7 Logigramme de la DFAM de pièces en grappe

La fabrication du moule est la seule étape présentée dans la méthodologie, car celle-ci repose sur les logiciels et techniques conventionnels de FA sable.

Les étapes présentées par la figure 4.7 sont détaillées :

1- Modélisation du bac de fabrication

Le bac de fabrication est modélisé en fonction de la machine. Celui peut être parallélépipédique (figure 4.8) dans le cas d'une machine cartésienne, ou en arc de cercle comme avec un robot (figure 4.9).



Figure 4.8 Volume de fabrication d'une machine cartésienne

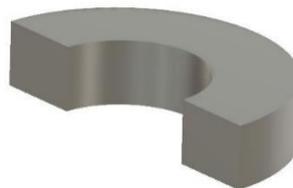


Figure 4.9 Volume de fabrication simplifié d'un robot

2- Importation des pièces

Les pièces sont ensuite importées. Dans notre cas, les pièces sont illustrées par des géométries simples comme des cylindres ou des parallélépipèdes (figure 4.10). À cette étape nous pouvons vérifier que les dimensions des pièces sont inférieures au volume de fabrication. Les pièces peuvent être ainsi remaniées dans le volume de fabrication (figure 4.11).

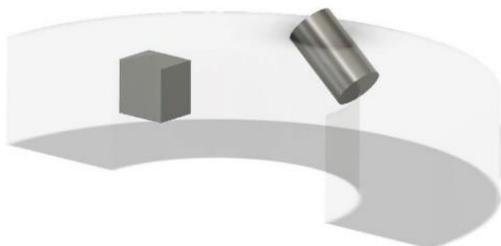


Figure 4.10 Importation des pièces

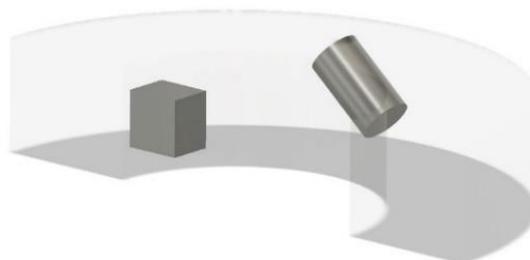


Figure 4.11 Vérification de la possibilité de fabrication

Un espace en dessous de la pièce doit être réservé afin de rajouter un éventuel système de coulée et au-dessus pour les masselottes et le bassin de coulée.

3- Choix de l'orientation de la coulée

Cette étape nécessite soit d'avoir réalisé une simulation de remplissage avant afin de connaître la bonne orientation ou soit d'avoir de l'expérience avec ce type de géométrie de pièce. De plus, l'orientation des pièces va également avoir un impact sur l'encombrement du volume de

fabrication. L'orientation 1 prend beaucoup de place dans le plan horizontal (figure 4.12), contrairement à l'orientation 2 qui optimise l'encombrement (figure 4.13). Dans ce cas nous retiendrons le sens de remplissage à la verticale.

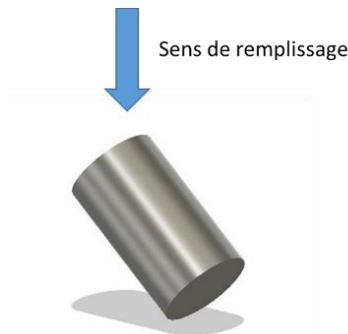


Figure 4.12 Remplissage à 45 °

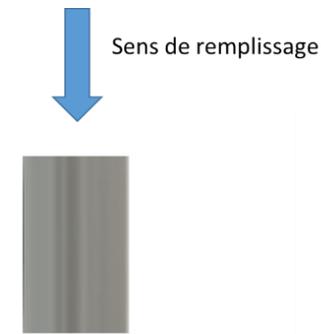


Figure 4.13 Remplissage à la verticale

4- Organisation des pièces

Cette étape consiste à réduire l'encombrement global de l'ensemble des pièces dans le volume de fabrication. Une distance entre les pièces doit être respectée afin d'éviter toute collision. Les pièces peuvent être alignées par le bas. De plus, une distance supplémentaire doit être laissée pour la création d'un système de coulée. Dans un autre cas non présenté, le système de coulée pourrait être une pièce rajoutée. Ceci permettrait d'augmenter la taille maximale du moule.



Figure 4.14 Organisation dans le plan XY

5- Rajout d'un bassin de coulée

Un bassin de coulée est rajouté afin d'écouler le métal en fusion de manière plus régulière. Le positionnement du bas du bassin est au niveau le plus haut de la pièce à couler (figure 4.15). Cette configuration permet le placement des entrées des jets de coulée par le dessous.



Figure 4.15 Rajout du bassin de coulée

6- Génération des jets de coulées imbriqués en fonction du nombre de pièces

Cette étape génère le nombre adéquat de jets de coulées. Dans cette méthodologie, il est proposé de réaliser un jet par pièce. La forme de l'hélice est générée en fonction de la hauteur, du bassin de coulée et de l'encombrement restant déduit dans les étapes précédentes.

La hauteur de l'hélice est définie par la hauteur de la plus grande pièce, elle doit être la même ou légèrement plus grande. Ceci est dû à l'équilibre du métal en fusion, pour qu'il puisse se répandre dans la globalité de la pièce (figure 4.16).



Figure 4.16 Générations du jet de coulée

L'angle de l'hélice va dépendre de la hauteur et de la taille du bassin de fusion.

La géométrie de la section est préférablement circulaire afin de limiter l'érosion du moule dans les coins.

Une fois l'hélice dimensionnée pour la plus haute pièce, il faut incrémenter l'orientation de la pièce suivant l'axe vertical. C'est cette incrémentation qui permet d'imbriquer davantage de jet de coulée dans le même volume. Dans le cas proposé, une orientation à 45° était suffisante (figure 4.17).

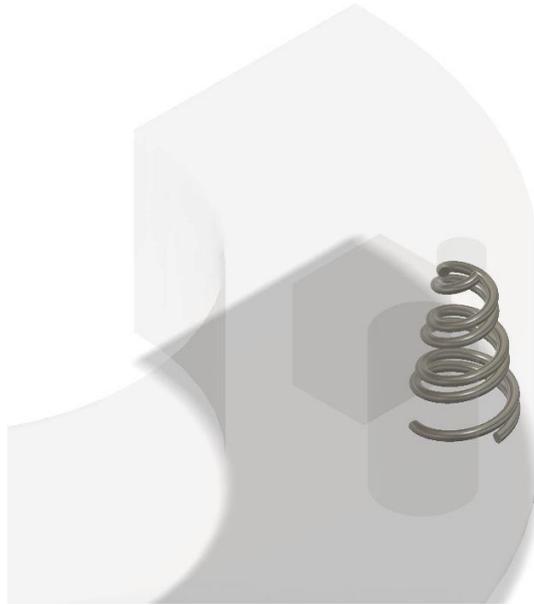


Figure 4.17 Rajout d'un jet à 45 °

7- Ajout d'un canal entre le jet et la pièce

Une extension du jet de coulée appelé canal est rajoutée entre la pièce et l'hélice (figure 4.18). Ce canal peut rentrer dans la pièce afin de garantir la connexion entre les pièces. Une étape d'opérations booléennes supprimera cette redondance de solide.



Figure 4.18 Rajout des canaux

8- Les sections au contact de la pièce sont modifiées en fonction de la géométrie de la pièce afin d'éviter le changement de section

La jonction du canal de coulée est homogénéisée par rapport à la surface de la pièce (figure 4.19 et figure 4.20). Le changement progressif de section réduit la turbulence et la vitesse du fluide.

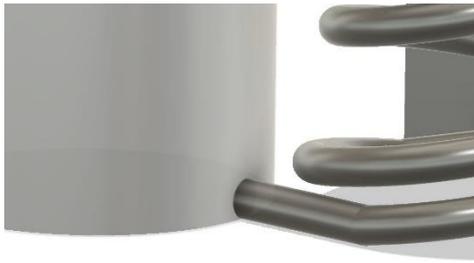


Figure 4.19 Géométrie à changement brusque

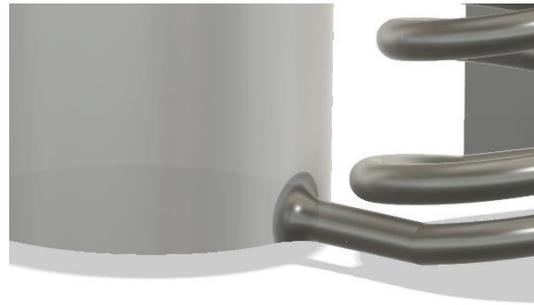


Figure 4.20 Géométrie à changement progressif

9- Rajout de masselottes

Des masselottes sont rajoutées au point le plus haut ou au point le plus chaud afin de limiter le retrait et les retassures conformément aux règles de fonderie usuelles (figure 4.21 et figure 4.22).



Figure 4.21 Ensemble sans masselottes

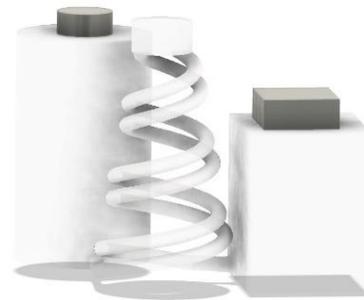


Figure 4.22 Ensemble avec masselottes

Les masselottes sont rajoutées sur une partie de la surface afin d'illustrer l'étape suivante.

10- Rajout d'évents

Les évents sont rajoutés grâce au dimensionnement des règles métier (figure 4.23).

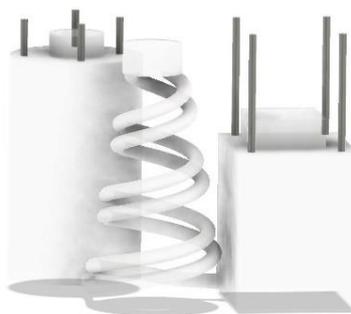


Figure 4.23 Rajout d'évents

Les évents sont remontés jusqu'à la hauteur du bassin. Le dimensionnement de la taille minimale des évents doit prendre en compte la capacité de la machine à réaliser des trous de petit diamètre sur une longue hauteur. De plus, l'étape d'enlèvement du sable doit être prise en compte afin de ne pas obtenir des évents bouchés.

11- Volume de l'enveloppe

Dans le cas d'une coque, une surépaisseur est générée comme expliqué dans le chapitre 2 – « coque d'épaisseur variable ».

Dans le cas de la réalisation d'un moule plus conventionnel, un bloc englobant au mieux les pièces et composants est réalisé. Le critère de dimensionnement à respecter d'une coque est prédéterminé au chapitre précédent. Il faut donc dimensionner l'épaisseur de moule à 15 mm autour de la pièce (figure 4.24 et figure 4.25).

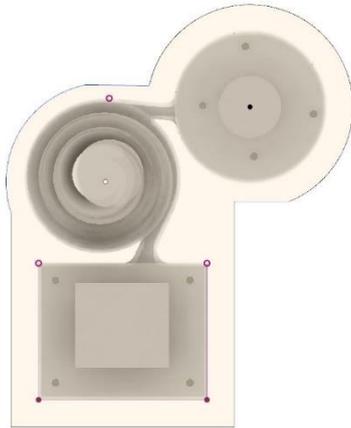


Figure 4.24 Création de l'enveloppe vue de dessus

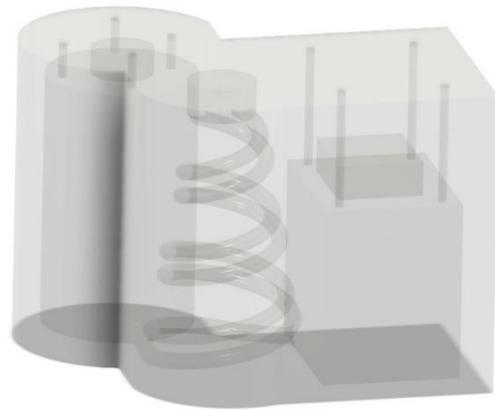


Figure 4.25 Création de l'enveloppe vue ISO

12- Opération booléenne

Maintenant que les éléments sont en place, il est possible de réaliser le moule. Pour cela, une opération booléenne d'addition est réalisée entre : les pièces, les jets de coulées, les canaux, les masselottes, et les événements.

Une opération de soustraction est réalisée entre les éléments additionnés et le volume de l'enveloppe afin de réaliser le moule (figure 4.26). Ceci permet d'avoir un modèle géométrique pour les pièces coulées dans le moule.



Figure 4.26 Réalisation du moule avec les opérations booléennes

13- Découpage de la pièce

L'étape de découpage de la pièce est optionnelle, car elle dépend du parachèvement du moule à réaliser. L'étape de parachèvement peut être le dépôt de poteyage. Cette étape peut nécessiter d'avoir accès à toutes les surfaces du moule pour avoir accès ou garantir le dépôt. Afin de pallier ce problème créé par un moule monobloc, le moule peut être découpé en deux parties (figure 4.27).

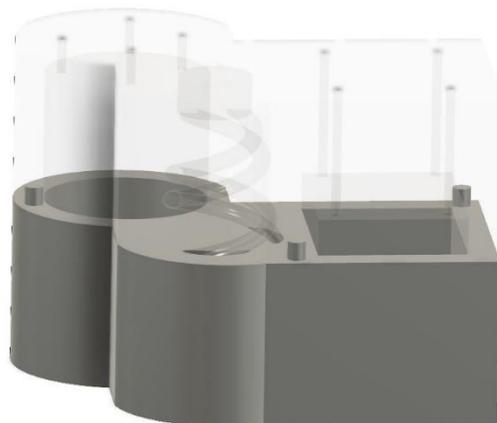


Figure 4.27 Découpe de la pièce en deux parties

Les contraintes des plans de joint ne sont plus pour les mêmes raisons que les techniques conventionnelles. La gestion des plans de joint en moulage sable conventionnel est réalisée pour libérer le modèle qui lui confère sa forme. En FA, cela va être pour libérer le sable non lié ou avoir accès aux surfaces pour le poteyage.

Ainsi, le découpage peut être réalisé de manière plane avec un système de détrompeurs (figure 4.28 et figure 4.29).

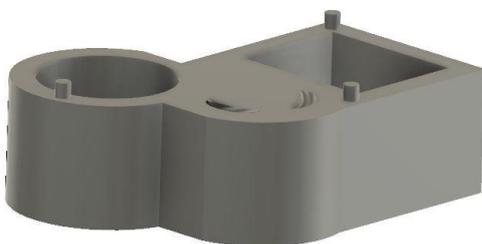


Figure 4.28 Détrompeur male



Figure 4.29 Détrompeur femelle

De plus, le moule peut être morcelé en plusieurs parties pour soit alléger la manutention ou rentrer dans le volume de fabrication si celui-ci était impossible précédemment.

14- Exportation du moule

Le moule peut enfin être exporté dans un format compatible avec celui de la machine, souvent via un format de type .stl.

15- Fabrication

Ce point n'est pas abordé dans le détail dans ce chapitre, car il repose sur les techniques de FA et de fonderie disponibles sur le marché.

2.2 Simulation DFAM

Une simulation avec le logiciel ProCast est réalisée afin d'analyser la vitesse du fluide au sein du moule. De l'aluminium AlSi7Mg03 à 700 °C est modélisé dans un moule à 20 °C. Le débit du fluide est de $0,1 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. Le résultat de la simulation indique une vitesse du fluide à environ $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ en sortie de l'hélice (figure 4.30). Le fluide atteint une vitesse de $0,4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ une fois sortie du canal de coulée.

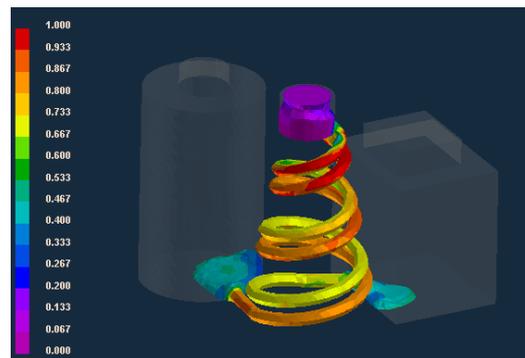


Figure 4.30 Simulation 1 ProCast de la vitesse du fluide ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)

Ces vitesses sont conservées tout au long du remplissage (figure 4.31). En revanche, si le débit est conservé lorsque l'une des deux pièces se solidifie avant que l'autre soit totalement remplie ; alors la vitesse du fluide va augmenter (figure 4.32).

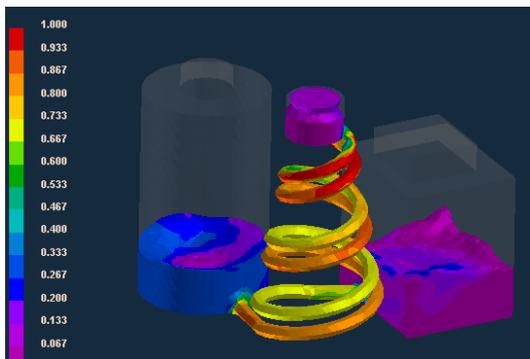


Figure 4.31 Simulation 2 ProCast de la vitesse du fluide ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)

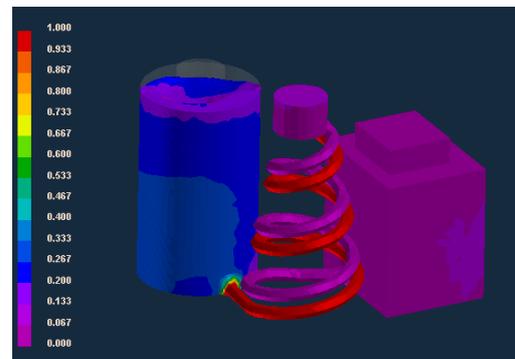


Figure 4.32 Simulation 3 ProCast de la vitesse du fluide ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)

Nous pouvons constater avec une coupe suivant le plan vertical au milieu du canal de coulée de la pièce cylindrique la chute de vitesse du fluide (figure 4.32).

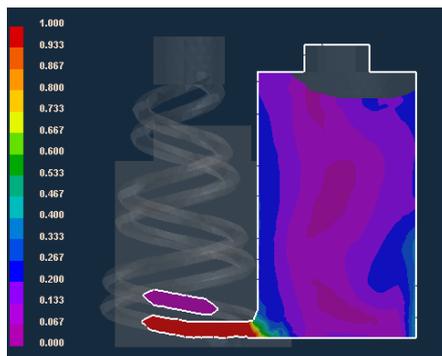


Figure 4.33 Plan de coupe permettant l'analyse de la vitesse ($m \cdot s^{-1}$)

2.3 Géométrie de l'hélice

Une étude est réalisée sur l'influence des paramètres de l'hélice. Ainsi un plan d'expérience (taguchi L9) est réalisé en variant le diamètre de la section, l'angle d'inclinaison, et le nombre de révolutions (tableau 4.1). Les paramètres de diamètre et hauteur (75 mm) de l'hélice (75 mm) sont maintenus constants. La conception numéro 1 est représentée par la figure 4.34.

Numéro	Nombre de spires (#)	Diamètre (mm)	Angle (°)
1	1	5	+15
2	1	10	0
3	1	20	-15
4	3	5	0
5	3	10	-15
6	3	20	5
7	5	5	-15
8	5	10	+5
9	5	20	0

Tableau 4.1 Plan d'expérience



Figure 4.34 Conception numéro 1

La conception numéro 9 est impossible, car le nombre de spires multiplié par le diamètre est supérieur à la hauteur de l'hélice (soit un pas supérieur au diamètre). Les spires sont auto sécantes et donc la conception ne sera pas simulée.

Le tableau suivant présente les vitesses relevées avant la sortie du canal.

Numéro	Vitesse (m/s)
--------	---------------

1	2,2
2	0,5
3	1,0
4	2,4
5	0,5
6	1,1
7	2,4
8	0,6
9	n/a

Tableau 4.2 Résultats des simulations

Nous pouvons constater que le paramètre influençant principalement la vitesse est l'angle de l'hélice. Un angle de 0° permet d'obtenir la vitesse la plus faible, peu importe le nombre de spires et le diamètre de la section. Une spire avec un angle positif va augmenter la vitesse d'un facteur 5 par rapport à un angle nul. Ainsi, une telle conception est à privilégier. Le résultat semble évident, car nous sommes à débit constant, donc la vitesse est proportionnelle à la section.

3 Synthèse et perspectives

3.1 Synthèse

Une méthodologie de conception de spirales imbriquées a été détaillée. Cette méthode permet d'augmenter la compacité du système de coulée sans rogner sur la qualité de la pièce coulée grâce à la maîtrise de la vitesse du jet de coulée.

Un plan d'expérience a permis d'analyser les critères influençant le plus la vitesse de coulée. Ainsi il est préconisé de concevoir les spirales avec un angle nul, un nombre entre 1 et 5 de spirales, et un diamètre de canal de 10 mm.

3.2 Perspectives

Les perspectives de conception de jet de coulée sont grandes, car d'autres géométries peuvent être envisagées afin de ralentir le liquide en fusion avant le remplissage du moule. Ainsi des géométries remontantes (type montagne russe) ou avec des accentuations des pertes de charge pourraient être bénéfiques.

Multimatériaux

Table des matières

Chapitre 5 - Multimatériaux	<i>Erreur ! Signet non défini.</i>
1 Intérêts et enjeux	<i>Erreur ! Signet non défini.</i>
2 État de l'art	<i>Erreur ! Signet non défini.</i>
2.1 Refroidisseurs intérieurs.....	Erreur ! Signet non défini.
2.2 Refroidisseurs extérieurs	Erreur ! Signet non défini.
3 DFAM Multimatériaux	<i>Erreur ! Signet non défini.</i>
3.1 Introduction.....	Erreur ! Signet non défini.
3.2 Simulation	Erreur ! Signet non défini.
3.3 Coulée et analyse mécanique.....	Erreur ! Signet non défini.
4 Synthèse & Perspectives	<i>Erreur ! Signet non défini.</i>
4.1 Synthèse	Erreur ! Signet non défini.
4.2 Perspectives	Erreur ! Signet non défini.

1 Intérêts et enjeux

Une partie des défauts de fonderie est liée à la mauvaise gestion de la thermique. La bonne santé d'une pièce de fonderie est principalement liée au refroidissement homogène du métal en fusion. Comme vu précédemment, les propriétés mécaniques des métaux sont liées à leurs vitesses de refroidissement. De par la conception des angles droits, ils génèrent des points chauds lors du refroidissement, car il y a une plus grande surface d'échange au coin intérieur qu'au coin extérieur (figure 5.1). Ainsi, en fonderie il est préconisé de concevoir avec des angles arrondis pour générer un refroidissement homogène (figure 5.2).

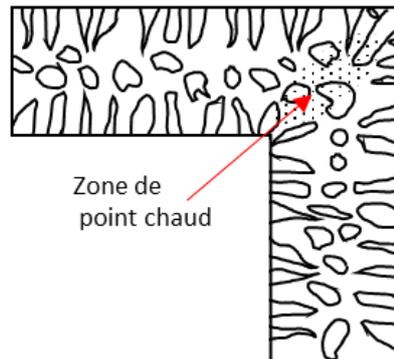


Figure 5.1 Génération d'un point chaud dans un angle droit

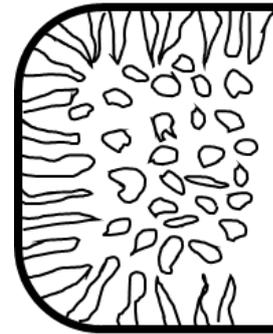


Figure 5.2 Conception en angle arrondi

D'autre part, cette contrainte de gestion thermique impose d'autres règles de conception.

On retrouve ces règles dans la conception de changement de section. Le changement de section brusque n'est pas permis. Une variation progressive est recommandée, ou même réaliser des sections constantes (figure 5.3).

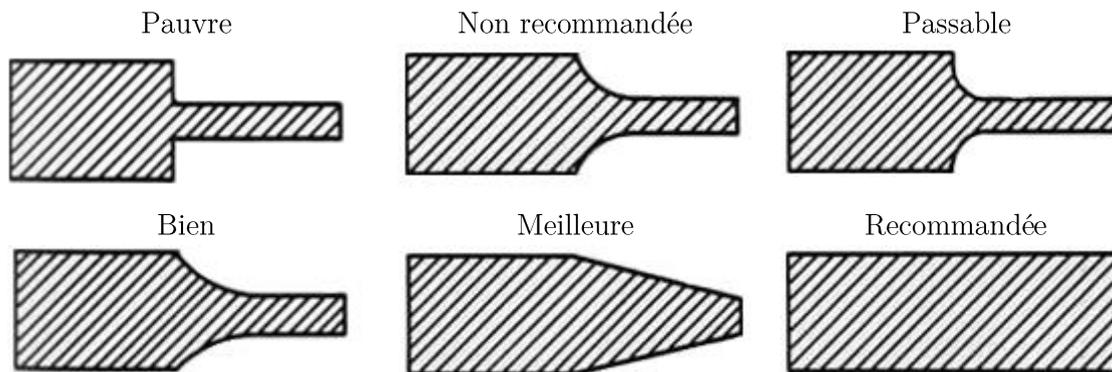


Figure 5.3 Préconisation du changement de section en fonderie

Finalement, la dernière règle de conception en fonderie préconisée pour obtenir un refroidissement homogène est la modification des croisements. Ces croisements génèrent des points chauds, et donc une mauvaise santé matière. Ainsi des géométries alternatives sont proposées pour respecter partiellement la géométrie initiale (figure 5.4). Si la présence de croisement devait subvenir, alors la solution serait de générer un trou au centre de l'intersection ; toujours en vue de générer un gradient thermique constant.

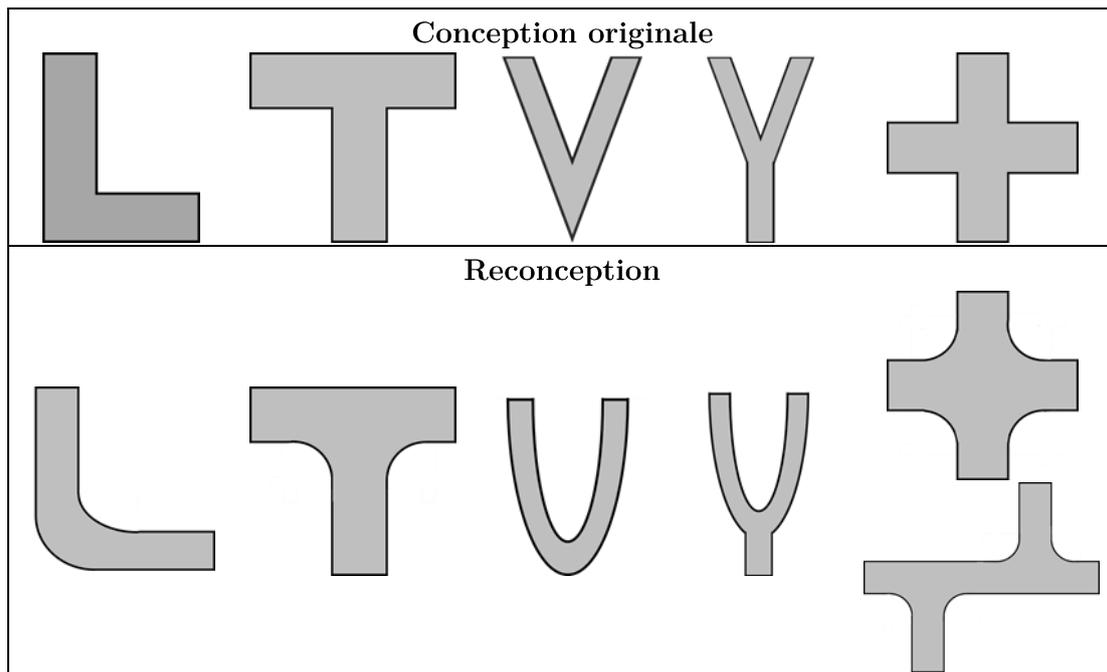


Figure 5.4 Géométries sources de défauts et modifications

La conception pour la fonderie peut être décrite comme arrondie et continue.

2 État de l'art

La solution actuelle pour pallier le gradient thermique sans toucher à la géométrie de base consiste à insérer localement un refroidisseur. Deux grandes familles de refroidisseurs existent, les refroidisseurs internes et les externes.

2.1 Refroidisseurs intérieurs

Les refroidisseurs intérieurs sont placés à l'intérieur de la cavité du moule. Ces éléments deviennent partie intégrante de la pièce finale. Il devient donc important d'utiliser des refroidisseurs de matériaux compatibles avec celui coulé. Leurs géométries sont diverses afin d'échanger une quantité d'énergie appropriée. Une partie peut être encastrée dans le moule afin de maintenir son emplacement, ou d'échanger avec l'extérieur.



Figure 5.5 Différentes géométries de refroidisseurs intérieurs [66]

De plus, les refroidisseurs peuvent permettre le maintien en position d'un noyau lors de la coulée (figure 5.6).

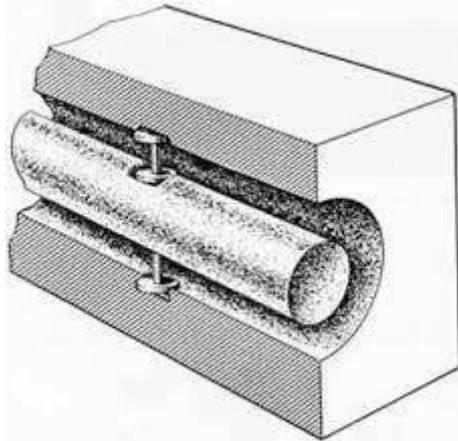


Figure 5.6 Maintien en place d'un noyau avec un refroidisseur [67]

2.2 Refroidisseurs extérieurs

Les refroidisseurs extérieurs sont placés dans le moule (figure 5.7). Ces refroidisseurs extérieurs peuvent être de différentes géométries ou d'alliage. En fonction de ces choix ils pourront être placés au contact de la pièce coulée ou à une distance prédéfinie (figure 5.7).

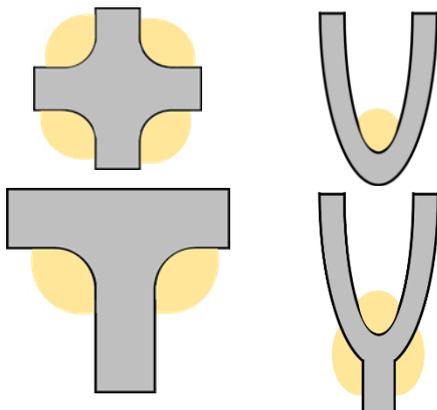


Figure 5.7 Angle droit avec et sans refroidisseur extérieur

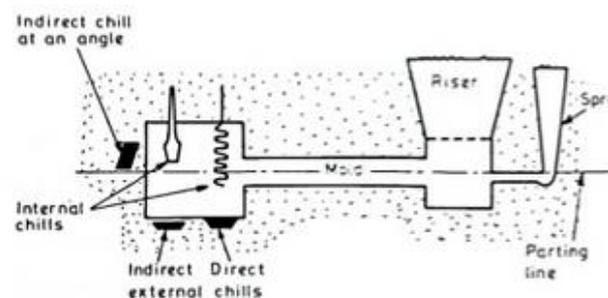


Figure 5.8 Placements des refroidisseurs extérieurs [68]

Finalement, il est également possible d'influencer le refroidissement en changeant la composition du sable. Cette technique consiste généralement à changer la globalité du sable constituant le moule. Ceci ne résoud pas forcément les problèmes de refroidissement. Idéalement il faudrait placer un deuxième sable qui offrirait des propriétés thermiques différentes (conductivité thermique).

En revanche, il est compliqué en moulage sable de réaliser de petits inserts en sable bien placés, car cela implique de réaliser plusieurs modèles et assembler les différents moules. Chose que la fabrication additive pourrait plus aisément réaliser.

3 DFAM Multimatériaux

3.1 Introduction

Plusieurs cas de refroidissement hétérogène ont été présentés plus tôt (angle droit, variation de section, et croisillons). Cette méthodologie de conception propose de réaliser une pièce en angle droit (figure 5.9). Comme vu précédemment cette conception génère un point chaud et nuit à la santé matière. Usuellement, une reconception est préconisée (figure 5.10). Or cette reconception peut engendrer des conflits avec le cahier des charges original du concepteur. Ainsi, nous proposons de garder la géométrie à angle droit et de fabriquer le refroidisseur thermique avec un autre matériau afin d'éviter les points chauds.

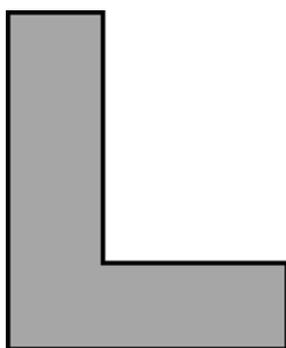


Figure 5.9 Conception engendrant des défauts

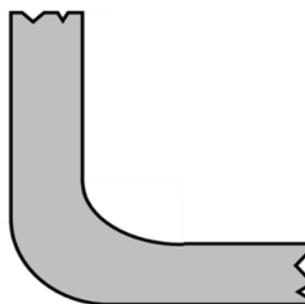


Figure 5.10 Reconception

Pour cela, la conception et réalisation d'un moule multimatériaux est proposée. Les différents matériaux pourraient être assimilés à des inserts. Sur la figure suivante nous pouvons apercevoir la schématisation d'un résultat de la méthodologie : en jaune le moule en silice, en bleu un insert conducteur, en vert un insert isolant, et en blanc l'alliage coulé (figure 5.11).

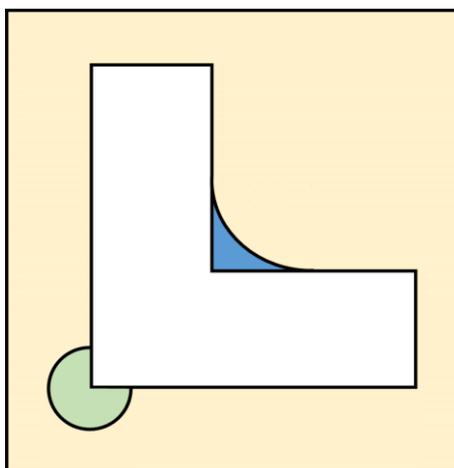


Figure 5.11 Conception de la pièce visée

Le déroulement de l'étude commence par des simulations afin d'explorer les paramètres. Par la suite différents moules multimatériaux sont réalisés et un alliage d'aluminium est coulé. Pour finir, une analyse microscopique et une autre par indentation sont réalisées afin de caractériser la pertinence des choix de matériaux en évaluant l'espacement dendritique et la présence défaut (figure 5.12).

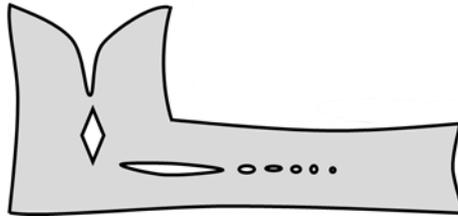


Figure 5.12 Placement des sources de problèmes

La méthodologie proposée consiste à utiliser une palette prédéfinie de matériaux en plaçant au point chaud le matériau le plus conducteur et aux points froids un matériau isolant. Ainsi dans un premier temps une simulation de référence en mono matériau est réalisée pour identifier les points sources de gradients thermiques (figure 5.13).

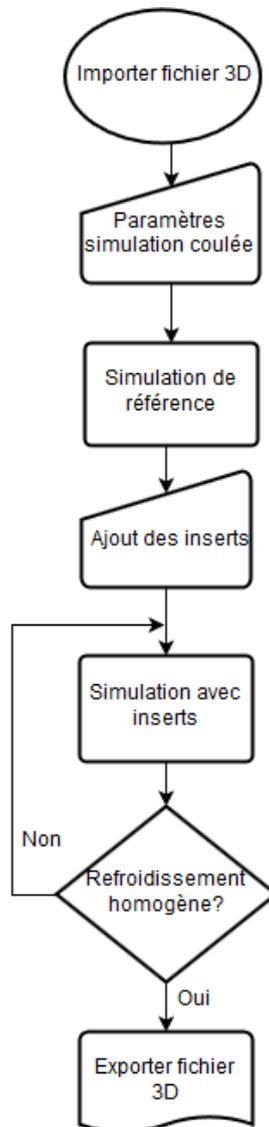


Figure 5.13 Logigramme de la méthodologie de conception multimatériaux

Dans un second temps, l'utilisateur génère des inserts en matériaux plus ou moins conducteurs afin de pallier les problèmes thermiques.

Suivant les matériaux disponibles, l'utilisateur peut faire varier le choix du matériau et la géométrie de cet insert.

Si la machine permet de réaliser des gradients de matériaux, alors un mélange progressif peut être réalisé. Cette approche n'est pas étudiée dans cette thèse.

Dans un troisième temps, l'utilisateur réalise une simulation de coulée avec les inserts multimatériaux. Suivant le résultat, l'utilisateur modifie les paramètres de géométrie ou le choix de matériaux.

Finalement, le fichier associé au moule (géométrie et matériaux) peut être traduit en trajectoires outils pour la machine de fabrication additive.

3.2 Simulation

Pour les simulations suivantes, il est considéré un moule à température ambiante (20 °C) et un alliage d'aluminium coulé à 700 °C. Concernant la palette de matériaux, le choix d'utiliser de la silice comme matériau de base est réalisé, pour les autres matériaux :

- La poudre d'alliage d'aluminium est choisie pour sa conductivité thermique supérieure à $10 \text{ W}\cdot(\text{mK})^{-1}$
- La poudre d'alumine pour une conductivité plus lente à $0,1 \text{ W}\cdot(\text{mK})^{-1}$
- Le réglage comprend une capacité thermique de $700 \text{ J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}$, une densité de $2\,329 \text{ kg} / \text{m}^3$ et un coefficient d'interface h de $1 \text{ MW}\cdot(\text{m}^2\cdot\text{K})^{-1}$
- Le *solidus* est à 548 °C et le *liquidus* à 613 °C
- La chaleur latente est de $431 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$

Ce choix matériaux est réalisé, car leurs propriétés thermiques sont différentes de la silice et du fait de leur disponibilité. Les valeurs présentées plus tôt sont des estimations des propriétés thermiques, car elles n'étaient pas toutes disponibles lors de l'élaboration de la méthodologie.

Une fois la preuve de concept établi en 2D, le problème en 3D est modélisé avec un logiciel métier. Pour cela, le logiciel de fonderie ProCast développé par ESI est utilisé. Ce logiciel permet de mieux simuler le comportement thermique de l'alliage lors du refroidissement.

3.2.1 Preuve de concept

La première preuve de concept par une géométrie 2D simple est réalisée avec le logiciel Comsol®. Ce cas illustre une pièce de section carrée, la géométrie simulée utilise les plans de symétries pour simplifier le problème (figure 5.14). Le premier cas est mono matériaux (silice) afin de pouvoir comparer le résultat à du multimatériau ; le moule est représenté en gris foncé et l'alliage en gris clair. Le résultat de simulation illustre bien un refroidissement hétérogène (figure 5.15).

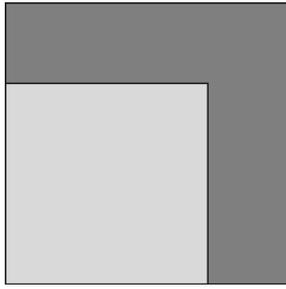


Figure 5.14 Paramétrage mono matériau

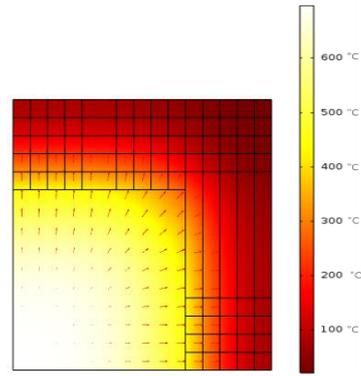


Figure 5.15 Résultats de simulation mono matériau

Une seconde modélisation est réalisée avec un angle en poudre d'alliage d'aluminium, représentée en noir (figure 5.16). Le résultat de la simulation présente un refroidissement plus homogène (figure 5.17). Cette preuve de concept permet d'illustrer la manipulation du flux thermique si la fabrication multimatériaux est possible.

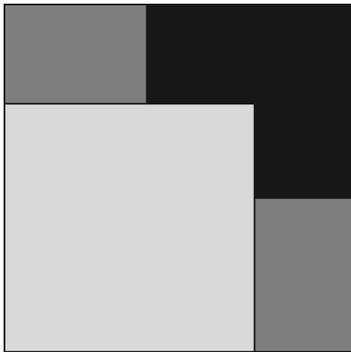


Figure 5.16 Paramétrage multi matériaux

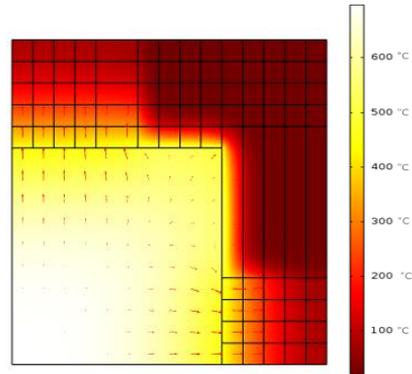


Figure 5.17 Résultats de simulation multi matériaux

3.2.2 DFAM Multimatériaux

Un angle droit de section 10 mm x 10 mm d'une longueur de 30 mm de part et d'autre est modélisé dans un moule d'épaisseur 10 mm (figure 5.18).

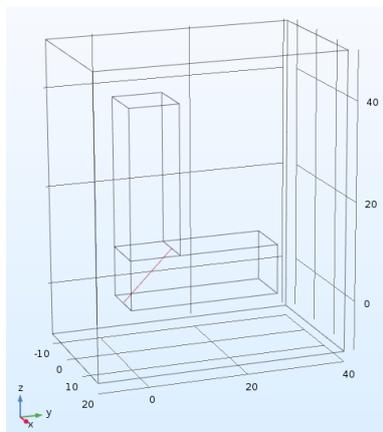


Figure 5.18 Définition de l'angle droit idéal

Trois cas d'études sont considérés pour illustrer la méthodologie de conception. Premièrement le cas mono matériau avec les préconisations de conception en angle arrondi est

simulé (figure 5.19). Deuxièmement, un angle droit mono matériau ne respectant pas la règle de conception de fonderie est simulé (figure 5.20). Troisièmement, un angle droit multimatériaux est simulé (figure 5.21). Trois points de mesures sont placés sur l'axe coin à coin pour les trois cas de figure. Les paramètres matériaux utilisés sont les mêmes que dans le cas d'étude précédente.

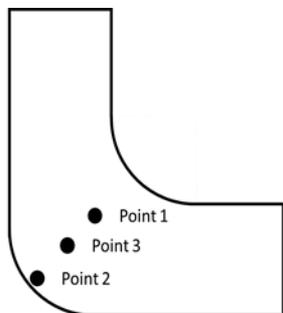


Figure 5.19 Conception optimale mono matériau

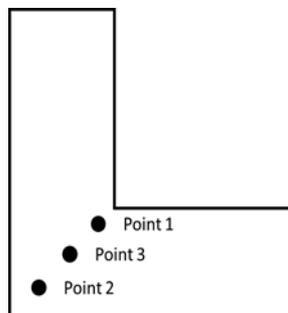


Figure 5.20 Conception erronée mono matériau

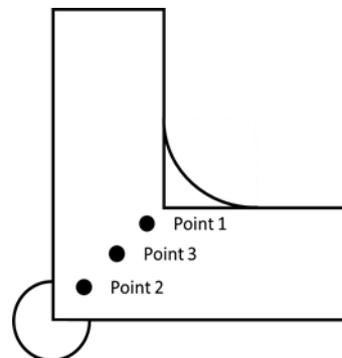


Figure 5.21 Conception optimale multimatériaux

Le critère de Niyama (5) est utilisé pour s'assurer que le gradient thermique et la vitesse de refroidissement local ne vont pas générer des retassures [69].

$$N = \frac{G}{\sqrt{R_c}} \quad (5)$$

Le paramètre R_c représente la vitesse de refroidissement exprimée en $K \cdot \text{min}^{-1}$ et G le gradient de température exprimé en $K \cdot \text{cm}^{-1}$. La valeur de Niyama à respecter pour les alliages d'aluminium est de $0,3 K \cdot s^{-1/2} \cdot \text{cm}^{-1}$ [70].

3.2.2.1 Conception optimale en mono matériau

La conception à angle droit mono matériau permet d'analyser le gradient thermique présent dans une pièce dite « bien conçue ». La pièce est en alliage d'aluminium et le moule en silice.

Le résultat de la simulation illustre un faible gradient thermique lors du refroidissement de l'alliage avec cette géométrie (figure 5.22).

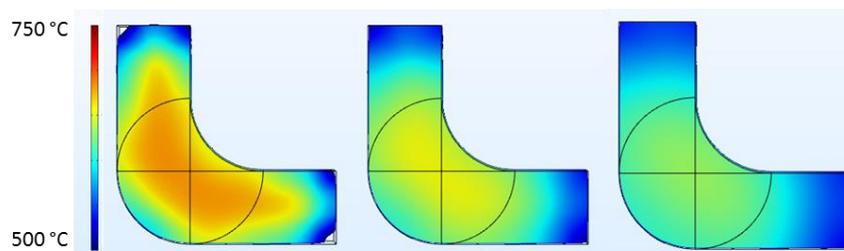


Figure 5.22 Résultats graphiques de la simulation de la conception conventionnelle mono matériau entre 0,04 s, 0,1 s, et 0,2 s

Les courbes de refroidissement peuvent être tracées grâce au placement de trois points de relevé de température (figure 5.23). Ainsi nous pouvons calculer le coefficient de Niyama le plus grand pour le refroidissement de ce cas.

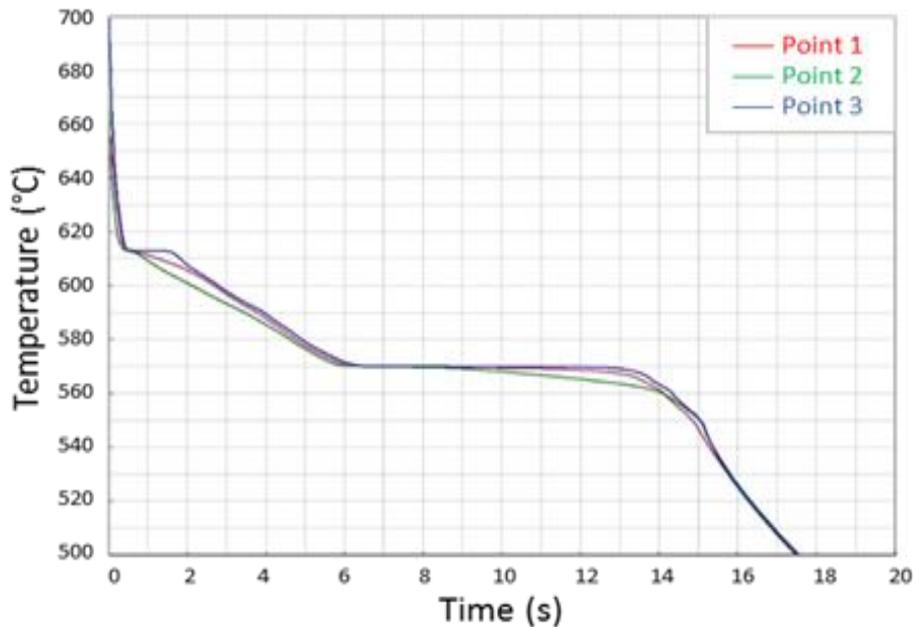


Figure 5.23 Résultats de simulation ProCast d'une conception conventionnelle mono matériau

Il y a deux zones à calculer. La première est à l'entrée de la zone pâteuse à 1,5 s et la deuxième à la sortie de la zone pâteuse à environ 13 s. La vitesse de refroidissement est calculée pour la transition de la zone pâteuse ; soit dans notre cas la différence de température entre 613 °C et 570 °C (43°C) pour une durée de 12 secondes, résultant à une vitesse de refroidissement de 3,5 °C·s⁻¹.

Concernant la première zone, la distance entre le point 2 et le point 3 est de 5,65 mm et la différence de température est de 8 °C, donc le gradient thermique est de 1,4 °C·mm⁻¹.

Concernant la deuxième zone, la distance entre le point 2 et le point 3 est de 5,65 mm et la différence de température est de 5 °C, donc le gradient thermique est de 0,9 °C·mm⁻¹.

Par conséquent, le coefficient de Niyama le plus élevé est de 0,074 (K·s)^{-1/2} · cm⁻¹ soit inférieur au critère de dimensionnement fixé. Ce coefficient ne doit pas être considéré comme une valeur absolue, mais comme un élément de référence par rapport aux autres conceptions. Si la valeur est supérieure alors la conception est moins bien et si elle est égale ou inférieure, alors la conception est tout aussi bien.

3.2.2.2 Conception en angle droit en mono matériau

La deuxième simulation est la conception en angle droit mono matériau. En revanche, les règles métiers déconseillent cette conception suite à l'apparition de retassures au niveau du point

chaud généré, nous allons néanmoins réaliser la simulation pour obtenir un élément de comparaison. La pièce coulée est en aluminium et le moule en silice.

Le résultat de la simulation illustre un fort gradient thermique lors du refroidissement de l'alliage dans avec géométrie (figure 5.24).

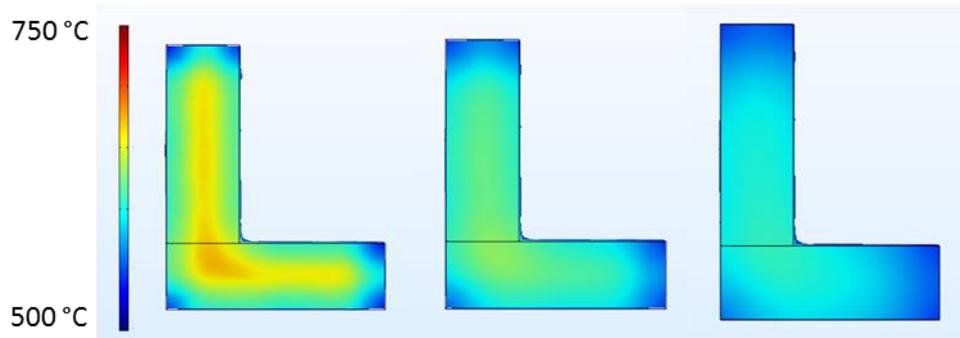


Figure 5.24 Résultats graphiques de la simulation de la conception angle droit mono matériau entre 0,04 s, 0,1 s, et 0,2 s

Les courbes de refroidissement peuvent être tracées grâce au placement de trois points de relevé de température (figure 5.25). Ainsi nous pouvons calculer le coefficient de Niyama le plus grand pour le refroidissement de ce cas.

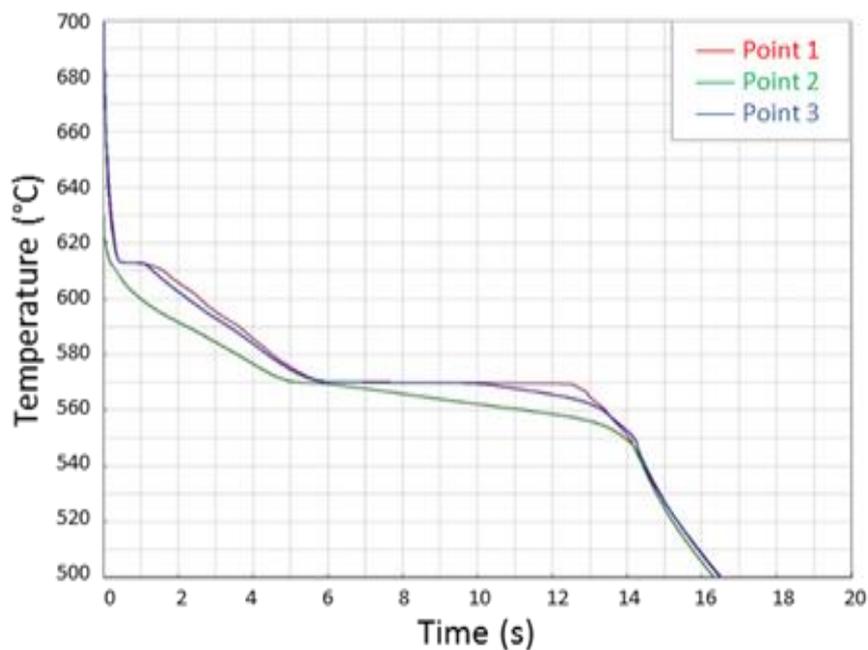


Figure 5.25 Résultats de simulation ProCast d'une conception angle droit mono matériau

Il y a également deux zones à calculer. La première est à l'entrée de la zone pâteuse à 1 s et la deuxième à la sortie de la zone pâteuse entre 10 s et 13 s. La vitesse de refroidissement est calculée pour la transition de la zone pâteuse. Soit dans notre cas la différence de température entre 613 °C et 570 °C (43°C) pour une durée de 12 secondes, résultant à une vitesse de refroidissement de 3,5 °C·s⁻¹.

Concernant la première zone, la distance entre le point 2 et le point 3 est de 5,65 mm et la différence de température est de 12 °C, donc le gradient thermique est de 2,1 °C·mm⁻¹.

Concernant la deuxième zone, la distance entre le point 2 et le point 3 est de 5,65 mm et la différence de température est de 8 °C, donc le gradient thermique est de 1,4 °C·mm⁻¹.

Par conséquent, le coefficient de Niyama le plus élevé est de 0,112 K·s^{-1/2}·cm⁻¹ soit inférieur au critère de dimensionnement fixé. Ceci suppose que la conception est tout de même acceptable par rapport au critère. Si nous le comparons à la valeur du critère de référence, nous constatons ainsi une augmentation significative de 50 %.

3.2.2.3 Conception en angle droit en multimatériaux

La troisième simulation modélise un angle droit multimatériaux. Le matériau coulé reste de l'alliage d'aluminium. Le matériau principal du moule est de la silice, le coin intérieur est un matériau à forte conductivité thermique et le matériau du coin extérieur avec une faible conductivité par rapport au matériau de base. Ce choix est réalisé grâce aux modélisations précédentes qui ont indiqué que la chaleur se dégageait plus rapidement dans le coin extérieur au vu de sa surface d'échange.

La conductivité de :

- La silice est de : 0,7 W·(m·K)⁻¹
- L'aluminium est de : 10 W·(m·K)⁻¹
- L'alumine est de : 0,1 W·(m·K)⁻¹

Le résultat de la simulation illustre un fort gradient thermique lors du refroidissement de l'alliage avec cette géométrie (figure 5.26).

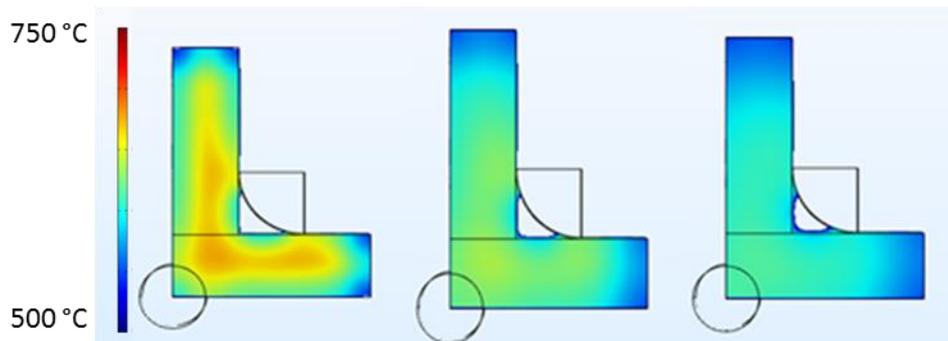


Figure 5.26 Résultats graphiques de la simulation de la conception angle droit multimatériaux entre 0,04 s, 0,1 s, et 0,2 s

Les courbes de refroidissement peuvent être tracées grâce au placement de trois points de relevé de température (figure 5.27). Ainsi nous pouvons calculer le coefficient de Niyama le plus grand pour le refroidissement de ce cas. La figure 5.27 est encourageante, car les courbes se superposent mieux que dans le cas de conception préconisée.

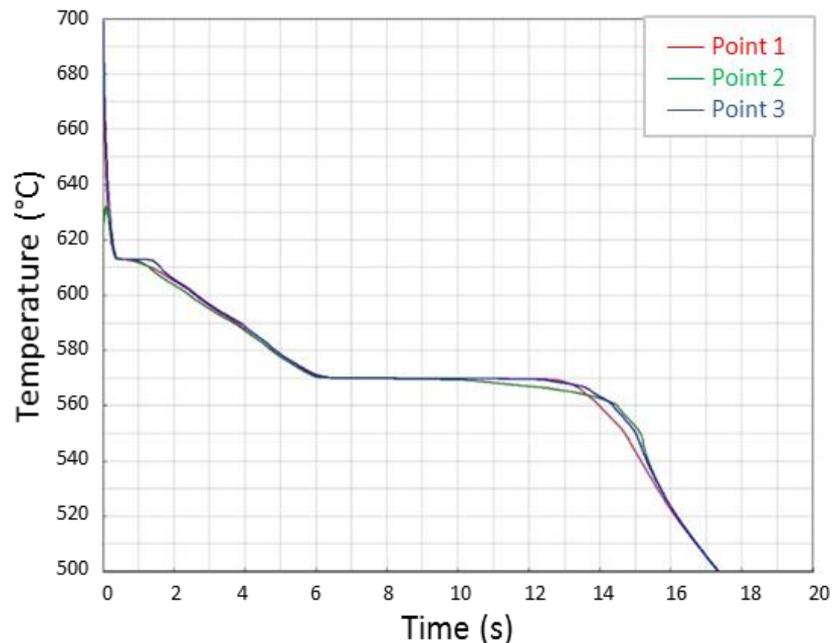


Figure 5.27 Résultats de la simulation ProCast d'une conception en angle à droit multimatériaux

Il y a également deux zones à calculer. La première est à l'entrée de la zone pâteuse à 1,5 s et la deuxième à la sortie de la zone pâteuse entre 12 s et 13 s. La vitesse de refroidissement est calculée pour la transition de la zone pâteuse. Soit dans notre cas la différence de température entre 613 °C et 570 °C (43°C) pour une durée de 12 secondes, résultant à une vitesse de refroidissement de $3,5 \text{ °C}\cdot\text{s}^{-1}$.

Concernant la première zone, la distance entre le point 2 et le point 3 est de 5,65 mm et la différence de température est de 5 °C, donc le gradient thermique est de $0,9 \text{ °C}\cdot\text{mm}^{-1}$.

Concernant la deuxième zone, la distance entre le point 2 et le point 3 est de 5,65 mm et la différence de température est de 4,5 °C, donc le gradient thermique est de $0,8 \text{ °C}\cdot\text{mm}^{-1}$.

Par conséquent, le coefficient de Niyama le plus élevé est de $0,05 \text{ K}\cdot\text{s}^{-1/2}\cdot\text{cm}^{-1}$ soit inférieur au critère de dimensionnement fixé. Ceci suppose que la conception soit tout de même acceptable par rapport au critère. Si nous le comparons par rapport à la valeur du critère de référence nous constatons que c'est une réduction significative de 60 %.

3.3 Coulée et analyse mécanique

3.3.1 Fabrication

Les machines de fabrication additive par projection de liant ou par frittage de poudre multimatériaux sont peu nombreuses et limitées à deux matériaux. Ainsi pour la preuve de conception de cette méthodologie le choix de réaliser des simples moules multimatériaux est fait à la main.

Un outillage est fabriqué pour réaliser des moules avec inserts similaires à ceux simulés précédemment (figure 5.28).



Figure 5.28 Outillages permettant la réalisation des moules

Les moules sont réalisés en quatre parties (figure 5.29),

1. Plaque silice avant
2. Plaque silice arrière
3. Insert intérieur (pouvant contenir partiellement un matériau isolant ou conducteur)
4. Insert extérieur (pouvant contenir partiellement un matériau isolant ou conducteur)



Figure 5.29 Moule en quatre parties réalisées à la main

Il a été réalisé :

- Un moule (figure 5.30) pour comparer la simulation « Conception optimale mono matériau »
- Un moule (figure 5.31) pour comparer la simulation « Conception angle droit mono matériau »
- Un moule (figure 5.32) pour comparer la simulation « Conception angle droit multimatériaux »



Figure 5.30 Moule conception optimale mono matériau 1



Figure 5.31 Moule conception angle droit mono matériau



Figure 5.32 Moule conception angle droit multimatériaux 2

Les moules sont ensuite assemblés et les joints comblés avec de l'argile (figure 5.33).



Figure 5.33 Assemblage des moules et colmatage des joints avec de l'argile

L'alliage est ensuite coulé dans les moules et les pièces sont récupérées pour analyse (figure 5.34).



Figure 5.34 Pièces coulées

3.3.2 Caractérisation microscopique

L'analyse microscopique permet de caractériser deux choses. La première est la présence de retassures et la deuxième la caractérisation des dimensions des dendrites secondaires. Le questionnement de la répartition de la longueur des SDAS permet de remonter aux conditions de refroidissement ; comme les longueurs les plus petites indiquent un refroidissement plus rapide et les plus grandes un refroidissement plus grand. Ainsi peut se poser la question de la forme du

champ des longueurs de SDAS, est-il homogène (figure 5.35)? Est-il asymétrique (figure 5.36) ? est-il symétrique (figure 5.37)? Le foncé indique des SDAS plus petites que celles en clair.

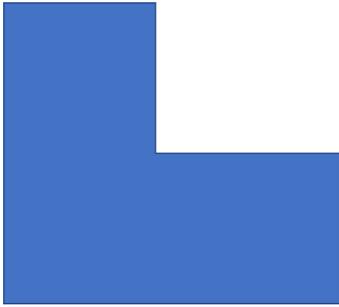


Figure 5.35 Répartition des SDAS homogène

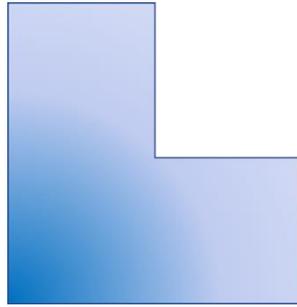


Figure 5.36 Répartition des SDAS asymétrique

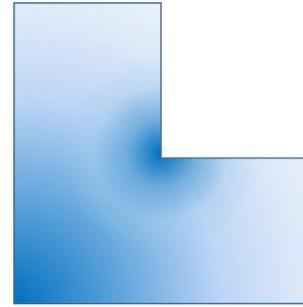


Figure 5.37 Répartition des SDAS symétrique

Le microscope utilisé est le Nikon Eclipse LV150 avec un grossissement optique de x5. Une prise d'image est réalisée dans l'ordre suivant : coin extérieur, milieu, et coin intérieur.

Pour la conception **optimale mono matériau** le relevé des SDAS de coin à coin est le suivant 26,5 μm , 32,1 μm , et 32,3 μm (figure 5.38) ; soit une différence d'environ 20 % entre le plus petit et la moyenne des plus grandes. On peut constater une répartition quasi **homogène** et une présence de retassure en tout point.

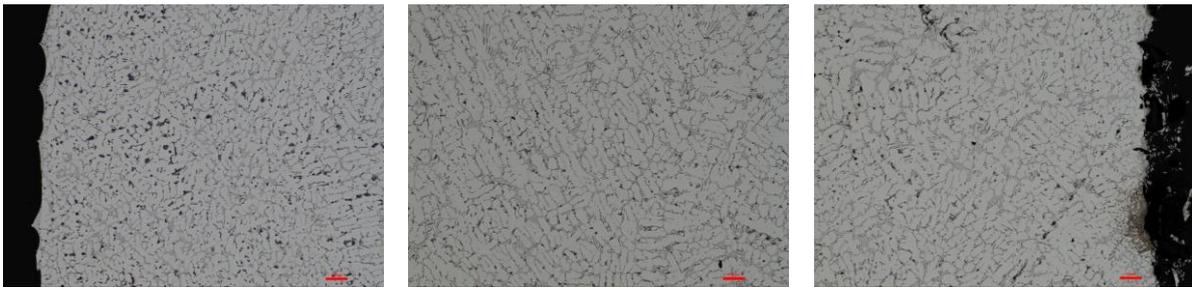


Figure 5.38 Prise d'image à X5 de la conception optimale mono matériau a) coin extérieur, b) milieu, c) coin intérieur

Pour la conception en **angle droit en mono matériau** le relevé des SDAS de coin à coin est le suivant 19,0 μm , 29,6 μm , et 27,8 μm (figure 5.39) ; soit une différence d'environ 50 % entre le plus petit et la moyenne des plus grandes. On peut constater une répartition **hétérogène** et une présence de retassure en tout point.



Figure 5.39 Prise d'image à X5 de la conception angle droit mono matériau a) coin extérieur, b) milieu, c) coin intérieur

Pour la conception en **angle droit en multimatériaux matériau** le relevé des SDAS de coin à coin est le suivant $20,6 \mu\text{m}$, $27,4 \mu\text{m}$, et $26,0 \mu\text{m}$ (figure 5.38) ; soit une différence d'environ 30 % entre le plus petit et la moyenne des plus grandes. On peut constater une répartition **hétérogène** et une présence de retassure en tout point.



Figure 5.40 Prise d'image à X5 de la conception angle droit multimatériaux 2 a) coin extérieur, b) milieu, c) coin intérieur

L'ajout de multimatériaux semble rendre l'espacement des dendrites secondaires plus homogène de coin à coin (50 % à 30 % d'écart). Si on compare l'angle arrondi à l'angle droit, alors la valeur absolue des SDAS diminue, mais pas le gradient.

Finalement, la qualité des échantillons est également discutable comme des retassures sont présentes dans tous les échantillons.

3.3.3 Caractérisation par indentation

La caractérisation par indentation permet de connaître localement les propriétés mécaniques. Cette indentation est réalisée en imposant un déplacement avec une géométrie d'indenteur connue pour relever la force (figure 5.41). Ainsi une courbe en fonction de la force appliquée et de la profondeur est réalisée. Lorsque la force maximale de cette courbe est relevée, la comparaison de point à point devient plus simple. Finalement une corrélation avec ses propriétés mécaniques locales peut être déduite en réalisant des calculs sur la courbes [71].

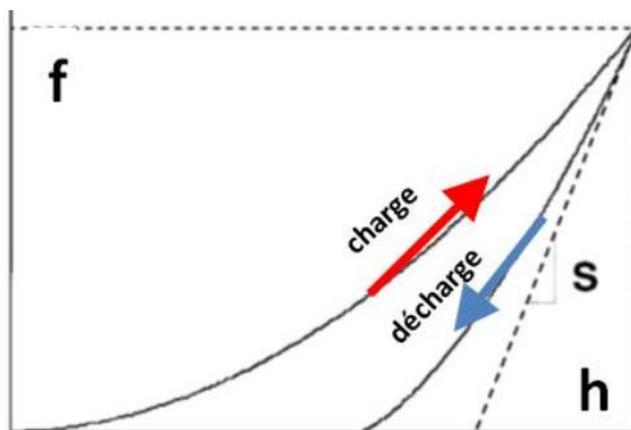


Figure 5.41 Courbe de charge et décharge classique

Les échantillons sont coupés en deux afin de faire apparaître le milieu de l'angle comme sur les simulations. Les caractéristiques mécaniques n'ont pas été déduites des courbes

suivantes, seulement les forces maximales sont analysées. Pour simplifier la lecture, les courbes de charge décharges sont présentés de manière décalée pour que l'écartement de leurs valeurs maximales représente un écart équivalent à leurs distances d'indentation.

Pour la conception **optimale mono matériau** il est constaté une différence maximale de 17 % entre le point le point faible (3) et le plus résistant (9) (figure 5.42 et tableau 5.1).



Figure 5.42 Coupe de la conception optimale mono matériau

Point	Force (N)	Pourcentage (%)
1	74,81	12%
2	67,51	1%
3	66,97	0%
4	71,22	6%
5	71,50	7%
6	71,08	6%
7	71,27	6%
8	75,65	13%
9	78,52	17%

Tableau 5.1 Résultats de l'analyse d'indentation de la conception optimale mono matériau

Les courbes de la figure 5.43 illustrent bien la forme attendue d'une pièce de fonderie. Ces courbes présentent une peau de fonderie dont les propriétés mécaniques sont plus élevées qu'à cœur.

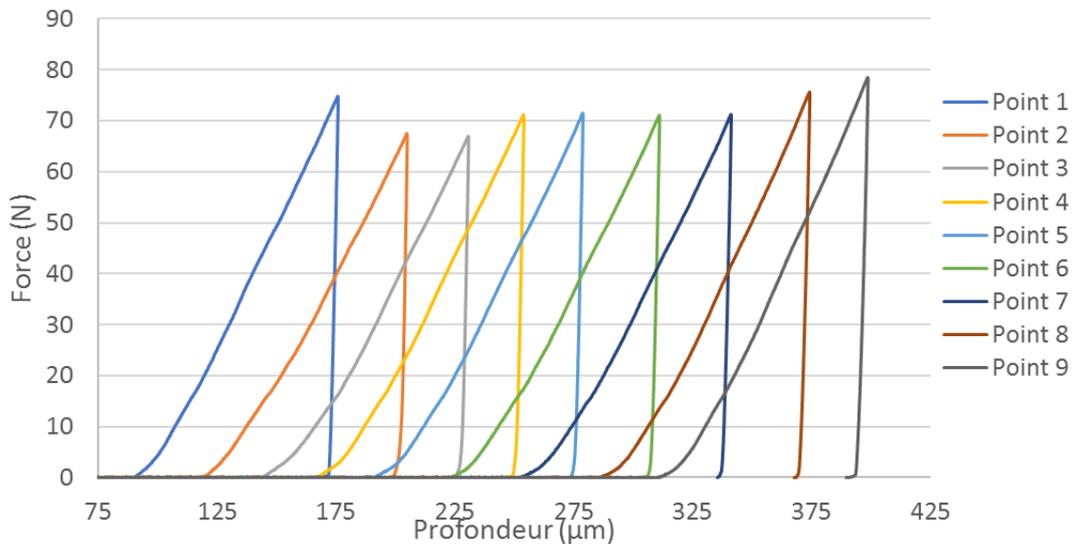


Figure 5.43 Courbes d'indentation de la conception optimale mono matériau

Pour la conception **en angle droit en mono matériau** il est constaté une différence de 10 % entre le point le plus faible (1) et le point le plus résistant (8) (figure 5.44 et tableau 5.2).

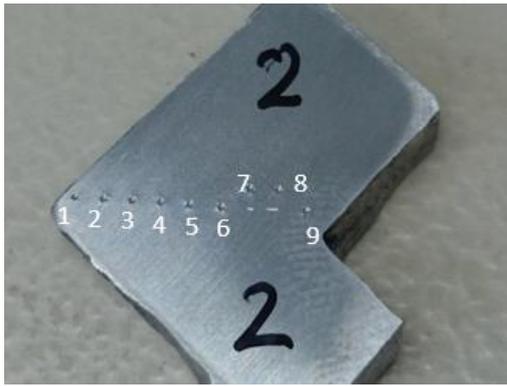


Figure 5.44 Coupe de la conception angle droit mono matériau

Point	Force (N)	Pourcentage (%)
1	70,78	0%
2	73,77	4%
3	74,51	5%
4	73,65	4%
5	74,78	6%
6	73,92	4%
7	71,94	2%
8	78,07	10%
9	74,78	6%

Tableau 5.2 Résultats de l'analyse d'indentation de la conception angle droit

Les courbes de la figure 5.45 illustrent les courbes d'indentation, les sommets forment presque une ligne horizontale. Les points 7 et 8 ont été pris hors ligne, car un problème de prise de mesure est survenu lors de leurs premières prises. On pourrait ne pas les considérer lors de l'étude comme ils sont éloignés de la ligne d'intéressement. Ainsi, les valeurs maximales seraient à $\pm 2,5$ % d'écart. La courbe est à l'inverse de celle présentée précédemment, la peau de fonderie ne semble pas être présente des deux côtés. Le comportement thermique semble donc différent.

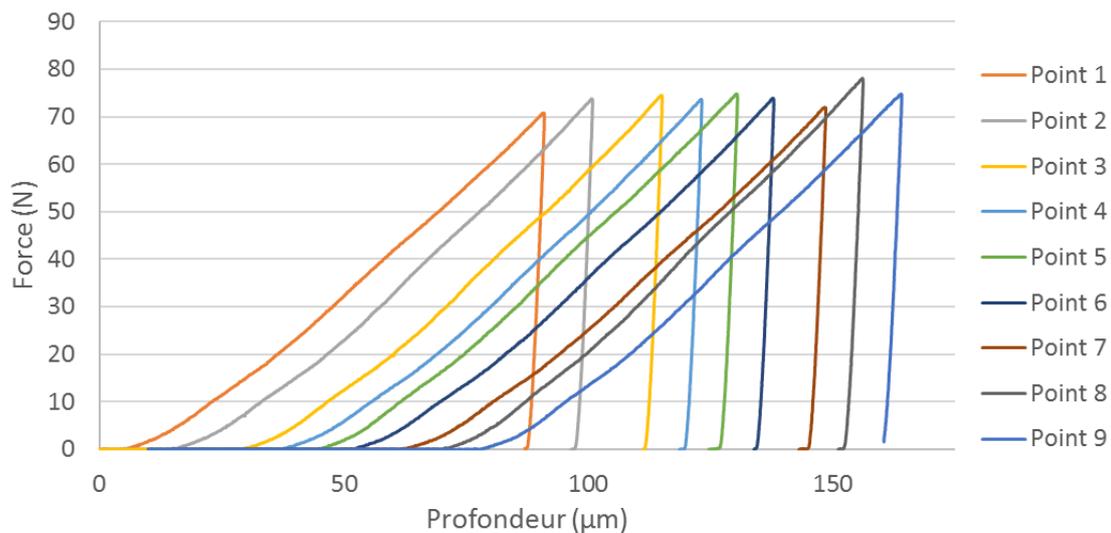


Figure 5.45 Courbes d'indentation de la conception angle droit mono matériau

Finalement, pour la conception **en angle droit en multimatériaux matériau** il est constaté une différence de 20 % avec le point le plus faible (6) et le point le plus résistant (1) (figure 5.46 et tableau 5.3).



Figure 5.46 Coupe de la conception angle droit multimatériaux matériau

Point	Force (N)	Pourcentage (%)
0	80,33	7%
1	90,10	20%
2	79,33	6%
3	78,17	4%
4	74,90	0%
5	76,49	2%
6	74,92	0%
7	75,65	1%
8	77,71	4%
9	76,58	2%

Tableau 5.3 Résultats de l'analyse d'indentation de la conception angle droit multimatériaux matériau

Les courbes de la figure 5.47 illustrent une forme similaire à celle attendue d'une pièce de fonderie. Cette courbe présente une peau de fonderie dont les propriétés mécaniques sont plus élevées qu'à cœur.

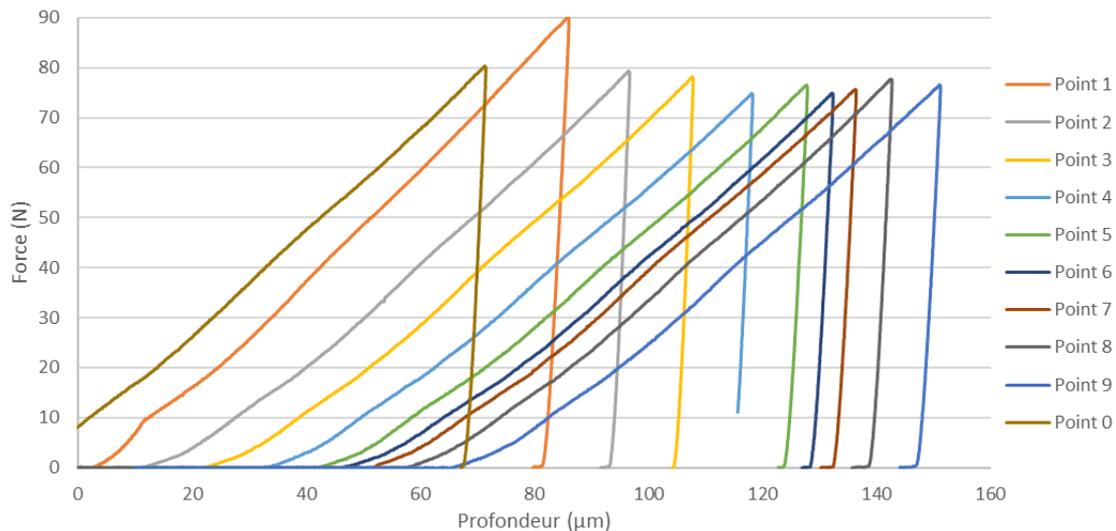


Figure 5.47 Courbes d'indentation de la conception angle droit multimatériaux matériau

La question de la précision des chiffres significatifs des valeurs de force (N) et de la profondeur (μm) doit se poser. La cellule de force présente une précision d'environ 0,1 % et un signal bruit électronique maximum de $\pm 0,2$ N.

Ainsi sans les lois d'écroissages permettant de remonter à une vraie valeur de résistance mécanique (logiciel d'exploitation des données ne permettant pas encore cette option), nous pouvons néanmoins dire que :

- 3 % est un peu plus résistant
- 20 % sont nettement plus résistants

4 Synthèse & Perspectives

4.1 Synthèse

Des preuves de concepts numériques et réels sont réalisées afin d'illustrer la possibilité de fabrication d'une pièce à angle droit de fonderie. Pour cela des paramètres de simulation proche des matériaux réels et un placement judicieux permet de palier le gradient thermique présent lors d'une conception négligeant les règles de fonderie. Ceci a permis de justifier la fabrication de moules.

Les moules ont dû être réalisés avec des outillages conventionnels, car la technologie disponible ne permet pas encore de les réaliser en fabrication additive. De ce fait, leurs fabrications ne sont pas parfaites (comme l'interface entre deux matériaux). Néanmoins, les résultats d'analyse microscopique et d'indentation ont permis d'illustrer la viabilité d'une telle technique de conception.

La microscopie permet d'analyser la présence de retassure et la dimension des dendrites secondaires. La présence de retassure est due au manque de masselottes lors des coulées, le dernier point de fusion est donc au cœur de la pièce désirée. Au regard des SDAS, les coins extérieurs semblent indiquer des longueurs plus petites qu'au cœur et au coin intérieur. Une comparaison indique une différence de 20 % et 30 % pour les conceptions *optimales* et *multimatériaux* respectivement, et 50 % pour la conception angle droit mono matériau. L'ordre de grandeur tant à indiquer une différence microscopique suite au placement sélectif des matériaux.

Des analyses d'indentation ont permis de confirmer les différents comportements mécaniques des angles coulés. Ces analyses permettent d'observer la formation de peau de fonderie sur l'échantillon dit *optimal mono matériau* et sur nouvelle conception dite *angle droit multimatériaux*. En revanche, cette peau de fonderie ne semble pas présente lors de la conception dite *angle droit mono matériau*. Ainsi la DFAM proposée permet d'obtenir de meilleures propriétés mécaniques grâce à une meilleure gestion thermique.

4.2 Perspectives

Plusieurs points de réflexions apportent des perspectives. Tout d'abord, nous pouvons évoquer la possibilité de rajouter des masselottes afin de prévenir l'apparition de retassures. Ceci permettrait d'obtenir des échantillons de meilleure qualité.

L'analyse de ces échantillons pourrait également être améliorée. Une cartographie des espacements dendritiques secondaires et une de l'indentation pourrait être réalisée. Pour cela, l'automatisation de l'outillage d'indentation doit être mise en place. Ceci peut être fait en le plaçant sur une machine à commande numérique et en automatisant la prise de résultats. Finalement, les lois d'érouissages peuvent être calculées afin de mieux connaître la réponse mécanique impactée par la thermique.

Aussi, pour impacter la thermique d'autres inserts à base de poudres conductrices (acier, cuivre) ou isolants peuvent être caractérisés, simulés, et fabriqués. De plus, le multimatériaux actuellement simulé/fabriqués est distinct. La FA pourrait réaliser un gradient de composition pouvant homogénéiser la zone impactée thermiquement.

Néanmoins, ce mélange de plusieurs sables ou poudres peut poser des problèmes lors du recyclage. Des techniques peuvent être envisagées pour trier le sable délié, comme récupérer les matériaux ferreux avec un aimant, ou une séparation par différence de densité lorsque le sable est en rotation ou immergé dans un liquide. La revalorisation du moule après coulée est un élément important dans la viabilisation industrielle de cette nouvelle DFAM.

Un point non abordé lors de l'élaboration de la DFAM est la cinématique du remplissage du moule. Ce point reste important, car il est multi objectifs, prenant en compte le changement de température, l'érosion, la perméabilité, et la vitesse de l'alliage en fusion.

La vitesse de remplissage est un point relativement important, car il faut que le moule soit rempli suffisamment vite afin d'éviter le défaut de fonderie de *cold shut* ou de *miss run*. Mais s'il est rempli trop rapidement, alors le moule peut venir s'éroder dû à la turbulence du fluide. Effectivement, le métal en fusion est dimensionné pour s'écouler dans le moule de manière laminaire.

De plus, si la DFAM est étendue au changement de section (plus petit à plus gros et vice versa), alors le fluide changerait d'un comportement laminaire à turbulent (figure 5.48 et figure 5.49).

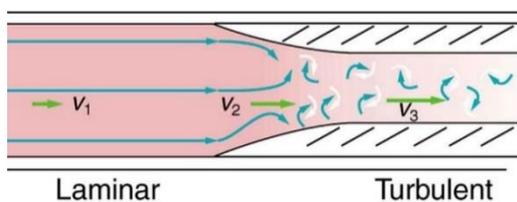


Figure 5.48 Changement de section de gros à petit

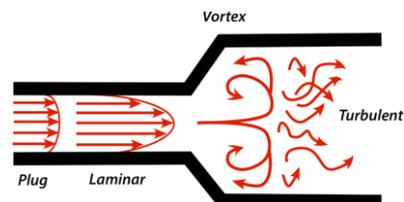


Figure 5.49 Changement de section de petit à gros

Finalement, la conception de pièce avec des angles droits ou à sections variables a des avantages, mais il ne faut pas s'abstenir d'autres règles de conception. La fonderie reste un art de fabrication de haute technicité à cause de la multi physique à multi échelles.

Synthèse et perspectives

Table des matières

Synthèse et perspectives

1 Synthèse et apport des travaux menés111

2 Perspectives.....112

1 Synthèse et apport des travaux menés

Nous retrouvons dans l'introduction le contexte général de l'étude au sens large. Il est aperçu que la production de pièces de fonderie est stagnante depuis une décennie suite à un déclin de la production. C'est dans ce contexte qu'intervient la fabrication additive et plus précisément la FA par projection de liant. Cette technologie connue depuis 30 ans reste peu utilisée à la production de moule et noyau en sable. Le coût de revient d'un moule reste plus élevé en FA qu'en moulage traditionnel pour de la série ou un faible complexité. Néanmoins dans certains cas comme celui d'une faible production de pièces à géométrie complexe, la FA devient financièrement intéressante.

Pour accroître l'adoption de la FA le coût de revient unitaire d'un moule doit être réduit. Ce coût est lié à plusieurs facteurs comme, le coût d'acquisition et de fonctionnement d'une machine (qui ne fait pas partie de cette thèse) et la capacité de production (liée à la conception pour la fabrication additive). En effet, la capacité de production peut être augmentée en optimisant la conception de la pièce pour l'outil et à l'heure actuelle la fabrication des moules et noyaux reste à iso conception ; soit la même géométrie de moule est employé. C'est ainsi que le **chapitre 1** présente au travers d'un état de l'art les différentes méthodologies de conception de moules de fonderie sable réalisée en fabrication additive (**publié** dans une revue à comité de relecture [28]). Il est donc constaté que peu de recherches ont été publiées à ce sujet, laissant des opportunités de DFAM. Ainsi pour favoriser la démocratisation du procédé, de nouvelles méthodologies de conception sont proposées. Quatre méthodologies sont proposées et présentées dans l'ordre suivant :

- *Chapitre 2 – Coque d'épaisseur et de conductivité thermique variables*
- *Chapitre 3 – Architecturation*
- *Chapitre 4 – Grappe*
- *Chapitre 5 – Multimatériaux*

Ces chapitres sont indépendants et permettent au concepteur de dessiner un moule optimisé. Pour commencer le **chapitre 2** propose une méthodologie de conception qui analyse l'épaisseur de la coque (**publié** dans une revue à comité de relecture [19]). Pour cela, différentes simulations et essais de coulées ont été réalisés pour comparer les éprouvettes issues de ces moules. Suite aux coulées les éprouvettes ont subi un essai de traction. Ainsi il est constaté que la réduction à une coque de 5 mm n'influait pas les propriétés mécaniques de la pièce coulée. De plus, pour varier la conductivité thermique il a été présenté des moules fabriqués avec de la poudre d'alliage d'aluminium. Les résultats des essais de traction à iso épaisseur indiquent de meilleures propriétés mécaniques suite à un refroidissement plus rapide. La DFAM proposée couple l'épaisseur de la pièce coulée avec son épaisseur et la conductivité de coque optimales.

Le **chapitre 3** reprend l'idée d'une coque mais suppose que celle-ci n'est pas réduite à une épaisseur de 5 mm pour des raisons de tenue mécanique. La méthodologie part d'une coque d'une épaisseur de 60 mm et évide le tout pour qu'il reste seulement une coque de 5 mm. L'intérieur est ensuite architecturé avec des alvéoles. Le chapitre explore les différentes implications des alvéoles connectées et non connectées. Lors des coulées et simulations, il a été

constaté que du côté métal, la température ne varie pas. En revanche, du côté sable, la température n'est pas la même. Cette différence de températures n'est pas prise en compte dans la DFAM mais son implication est détaillée dans les perspectives de ce chapitre.

Maintenant que le moule est optimisé topologiquement il reste à optimiser son encombrement lors de sa fabrication. Ainsi le **chapitre 4** propose une méthodologie de conception de moule en grappe pour la fabrication additive sable. La liberté de conception permet de réaliser des jets de coulées imbriqués permettant la réduction de vitesse de l'alliage tout en réduisant l'encombrement.

À ce stade du manuscrit, le moule a été réduit à une coque d'épaisseur et de conductivité variables, de l'architecture est proposée pour le renfort, et la coulée en grappe permet d'optimiser le système de coulée.

Le **chapitre 5** quant à lui, permet la proposition d'un moule multimatériaux discontinu afin de pallier le point chaud (**publié** dans une revue à comité de relecture, **et primé** avec le *prix Dick Aubin Distinguished Paper Award* 2018 par la SME à la conférence de Rapid & TCT au Texas, USA [72]). L'exemple d'une pièce à angle droit est utilisé et son gradient thermique est quantifié grâce à des simulations. Par la suite, des moules multimatériaux sont fabriqués et de l'aluminium y sont coulés. Des analyses de microstructures par indentation et par imagerie sont réalisées afin d'observer un éventuel changement de structure. Des différences de comportement de refroidissement sont bien relevées, indiquant la viabilité d'une telle DFAM.

2 Perspectives

Les perspectives proposées sont présentées d'abord par chapitre et ensuite des perspectives plus générales sur le couplage de la fabrication additive et de la fonderie sable sont proposées.

La suite au **chapitre 2** serait de réaliser davantage de coulées ; comme des coulées avec des épaisseurs de pièce plus conséquentes ou des moules avec d'autres poudres métalliques et de mélanges silice/métal. Côté simulation, il serait pertinent de simuler le refroidissement des coques avec de la convection forcée et d'optimiser l'épaisseur en fonction de ce nouveau paramètre. De plus, l'aspect résistance mécanique du moule n'est pas pris en compte dans la conception et celle-ci devient très importante lors de la dégradation thermique du moule. Finalement il serait très intéressant de pouvoir réaliser les moules multimatériaux en fabrication additive.

Les perspectives du **chapitre 3** sont d'inclure également la dégradation thermique de la coque. Car la montée en température n'est pas du tout là même dans une coque à 5 mm, 25 mm, et 5 mm architecturée. Tout comme le chapitre 2, la convection forcée est une piste intéressante de recherche afin de réduire le temps de solidification de l'alliage. À contrario à la DFAM du chapitre 2, celle-ci pourrait utiliser un fluide mieux guidé grâce aux alvéoles.

La conception en grappe et la révision du jet de coulé proposé dans le **chapitre 4** peut encore être amélioré. Le rajout d'éléments de pertes de charges pourrait ralentir davantage le fluide avant le remplissage du moule, ce qui serait pertinent pour des pièces de plus grandes

dimensions. De nouvelles conceptions pourraient densifier le volume de fabrication d'une machine de projection de liant.

La conception en multimatériaux du **chapitre 5** a utilisé une DFAM pour prévenir le point chaud d'un angle droit. Cette approche peut être appliquée à d'autres géométries génératrices de points chauds afin de permettre des conceptions de pièces plus complexes et d'une liberté de conception plus grande. De plus, ce chapitre utilise deux méthodes de caractérisation de propriétés mécaniques. Ces méthodes ont utilisé une stratégie de cartographies en lignes représentées par 3 points (microscope) et 9 points (indentation). Il serait intéressant d'augmenter le nombre de point pour vérifier les propriétés sur un plan et non une ligne.

Outre les continuités des DFAM proposées, d'**autres idées sont à développer** comme,

- Optimiser les événements (prise en compte du diamètre minimal pour le dessablage).
- Explorer d'autres architectures : treillis (régulier, conforme, etc.), nid d'abeilles, et gyroïde.
- Optimiser l'ouverture du moule avec la création de zones fragiles.
- Vérifier la qualité de la coulée avec l'ajout de capteurs thermiques.
- Créer de la précontrainte avec l'ajout de canaux pour le passage de câbles.
- Augmenter la traçabilité avec la création d'identifiant unique sur chaque pièce à fabriquer.

Pour finir, nous pouvons également explorer les pistes suivantes afin de :

- Développer des machines avec une cadence de production plus élevée.
- Développer des machines multimatériaux.
- Utiliser des liants écologiques.
- Calculer l'impact écologique avec une modélisation de la performance environnementale.

Annexe

Table des matières

Annexe

A-1 Les données thermiques	115
A-1-1 Méthode de la plaque chaude.....	116
A-1-2 Analyse par le couplage de la diffusion et de la capacité thermique.....	119
A-1-3 Bande auto échauffante	123
A-1-4 Quantification de la conduction thermique.....	126
A-1-5 Méthode fonderie + simulation.....	127
A-2 Les données mécaniques	132
A-3 Prise en compte de la dégradation thermique	136
A-3-1 Introduction.....	136
A-3-2 Essais mécaniques.....	137
A-3-3 Méthodologie	138
A-3-4 Conclusion	140
A-4 Effet de la taille de grains	141
A-5 Refroidissement du moule forcé et humide	142

A-1 Les données thermiques

Différents matériaux peuvent être utilisés lors de la fabrication des moules. Souvent le sable à base de silice (SiO_2) est employé. Or, nous avons besoin de différentes conceptions thermiques au travers du moule. Pour cela plusieurs stratégies sont envisagées : variation du taux de liant ou de compaction, des matériaux du moule (quartz, alumine, etc.), des adjuvants (billes d'acier, nano particules, etc.), de liant (phénol, silicate de sodium, etc.).

Toutes ces méthodes mettent en place des contraintes procédées qui imposent la réflexion sur l'influence de la qualité, du coût, et de l'environnement.

Par exemple, l'ajout de nanoparticules ne semble être l'idée la plus simple à mettre en place pour faire varier la conductivité thermique de la résine et donc du moule. Mais les questions de la gestion de ces particules lors du recyclage et de leurs impacts sur la santé lors de la dégradation thermique du moule se posent.

De plus, le parti est pris d'utiliser seulement du silicate de sodium, il n'est donc pas possible de changer de liant pour faire varier la conductivité thermique.

Donc à liant constant, on pourrait faire varier localement sa quantité. Or, la variation du taux de liant va influencer la précision et l'état de surface du moule. La sursaturation, le cas où le volume prédéfini ne peut plus stocker toute la résine, du liant va par effet capillaire se propager à un endroit non souhaité. Cet effet va donc être néfaste comme le liant ne sera plus là où il est attendu. Dans le cas inverse, là où moins de résine est projetée, un manque se présente. La pièce sera plus petite que souhaitée. De plus, influencer la quantité de résine va faire varier localement la résistance mécanique. Peu de liant réduit fortement les propriétés mécaniques. Comme illustré dans le chapitre 1 section 1-1 Fabrication additive par projection de liant, il faut que le liant soit de quantité suffisante pour pénétrer dans la couche inférieure.

Ces contraintes (variation taux liant, nano particules) nous poussent à explorer la piste du changement de matériau de base car celle-ci semble plus simple à mettre en place et permettrait d'obtenir une variation plus grande. Au vu de leurs propriétés thermiques drastiquement différentes (conductivité thermique), les poudres d'aluminium, acier, et alumine, sont imaginées pour la fabrication de moule de fonderie.

Ainsi de nouvelles données sur ces nouveaux matériaux sont nécessaires. Les outils disponibles pour mesurer les propriétés thermiques figure a.1 **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** illustre les différentes grandeurs thermiques et les appareils associés pour mesurer les propriétés thermiques d'un matériau.

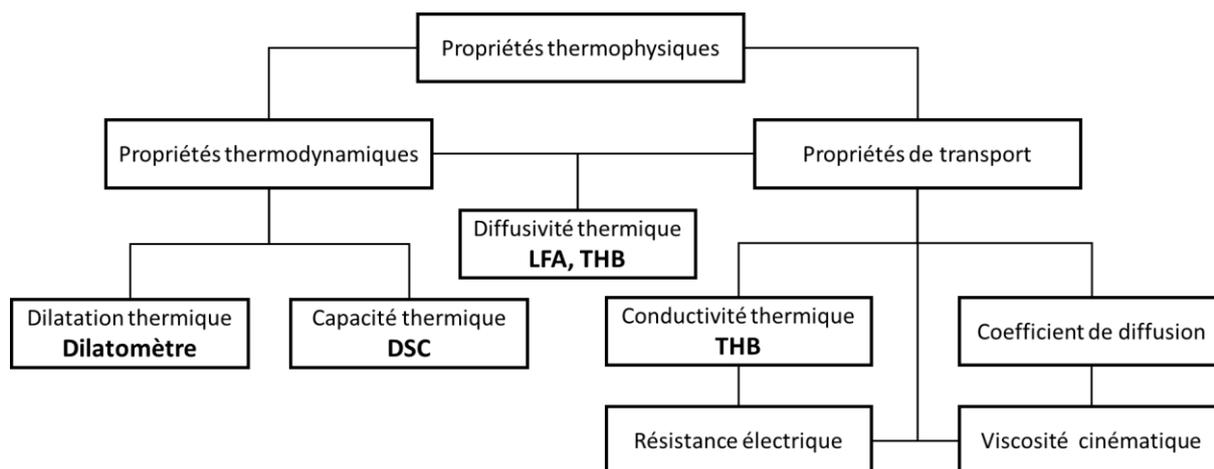


Figure A.1 Outils disponibles pour mesurer les propriétés thermiques

La conductivité thermique n'est pas une grandeur physique que nous pouvons mesurer directement. La conductivité thermique nécessite de calculer un changement de température, sur la même face ou au travers d'un échantillon. De plus, d'autres grandeurs physiques comme la capacité thermique ou la densité sont nécessaires à la définition de la conduction. Ainsi l'équation de la capacité thermique peut être écrite de la manière suivante :

$$\lambda = C_p \cdot \rho \cdot D \text{ (eq. 1)}$$

Avec,

$D = \text{diffusivité (m} \cdot \text{s}^{-2}\text{)}$

$\lambda = \text{conductivité thermique (W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{)}$

$C_p = \text{capacité thermique (J} \cdot \text{(K} \cdot \text{kg)}^{-1}\text{)}$

$\rho = \text{densité (kg} \cdot \text{m}^{-3}\text{)}$

Pour cela, différentes méthodes d'analyse des propriétés thermiques sont explorées. Ainsi nous comparerons la méthode de la plaque chaude, la bande autochauffante, le couplage de la LFA et DSC, et finalement le relevé de température lors d'une coulée avec un croisement de résultats de simulation.

A-1-1 Méthode de la plaque chaude

La méthode de la plaque chaude gardée consiste à chauffer avec un flux de chaleur connu et analysé le gradient de température présent autour du spécimen (figure a.2). La machine a été conçue et fabriquée par Polytech Nantes, et fonctionne depuis plusieurs années.

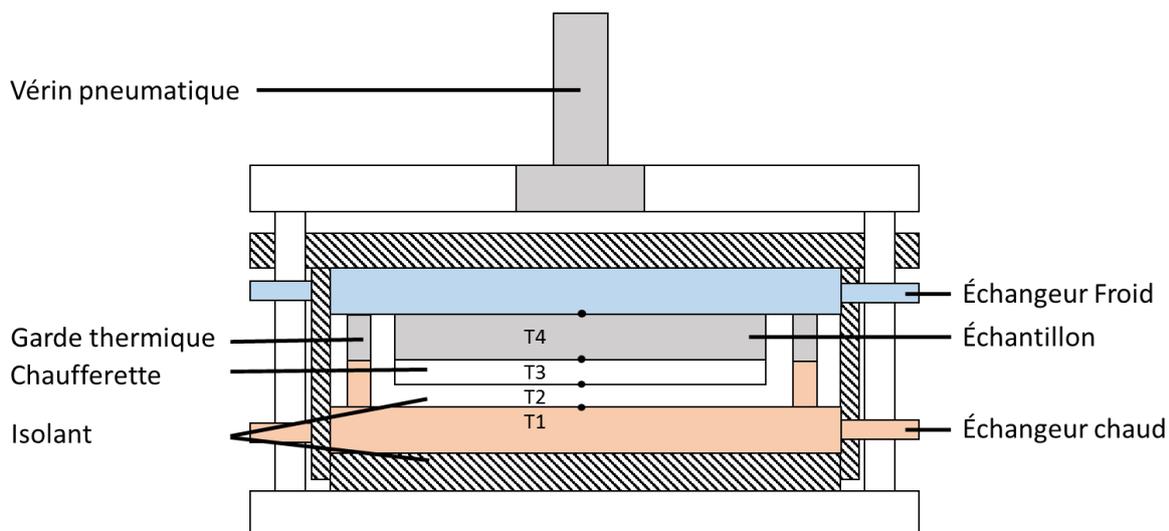


Figure A.2 Principe fonctionnement plaque chaude gardée

La plaque et la garde sont issues du spécimen fabriqué à la main avec un taux de liant de 3 % et séché aux microondes. Cet échantillon est suffisamment résistant pour être manipulé sans risque de casser dans les mains. La machine analyse un spécimen d'une dimension de 40 mm x 40 mm évidés pour constituer la garde et un autre spécimen du même lot de 15 mm x 15 mm. Ainsi le centre a été évidé avec un objet pointu respectant les cotations de la figure a.3. L'épaisseur de la plaque doit être d'environ 3 mm et doit être plane. Cette étape est délicate, car un grain de sable fait environ 100 μm — soit 0,1 mm et il est facile de faire « sauter » un grain ou deux en ponçant. Le respect des cotations ne sera pas possible. Deux échantillons sont préparés pour analyser la répétabilité de la manipulation.

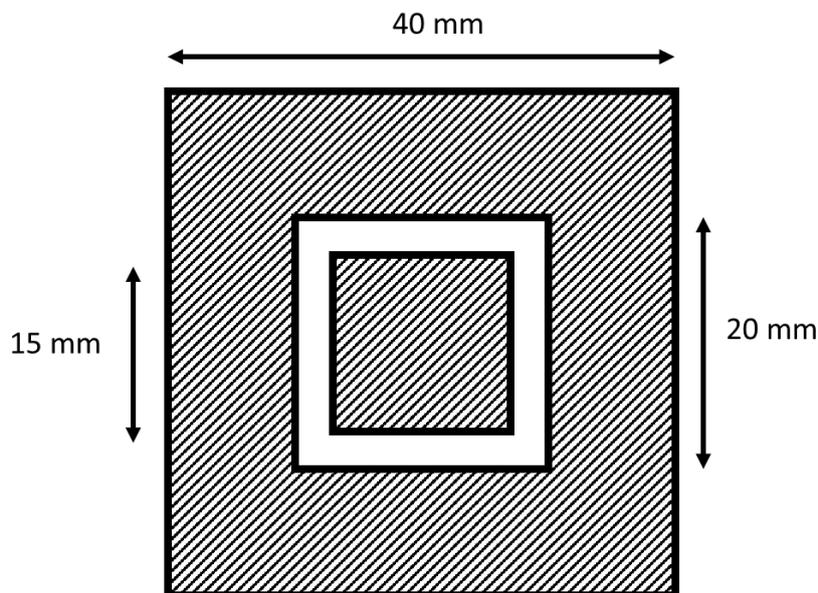


Figure A.3 Plaque de 15 mm x 15 mm avec sa garde de 40 mm x 40 mm

De la pâte thermique est appliquée sur les deux côtés de la plaque afin de garantir une bonne conduction. L'échantillon est ensuite installé dans la machine (figure a.4 et figure a.5).



Figure A.4 Machine plaque gardée

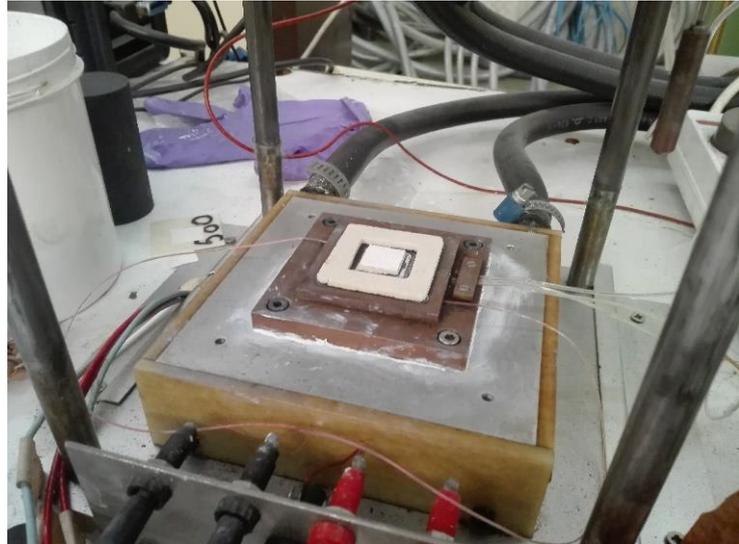


Figure A.5 Plaque et garde installées dans la machine

Le « lambda », conductivité thermique, est indiqué sans calcul ou étape supplémentaire. La valeur prend une dizaine de secondes avant d'osciller autour de la valeur de conductivité thermique apparente (figure a.6).

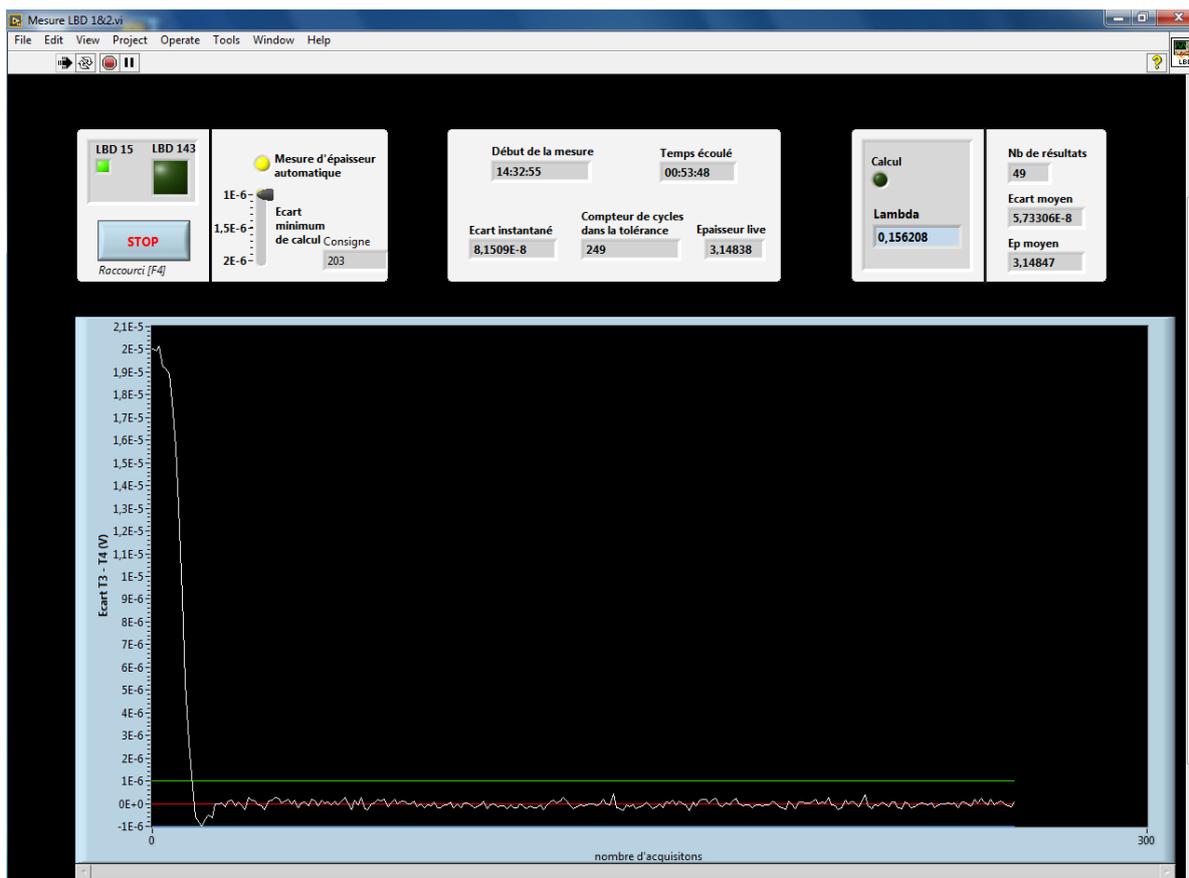


Figure A.6 Capture écran du logiciel de l'acquisition de donnée de la plaque gardée

L'échantillon 1 a une épaisseur d'environ 3,00 mm. La mesure a été relevée deux fois afin d'évaluer d'éventuels changements de mesures dues à sa géométrie. L'échantillon a été retourné de 90 ° par rapport à l'axe vertical. Ces essais sont appelés par la suite essai 1 et essai 2.

L'échantillon 2 a une épaisseur moyenne de 2,94 mm. Les épaisseurs en ses coins sont de 2,91 mm, 2,94 mm, 2,87 mm, et 3,05 mm. Les essais 3, 4, 5 correspondent à l'échantillon mesuré et retourné à 90 ° entre les manipulations.

L'épaisseur est relevée avec un pied à coulisse, cette valeur est également mesurée par la machine, appelée « épaisseur live ». Les résultats des essais sont présentés dans le tableau a.1.

	Échantillon 1		Échantillon 2		
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
Conductivité thermique ($W \cdot (m \cdot K)^{-1}$)	0,16	0,16	0,39	0,44	0,44
Épaisseur mesurée (mm)	3,1	3,1	3,1	3,0	3,0
Durée mesure (min)	53	4	13	10	3

Tableau A.1 Résultats de la plaque gardée

La variation entre les valeurs des échantillons 1 et 2 est flagrante. Les échantillons sont pourtant issus du même spécimen.

Deux raisons sont évoquées :

- Épaisseur non régulière de la plaque
- Épaisseur non régulière de la garde et peut-être une différence comparée à la plaque

Le manque de planéité induit un mauvais contact entre l'échantillon et l'appareil de chauffe ou de mesure. De ce fait, la quantité de chaleur est mal diffusée, le capteur indique donc une valeur *erronée*.

Il est recommandé de modifier le protocole d'obtention de la plaque et de la garde et d'analyser à nouveau. Fabriquer des échantillons directement dans un moule aux bonnes dimensions serait idéal. Il est également envisageable d'usiner les plaques. Avec recul, il pourrait être préférable de directement fabriquer une plaque de 40 mm x 40 mm x 3 mm et une autre de 15 mm x 15 mm x 3 mm en moulage.

A-1-2 Analyse par le couplage de la diffusion et de la capacité thermique

A-1-2-1 Diffusivité thermique : méthode LFA

Les machines d'analyse de diffusivité thermiques utilisent une technique non destructive qui quantifie la quantité et la vitesse de transfert calorique au travers d'un échantillon comme illustré par la figure a.7. Le laboratoire de thermocinétique de Polytech Nantes nous a mis à disposition de la machine Netzsch LFA 467 qui fonctionne par technique d'analyse Flash (figure a.8).

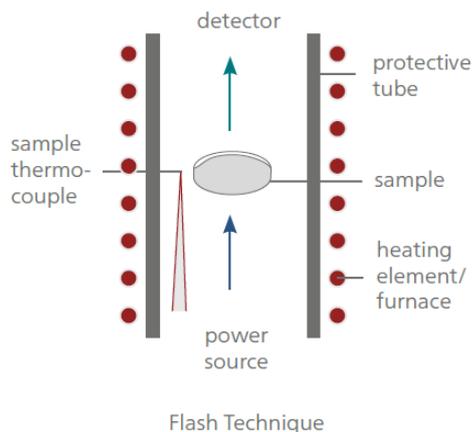


Figure A.7 Principe d'analyse de la technique Flash



Figure A.8 Netzsch LFA 467 à Polytech Nantes

Un échantillon de 10 mm x 10 mm x 1,22 mm a été préparé. Ensuite une couche de graphite en aérosol a été appliquée pour de le rendre visible par la machine (figure a.9). L'échantillon a été coupé en deux à la fin de la campagne d'essais afin d'évaluer le taux de pénétration du graphite (figure a.10). Ceci permet de constater que le taux de pénétration est faible (moins d'un millimètre). S'il avait été plus élevé, alors ceci aurait pu influencer la diffusivité du spécimen.

Le temps d'insertion de l'échantillon dans la machine jusqu'à sa sortie est d'environ cinq minutes et le temps de mesure est de quelques secondes comme illustrées avec le résultat de la manipulation ci-dessous.

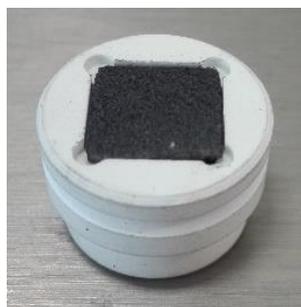


Figure A.9 Échantillon graphité dans son socle



Figure A.10 Échantillon coupé en deux

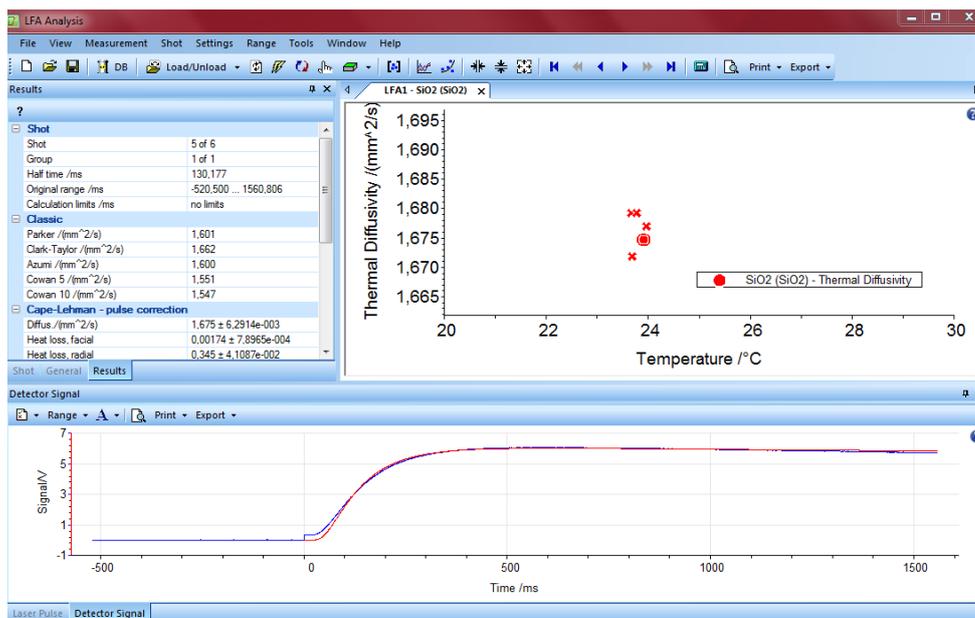


Figure A.11 Capture d'écran du logiciel d'acquisition de donnée du LFA 467

La diffusivité mesurée de l'échantillon est de $1,77 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ soit $1,77 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, cette valeur est à comparer avec celle des matériaux de base présentés dans le tableau a.2.

	Eau	SiO ₂	Quartz	Air
Diffusivité ($\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)	0,14	0,8	1,4	19

Tableau A.2 Table des diffusivité des matériaux de base

Nous pouvons constater que la valeur obtenue est proche du quartz (SiO₂). Afin d'obtenir la capacité thermique avec ces résultats, il faut mesurer la capacité thermique de la structure. Il est possible de l'estimer avec la loi des mélanges et avec sa densité ou de la mesurer avec une machine d'analyse de calorimétrie différentielle à balayage.

A-1-2-2 Méthode DSC

La méthode d'analyse de calorimétrie différentielle à balayage appelé *Differential Scanning Calorimetry* (DSC) en anglais. Cette machine permet de connaître la quantité d'énergie absorbée par un échantillon par rapport à un élément de référence (figure a.12).

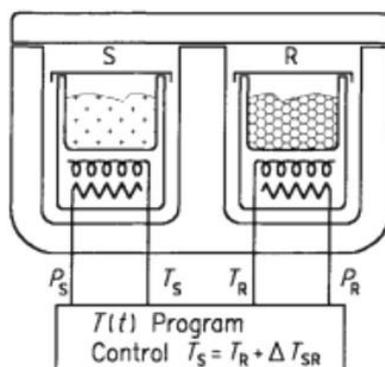


Figure A.12 Differential scanning calorimetry (DSC) [73]

Un échantillon issu du même lot que la LFA a été prélevé. Ce spécimen a une masse de 11,5 mg. Deux essais ont été réalisés. Un essai mesure la plage de températures 20 °C à 500 °C avec un flux de chaleur de $50 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$ (figure a.13). Un autre essai de 20 °C à 30 °C avec un flux de chaleur de $20 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$ (figure a.14).

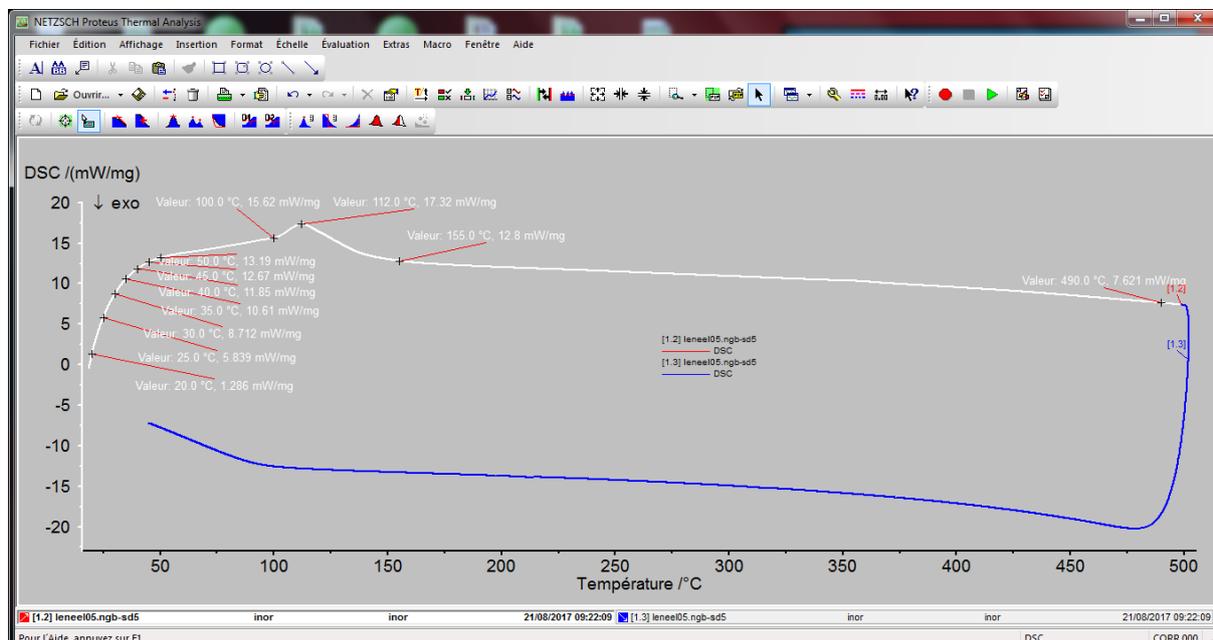


Figure A.13 Essai sur la plage de température de 20 °C à 500 °C

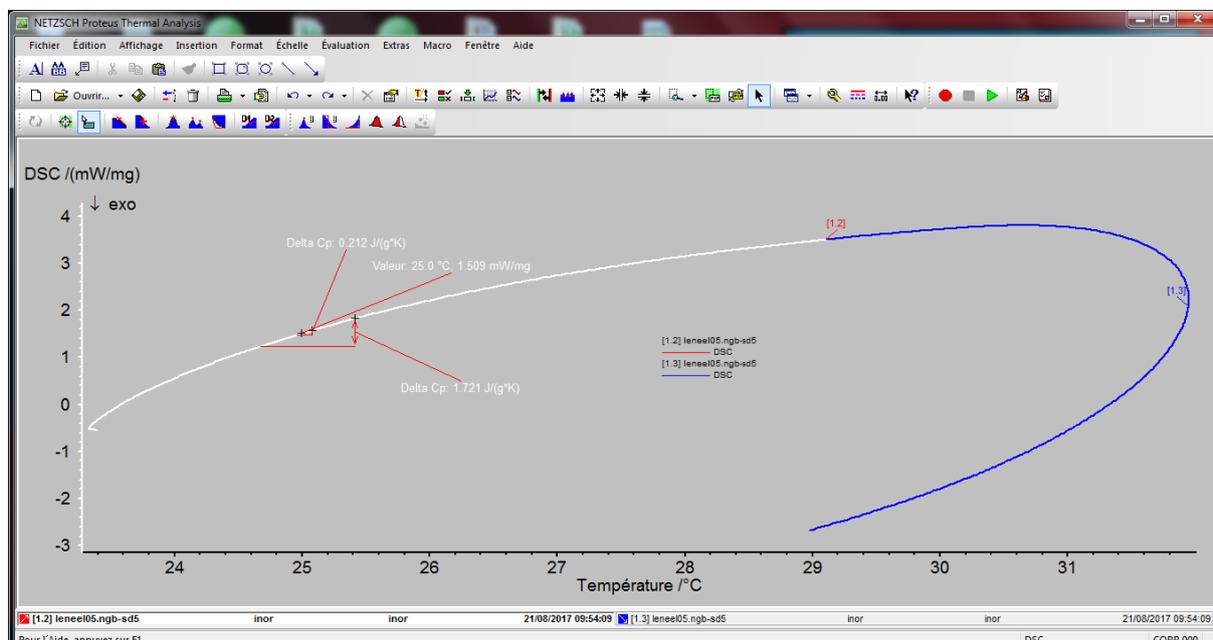


Figure A.14 Essai sur la plage de température de 20 °C à 30 °C

La valeur de la masse a mal été saisie lors de la configuration de la manipulation, les valeurs de $\text{mW} \cdot \text{mg}^{-1}$ présentent un facteur 10. Les valeurs du tableau ont été corrigées pour prendre en compte ce facteur.

La conversion de $\text{mW} \cdot \text{mg}^{-1}$ en $\text{J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$ est calculée en divisant le $\text{mW} \cdot \text{mg}^{-1}$ par le flux de chaleur imposé, les résultats sont présentés dans le tableau a.3.

Température	Essai 1		Essai 2	
	$\text{mW} \cdot \text{mg}^{-1}$	$\text{J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$	$\text{mW} \cdot \text{mg}^{-1}$	$\text{J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$
20 °C	0,128	0,154		
25 °C	0,583	0,70	0,151	0,452
30 °C	0,871	1,045		
35 °C	1,061	1,273		
40 °C	1,185	1,42		
45 °C	1,267	1,52		
50 °C	1,319	1,58		
100 °C	1,562	1,873		
112 °C	1,732	2075		
155 °C	1,28	1,53		
490 °C	0,762	0,91		

Tableau A.3 Résultats du DSC

La valeur au point 25 °C de l'essai 1 et 2 varie d'un facteur 2. Cette disparité est importante. Ceci est peut-être expliqué parce que l'échantillon a été séché pendant la manipulation précédente. L'échantillon étant sec, il a une capacité thermique plus faible. Les valeurs de l'essai 1 varient beaucoup à l'ambient (20 °C à 45 °C), de 0,15 à 1,5 $\text{J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$; un facteur 10 pour une plage de températures de 25 °C.

La validité de l'essai peut être posée, car nous voulons mesurer une structure avec du vide – qui a son importance – alors que ce que nous mesurons réellement est la capacité thermique du sable de silice. La démarche est néanmoins présentée afin d'apporter des pistes de réflexion sur la méthode la plus juste pour calculer la conduction thermique.

A-1-3 Bande auto échauffante

La bande auto échauffante appelée *Transient Hot Bridge* en anglais est une technique brevetée par Linseis. Le capteur est placé entre deux échantillons d'environ 50 mm x 50 mm x 5 mm. La méthode se différencie, car elle est non stationnaire, donc en transition. Ceci permet d'éviter d'attendre d'être en régime stationnaire et donc de réduire le temps d'essais. Le système fonctionne sur le principe de mesure de résistance au travers d'un pont de résistance auquel un courant connu lui est appliqué (figure a.15). Le système se base sur le fait que la valeur de résistance va fluctuer en fonction de la température. Auparavant, un modèle numérique a été préalablement réalisé et lors de l'essai la conductivité induite peut donc être estimée en fonction de la propagation du champ de température (figure a.16).

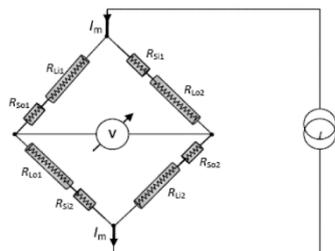


Figure A.15 Pont de résistances [74]

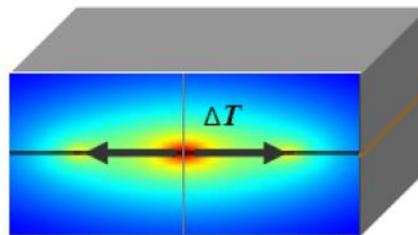


Figure A.16 Simulation du champ de propagation de température [74]

L'appareil utilisé est le THB100 qui permet d'analyser la conductivité thermique de matériaux solides, liquides, et granulaires allant de $0,1 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ à $1000 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$. Ainsi le sable non lié à l'état non tassé et tassé est comparé aux valeurs du sable lié. L'influence du tassement, aussi appelé coefficient de foisonnement, peut avoir son importance dans la conception de moule de fonderie, car ceci permettrait d'avoir un stockage de calories sans liant, ainsi réduirait le coût de fabrication (pas de liant) et de recyclage (car pas de sable lié).

Finalement, le capteur permet d'analyser à des températures allant de $-150 \text{ }^\circ\text{C}$ à $700 \text{ }^\circ\text{C}$. Dans cette campagne d'essais, les analyses sont réalisées à température ambiante sur plusieurs matériaux.

Ainsi quatre sables de silice sont analysés. Il y a du sable SiO_2 pur utilisé dans les essais précédents avec une granulométrie d'environ $160 \text{ } \mu\text{m}$. Du sable également vierge d'un diamètre d'environ $1000 \text{ } \mu\text{m}$ est d'une géométrie assez ronde. Le sable de Voxeljet provient de deux zones de la VX200. La première zone appelée « Zone propre » est un sable loin de la zone de fabrication. La deuxième zone est appelée « Zone affectée », car le liant furanique utilisé réagit sur une grande zone (figure a.17). Une comparaison des conductivités thermiques est réalisée pour ces deux sables.

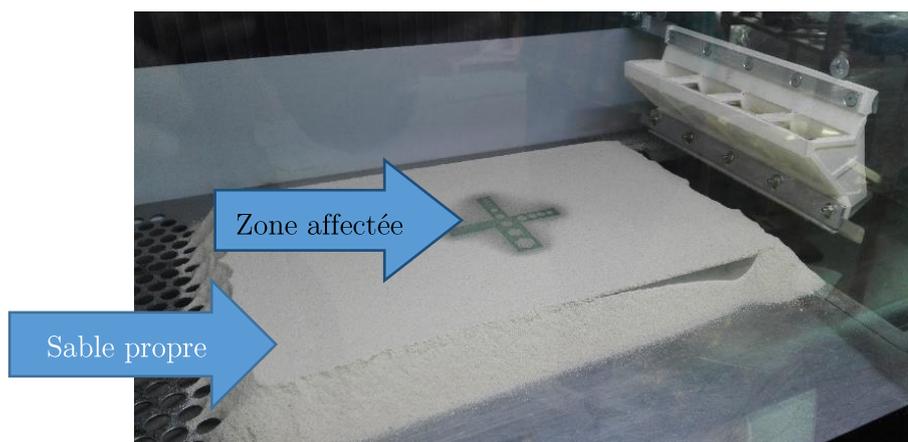


Figure A.17 Définition du sable Voxeljet VX200 usé

Concernant la poudre métallique, celle d'aluminium avait un diamètre d'environ $50 \text{ } \mu\text{m}$ et est plutôt sphérique. La poudre d'acier est d'une nuance de 316L et était d'environ $60 \text{ } \mu\text{m}$ avec un aspect également sphérique.

Pour finir, la poudre d'alumine avait un diamètre d'environ 5 μm et sa sphéricité n'était pas quantifiable. Ces poudres et sables ont permis de réaliser des éprouvettes de 50 mm x 50 mm x 5 mm avec un taux de liant volumique de 5 %. Habituellement, le taux de liant est exprimé en rapport massique, car il est plus simple de peser le sable et liant. Or dans ce cas la même masse de liant est déposée, mais c'est la densité du matériau qui change.

Résultats

Les résultats de la campagne d'essais sont exprimés dans la tableau a.4. Les valeurs théoriques de matériaux bruts, autrement dit pleins, sont indiquées comme référence.

Matériaux	Conductivité thermique ($\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$)				
	Non tassé	Tassé	Pièce main	Pièce FA	Brut théorique
Sable	0,25	0,30	0,6	0,37	1,4
Sable VX propre	0,26	0,30	-	-	1,4
Sable VX affecté	0,28	0,35	-	-	1,4
Sable grossier	0,29	0,39	-	-	1,4
Aluminium	0,21	0,29	1,2	1,0	205
Acier	0,28	0,33	1,25	0,6	16
Alumine	0,12	0,14	0,4	-	18

Tableau A.4 Résultats des mesures de conductivité thermique

Les échantillons issus de la VX200 provenaient d'une autre manipulation et ne pouvaient être employés pour les « pièces FA ». De plus, il n'est pas possible de les fabriquer « à la main ». Concernant le sable grossier, le problème de manque de données est différent, ceci est dû au fait que les grains sont trop gros est que le capteur n'est pas en mesure d'analyser la conductivité thermique. Effectivement, la bande auto échauffante tombe de temps à autre dans le vide fausse la lecture. Finalement, en ce qui concerne le résultat de la pièce en FA à base d'alumine, celui-ci n'est pas possible à fabriquer, car la poudre de 5 μm est beaucoup trop volatile pour le raclage de la poudre. Ceci pose beaucoup de problèmes pour la fabrication. En revanche, la pièce fabriquée à la main permet d'obtenir un résultat exploitable.

Il faut constater que les valeurs de conduction thermique pour l'aluminium et l'acier sont bien en dessous de la valeur escomptée.

La disposition des grains imaginés est représentée par la figure a.18 a. On constate les grains en contactant, et donc un flux thermique ininterrompu. De plus, il est possible de rajouter avec cette logique un peu de liant comme sur la figure a.18 b, ou plus comme la figure a.18 c. En revanche, la réalité est tout autre ; les grains sont mieux représentés par la figure a.18 d. Cette configuration créer des interruptions dans la chaîne de conduction thermique car le silicate de sodium n'est pas un bon conducteur, ce qui ralentit la conduction thermique, et donc la vraie conduction est fortement influencée par ce paramètre.

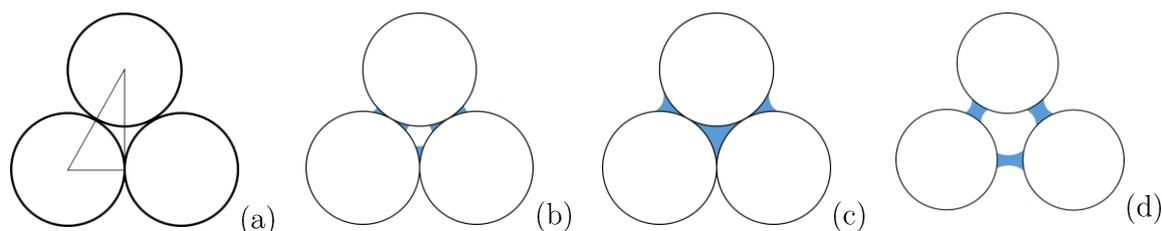


Figure A.18 Disposition théorique des grains et de la résine

Autres paramètres

Changer le matériau de base ne change pas que la conduction thermique. Les valeurs de la capacité thermique et du rayonnement thermique (émissivité) changent en fonction du matériau comme présenté par le tableau suivant.

Matériaux	Émissivité Non-Poli	Émissivité Poli	Capacité thermique $J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$
Silice	-	0,35 – 0,60 [73]	835
Aluminium	0,10 à 0,25	0,10 - 0,40 [73]	900
Acier inoxydable	0,10	0,45 – 0,95 [73]	470

Tableau A.5 Rayonnements différents matériaux

La capacité thermique va permettre de stocker davantage de calories. Le rayonnement quant à lui va permettre de transmettre ses calories de manière sans contact. Sa capacité à transmettre le rayonnement va d'une échelle sans unité de 0 à 1. Zéro représente l'émission nulle des ondes et une l'émission maximale. Le coefficient d'émissivité fait réfléchir, faut-il un coefficient faible ou élevé? Est-ce que les ponts créés par le silicate de sodium seront moins gênants dans ce cas?

Ainsi il ne faut pas écarter rapidement ces nouveaux matériaux sans avoir réalisé davantage d'essais.

A-1-4 Quantification de la conduction thermique

Avec les données précédemment relevées, il est enfin possible d'estimer la conductivité thermique de notre structure.

Utilisation de la formule (1) :

- $\lambda = 1430 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
- $C_p = 150 \text{ à } 1500 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$
- $D = 1,77 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$

Dans ce cas, $\lambda = 0,38 \text{ à } 3,8 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ pour la plage de température de $20 \text{ }^\circ\text{C}$ à $45 \text{ }^\circ\text{C}$.

À $25 \text{ }^\circ\text{C}$, $\lambda = 1,13 \text{ à } 1,77 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$.

Le tableau a.6 permet d'estimer la valeur de la capacité thermique à $20 \text{ }^\circ\text{C}$ de l'échantillon 1. Elle serait de $2000 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$;

	Vapeur d'eau	Eau liquide	SiO ₂	Silicate de sodium	Air sec
Capacité J · (kg · K) ⁻¹	2 000 [75]	4 000 [76]	700 [77]	3 000 [78]	1 000 [79]

Tableau A.6 Capacité thermique de différents matériaux

Si on utilise la formule des mélanges des matériaux pour obtenir la capacité thermique :

$$C_{pw} = C_{p1} \cdot W_1 + C_{p2} \cdot W_2 + C_{p3} \cdot W_3$$

Sable SiO₂

- $C_{p1} = 700 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$
- $W_1 = 70 \%$

Sodium silicate

- $C_{p2} = 3 000 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$
- $W_2 = 5 \%$

Air

- $C_{p3} = 1 000 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$
- $W_3 = 25 \%$

$$C_{pw} = 890 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$$

En remplacement entièrement l'air par de l'eau (attention, ceci ne veut pas dire air saturé en eau), on obtient un Cp de $1 540 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$. Il se peut que de l'humidité soit présente de l'air. Dans ce cas, la conductivité thermique serait de $2,25 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$.

La valeur semble excessive, car la densité de l'échantillon est fiable. Mesurer la masse et le volume n'est pas compliqué. En revanche, les valeurs de la diffusivité et de la capacité sont discutables. Est-ce que c'est vraiment les propriétés de la structure que nous mesurons? Ou celle du matériau principal qu'il le constitue? Ou une aberration?

A-1-5 Méthode fonderie + simulation

Un dispositif d'analyse de conductivité thermique a été élaboré à L'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers à Angers (ENSAM) au sein du Laboratoire Angevin de Mécanique, Procédés et innoAktion (LAMP). Le dispositif permet d'analyser rapidement un échantillon instrumenté avec des thermocouples et de recalculer les résultats avec une simulation numérique. La simulation numérique permet d'estimer la conductivité thermique apparente du matériau. La figure a.19 permet d'illustrer la partie fonderie. Le métal est coulé dans un moule en sable ouvert (en contact avec l'air ambiant) sans masselotte. Le sable 1 est d'une valeur connue et réalisée par moulage traditionnel. Le sable 2 peut être réalisé par moulage traditionnel également ou par fabrication additive, sa composition ou son architecturation sont libres. Ainsi la Figure A.20 illustre le dispositif en condition réelle. Trois thermocouples sont positionnés dans le *sable 2* et un dans le métal. On peut constater que le placement de ce capteur est à la frontière du *sable 2* et du métal. Ce positionnement est ensuite mesuré et recalculé numériquement. Le placement du

capteur va être différent entre toutes les coulées, car le métal en fusion pousse aléatoirement le thermocouple (figure a.20).

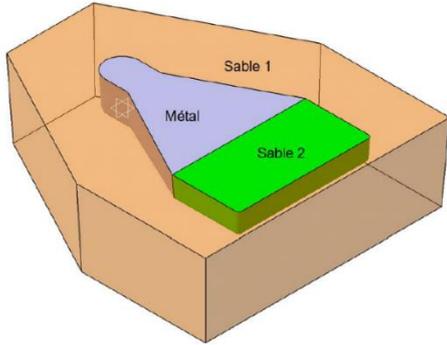


Figure A.19 Maquette numérique du dispositif de coulé



Figure A.20 Dispositif réel

La simulation numérique est réalisée avec le logiciel ProCast (figure a.21). Ceci permet l'obtention des courbes théoriques de températures en ces points (figure a.22). Ce recalage numérique à différentes températures permet d'obtenir une estimation sur la conductivité, le coefficient de transfert thermique à l'interface sable/métal, et le coefficient de transfert thermique aux interfaces métal/extérieur.

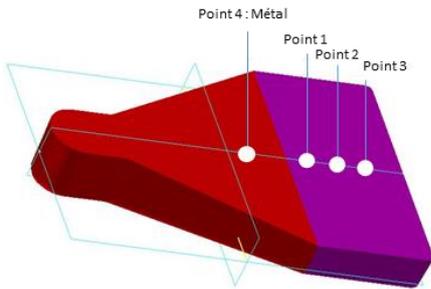


Figure A.21 Modèle numérique ProCast

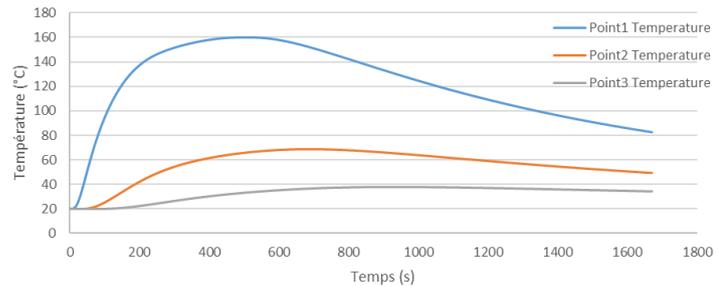


Figure A.22 Simulation : FA plein en Silice

Cet appareillage permettra d'analyser la conductivité thermique d'échantillons réalisés à la main à partir de sable de silice, de poudre d'aluminium, et poudre d'acier.

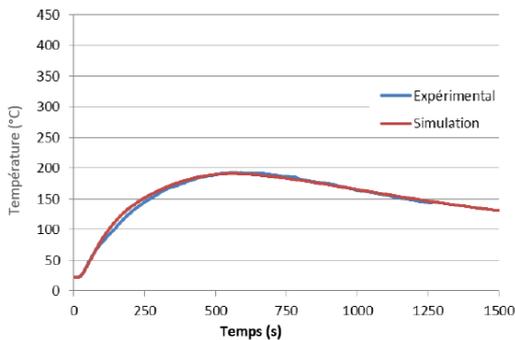


Figure A.23 Thermocouple point 1

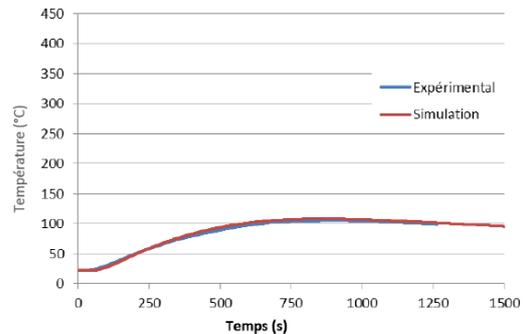


Figure A.24 Thermocouple point 2

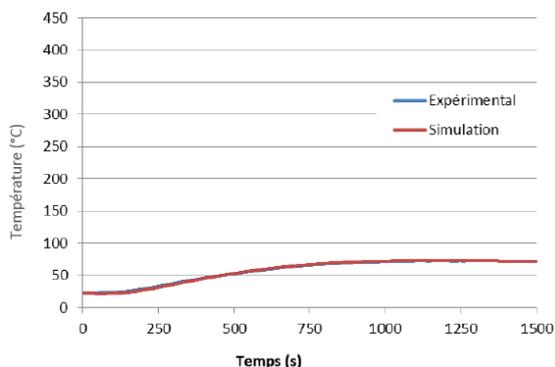


Figure A.25 Thermocouple point 3

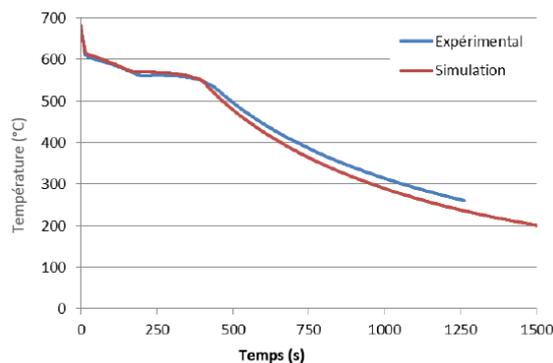


Figure A.26 Thermocouple 4 (métal)

Le premier essai a été réalisé sur l'échantillon de silice réalisé à la main. Le recalage des courbes pour la silice a été réalisé par l'ENSAM et a permis d'obtenir les courbes présentées (figure a.23, figure a.24, figure a.25, figure a.26).

Pour obtenir ces courbes différents coefficients sont choisis : coefficient de refroidissement à l'air est fixé à $20 \text{ W} \cdot \text{mK}^{-1}$, la conductivité thermique dépend de la température (figure a.27), et le coefficient de transfert thermique à l'interface sable/métal (figure a.28).

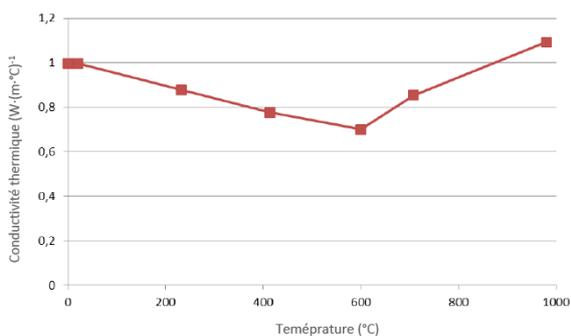


Figure A.27 Conductivité de la silice à température

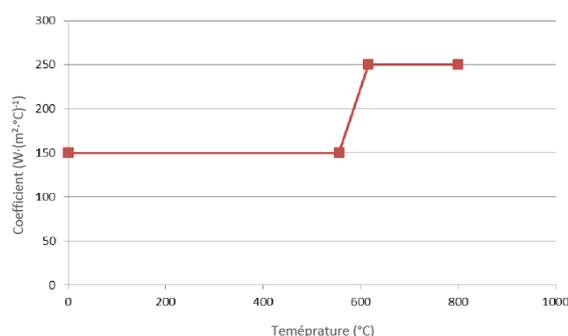


Figure A.28 Coefficient à l'interface à température de la silice

Suite aux coulées les données des thermocouples sont comparées (figure a.29 **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**, figure a.30, figure a.31). On peut constater la plus haute conductivité thermique de l'aluminium, suivie par celle de l'acier, et finalement la silice.

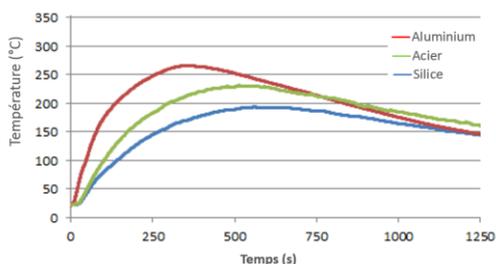


Figure A.29 Point 1 comparaison

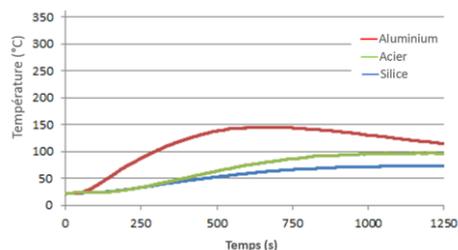


Figure A.30 Point 2 comparaison

Annexe

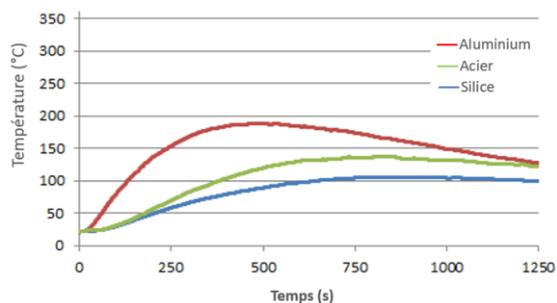


Figure A.31 Point 3 Comparison

Le recalage des courbes pour les moules en aluminium et en acier est réalisé à Centrale Nantes. Pour obtenir le recalage des courbes d'aluminium les paramètres de conductivité thermique, chaleur spécifique, coefficients à l'interface, densité, ont dû être changé (figure a.32).

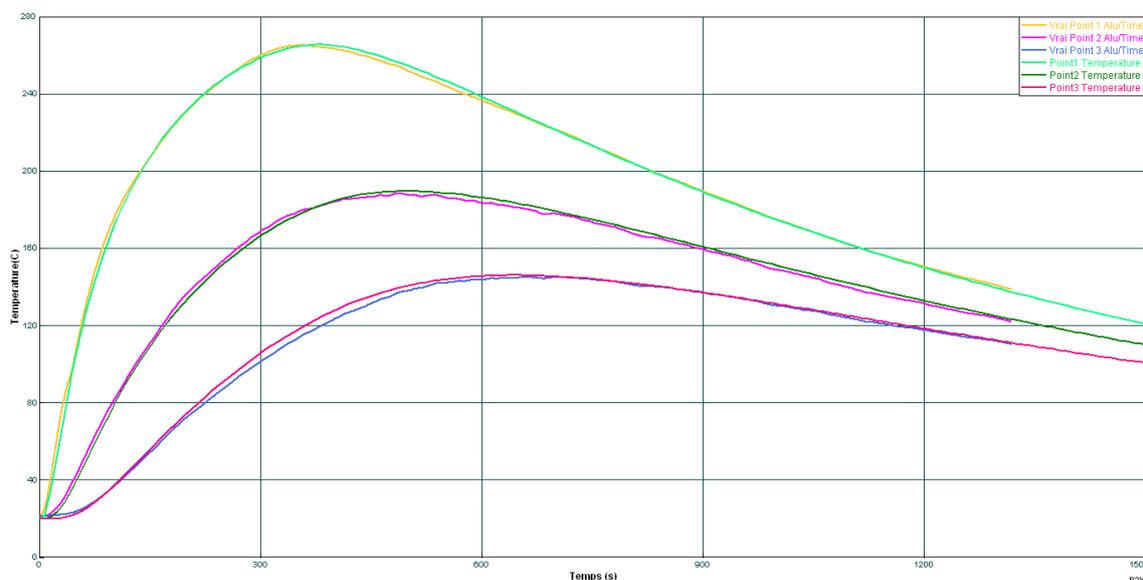


Figure A.32 Recalage des points réels et simulation pour l'aluminium

Les paramètres du matériau sont :

- Densité du matériau : $2\,700 \text{ kg} \cdot \text{m}^3$
- Chaleur spécifique : $650 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$
- Chaleur latente : $398 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$
- Conductivité thermique : $4 \text{ W} \cdot \text{mK}^{-1}$
- Coefficient à l'interface du métal et de l'insert en aluminium : $900 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$
- Coefficient à l'interface de l'aluminium et de l'air : $13,5 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$

Ces paramètres sont supposés constants entre 20 °C et 300 °C .

Le recalage des courbes expérimentales et de simulations de l'acier a permis d'obtenir les courbes de la figure a.33.

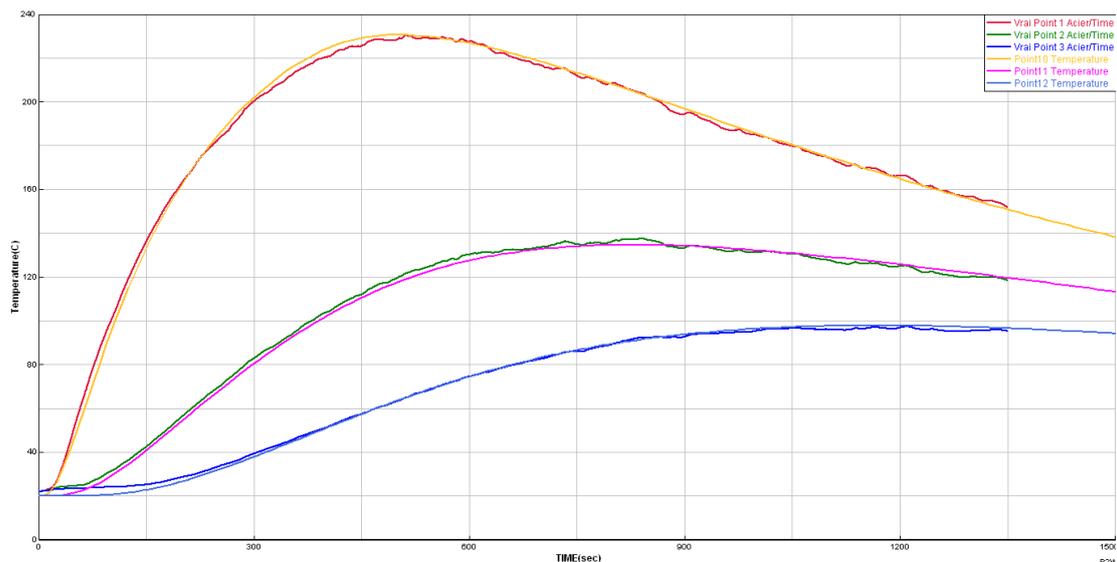


Figure A.33 Recalage des points réels et simulation pour l'acier

Les paramètres du matériau sont :

- Densité du matériau : $7\,800 \text{ kg} \cdot \text{m}^3$
- Chaleur spécifique : $400 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$
- Chaleur latente : $272 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$
- Conductivité thermique : $2,4 \text{ W} \cdot \text{mK}^{-1}$
- Coefficient à l'interface du métal et de l'insert en aluminium : $600 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$
- Coefficient à l'interface de l'aluminium et de l'air : $12,2 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$

Ces paramètres sont supposés constants entre $20 \text{ }^\circ\text{C}$ et $300 \text{ }^\circ\text{C}$.

Conclusion

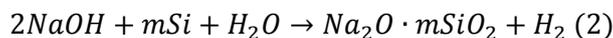
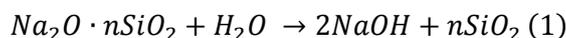
Les méthodes ont chacune leurs avantages et inconvénients. Par exemple, la technique de la plaque chaude gardée tout comme la bande auto échauffante permet de rapidement obtenir la valeur souhaitée. La plaque chaude a le désavantage d'avoir impérativement un échantillon plan. En revanche la bande auto échauffante n'a pas ce désavantage. Néanmoins ces techniques ont leurs limites, comme la taille des grains. Au sujet du LFA, par lui-même il ne peut pas donner une mesure de conduction thermique, il faut coupler le résultat avec le DSC. Or les résultats du DSC sont décevants. Finalement, malgré sa lourdeur de mise en place et le temps passé, **le couplage de la fonderie avec la simulation offre les résultats les plus réalistes et les plus riches.**

A-2 Les données mécaniques

La résistance mécanique des échantillons dépend du type de liant – organique ou inorganique – du taux de liant, et de la méthode de prise. Pour l'application de fonderie sable, il est d'habitude de dimensionner un moule entre 3 MPa et 5 MPa, peu importe le liant, ou sa méthode d'obtention. Comme nos travaux se portent sur le sodium de silicate, nous allons nous concentrer sur celui-ci.

Concernant le sodium de silicate, il peut subir quatre différentes réactions chimiques afin d'agglomérer le sable, (1) hydratation ou déshydratation, (2) la gélification, (3) la précipitation et (4) la modification de charge de surface.

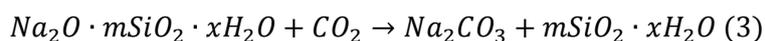
La première réaction étudiée est la déshydratation (1), cette réaction commence à une température supérieure à 90 °C. La transformation se produit en deux temps détaillés par les équations 1 et 2 :



Le sodium de silicate est sous forme cristalline amorphe en dessous de 400 °C et commence à se cristalliser en β - $Na_2Si_2O_5$ [80] ; les propriétés mécaniques commencent à se dégrader aux alentours de cette température [10]. Finalement, le sodium de silicate se liquéfie à 800 °C.

Il est rapporté que l'apport d'énergie peut se faire grâce à un four à convection ou par la radiation d'un four à micro-ondes ; ces deux procédés ont été étudiés dans ce comparatif.

La deuxième réaction étudiée est la gélification (2) par voie de carbone dioxyde, elle se distingue par la création du carbonate de sodium décrite par l'équation 3 :



Le sodium de silicate peut avoir un ratio molaire compris entre 1,5 et 3. Il est rapporté que le ratio idéal pour l'application de moule de fonderie sable se situe entre 2,1 et 2,5 [81]. Woellner a conseillé et fourni le liant Betol 50T et Betol 52T ; ces sodiums de silicate ont un ratio molaire de 2,58 et 2,1 respectivement. Une étude préliminaire a été réalisée afin de cibler un de ces liants.

Les premiers essais ont également comparé la résistance mécanique du Betol 50T et Betol 52T gazé au CO_2 . Les résultats ont indiqué des teneurs mécaniques similaires. Le ratio molaire ne semble pas avoir eu une influence sur les propriétés mécaniques, de ce fait, le choix arbitraire d'utiliser le Betol 52T a été fait.

Des essais préliminaires ont permis de définir une gamme de rapports de résine diluée à rajouter au sable afin d'obtenir un conglomérat suffisamment résistant pour une coulée de fonderie. La résistance à la compression par la mise en forme par CO_2 résulte au mieux à :

- 0,9 MPa avec 6 %
- 2,0 MPa avec 12 %
- 3,0 MPa avec 22 %

Les deux autres types de prises (3) la précipitation et (4) la modification de charge de surface ne sont pas étudiées par choix stratégique (facilité de mise en œuvre).

Un état de l'art concernant les types de prises a permis la réalisation du tableau a.7 **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** qui récapitule les valeurs de compressions citées dans la littérature ; le tableau a.8 fait état pour la flexion.

Valeur	Mise en forme	Source
0,5 MPa	CO ₂	[82]
12 MPa — 14 MPa	Four et micro-onde	[82]
0,1 MPa — 5 MPa	Température entre 20 °C et 800 °C	[10]
0,59 MPa	CO ₂	[83]
0,47 MPa	Air ambiant 2 h	[84]
1,61 MPa	Air ambiant 24 h	[84]
1,36 MPa	Ambient 24 h + 800 °C four 1 h	[84]
0,47 MPa — 2,25 MPa	Divers essais avec particules fines	[84]
2 MPa — 3,4 MPa	air ambiant - différents sable	[85]

Tableau A.7 État de l'art pour la compression

Valeur	Commentaire	Source
0,2 MPa	CO ₂	[82]
3,2 MPa — 3,8 MPa	Four et micro-onde	[82]
0,34 MPa — 0,55 MPa	air ambiant - Différents sable	[85]

Tableau A.8 État de l'art pour la flexion

Il est constaté que les valeurs de résistance mécanique pour la mise e forme par projection de CO₂ sont bien inférieures par rapport aux méthodes de micro-onde et par étuve. La motivation de comparer les propriétés mécaniques après 4 min à 700 watts au micro-ondes et 120 min à 110 °C au four à convection vient de la publication de Stachowisz et al. qui conclut que ces deux protocoles de mise en forme aboutissent aux mêmes propriétés, or la réduction de temps est de x30 [82].

Quatre lots d'éprouvettes ont été fabriqués, chaque lot a été fabriqué en même temps. Ces éprouvettes de géométrie parallélépipédique et de dimension 40 mm x 40 mm x 160 mm ont été fabriqués à la main. Le tassement du sable dans le moule d'éprouvette a été réalisé à la main. Chaque lot d'éprouvettes comprend trois éprouvettes ; préparées avec 1200 g de SiO₂ et 163,63 g de liant. La totalité de la mixture n'a pas été utilisée ; le surplus de mélange a été disposé afin de recommencer avec un lot de sable et liant neufs. La précision de la balance utilisée pour sable est de ± 5 g et la précision de la balance utilisée pour quantité la résine est de ± 0,001 g.

Lot 1 — CO₂

Le traitement au CO₂ est réalisé par intervalle de 5 min ; entre chaque intervalle l'éprouvette est retournée, ceci est répété 3 fois. Le retournement permet d'assurer une pénétration intégrale et homogène du gaz.

Lot 2 - CO₂ + Micro-ondes

Un gazage au CO₂ a été réalisé sur les trois éprouvettes suivant le même protocole que le lot 1. Par la suite une radiation aux micro-ondes a été faite dans un four à micro-ondes d'une puissance de 700 watts. Les éprouvettes sont chauffées par paliers d'une minute pour un total de traitement d'une durée différente - 2 min, 3 min et 4 min - afin d'observer l'évolution des propriétés mécaniques du double traitement.

Les éprouvettes n'ont pas subi le même traitement, car au cours des expériences précédentes il avait été constaté que les propriétés mécaniques étaient dégradées à plus de 10 min de radiation; les éprouvettes avaient perdu de moitié de résistance à la compression.

Il est donc important de comprendre à quel moment les propriétés mécaniques sont dégradées. Ce lot ne présente pas de répétabilité.

Lot 3 — Micro-ondes

Le séchage par radiation a été fait dans un four à micro-ondes avec une puissance de 700 watts. Un temps de 4 min en continu a été choisi. La flexion n'a pas pu être analysé suite à un problème de mise en forme.

Lot 4 — Étuve

Un lot a été étuvé pendant 120 min à 110 °C.

Résultats généraux

Les éprouvettes ont ensuite été cassées par flexion 3 points afin de connaître la contrainte maximale en flexion et d'obtenir deux moitiés. Ces moitiés ont été ensuite cassées en compression. Les mesures de flexion ont été réalisées sur une machine à commande numérique à retour d'effort et les essais de compression sur une machine de compression RP 100 de 3M.

Les résultats des essais de flexion et de compression sont récapitulés dans le tableau a.9.

	Éprouvette	Flexion	Compression
		σ (MPa)	σ (MPa)
Lot 1	1	0,23	0,75
	2	0,33	0,81
	3	0,23	0,81
Lot 2	1 (2 min)	0,82	1,06
	2 (3 min)	0,91	0,88
	3 (4 min)	0,35	0,72
Lot 3	1	-	20,14
	2	-	22,06
	3	-	18,66
Lot 4	1	7,13	13,23
	2	8,16	17,56
	3	7,85	12,25

Tableau A.9 Résultats des essais mécaniques

Conclusions

Le sodium de silicate est le plus résistant avec un traitement par radiation pendant 4 min aux micro-ondes, sans prétraitement au CO₂. Cela signifie que le traitement par radiation doit être fait rapidement après la fabrication pour éviter tout apport naturel de CO₂ présent dans l'air ambiant. L'étuve permet également d'obtenir des valeurs de flexion et compression élevées, mais elles ne sont pas égales. La mise en forme avec le CO₂ a une résistance mécanique plus faible, dont les propriétés peuvent changer pendant et après la mise en forme.

Les éprouvettes du lot 3 (micro-onde) permet des propriétés mécanique d'environ 50 % supérieurs à celle issu du lot 4 (étuve). La différence est significative, l'utilisation de micro-onde serait ainsi préconisé. Or, comme nous voulons utiliser des poudres métalliques elles vont devoir être étuvées. Ainsi les prochaines éprouvettes de sables liés au sodium de silicate seront étuvées ou radiées aux micro-ondes.

A-3 Prise en compte de la dégradation thermique

A-3-1 Introduction

Il a été constaté lors de la coulée des coques en 5 mm une très forte dégradation des propriétés mécaniques du moule en fin de refroidissement (figure a.34). La couleur d'origine du moule est comme la plaque blanchâtre (figure 2.33) et après quelques minutes le moule change en couleur marron. La récupération de l'éprouvette était relativement facile comparée aux autres moules (15 mm et 25 mm), car la coque était friable. Des fissures apparaissent lors du refroidissement, mais cela ne gêne pas la pièce, car elle est déjà durcie lorsque cela arrive.

La résistance du moule après un cycle thermique est importante, car celui-ci indique les propriétés mécaniques du moule après la coulée. C'est la résistance mécanique du moule lors du débouillage.



Figure A.34 Dégradation thermique de la coque 5 mm

Ainsi, le changement de propriété mécanique du moule est étudié avant de proposer une nouvelle méthodologie de conception. Une partie analyse précède la nouvelle méthodologie proposée. Ensuite des essais mécaniques sont réalisés pour vérifier la simulation avec des données terrain pour conclure sur la méthodologie.

L'analyse de la tenue mécanique du silicate de sodium exposé à une température n'est pas nouvelle, en 1982 Yaw W. Owusu a publié la courbe de la figure a.35 [86].

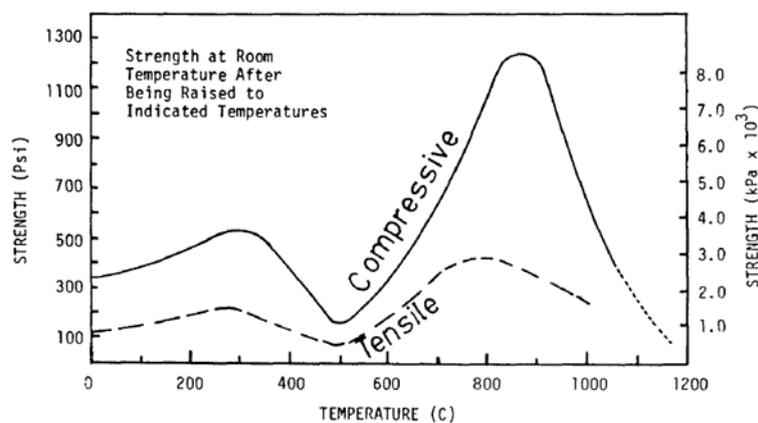


Figure A.35 Résistance mécanique du silicate de sodium à température [86]

Sa conclusion indique que la résistance maximale est obtenue 30 min après avoir été exposé à la chaleur grâce à la synérèse.

A-3-2 Essais mécaniques

Le comportement des liants n'est pas le même à température. Nous allons analyser le comportement du sodium de silicate après une exposition à température. Le choix de se concentrer sur le sodium de silicate a été étayé dans le chapitre *Introduction et État de l'art*.

Un moule ou noyau de fonderie a une résistance mécanique comprise entre 2 MPa et 5 MPa. L'outillage doit être suffisamment résistant pendant la coulée, et faiblement résistant à la fin de coulée lors du débouillage pour faciliter cette étape.

Il est à noter que les critères de dimensionnement dépendent de l'alliage choisi et que le cas d'étude illustre les contraintes liées à la conception pour l'alliage A356.

Une analyse de dégradation thermique d'une éprouvette réalisée par compression est réalisée afin d'obtenir une référence. Les échantillons sont gardés à température ambiante, de ce fait, leur hygrométrie va dépendre de l'humidité du jour. Les échantillons utilisés mesurent 40 mm x 40 mm x 40 mm, ils sont chauffés pendant 5 min à chaque palier. Une attente de 15 min permet le retour de la température à l'ambient avant les analyses en compression (figure a.36).

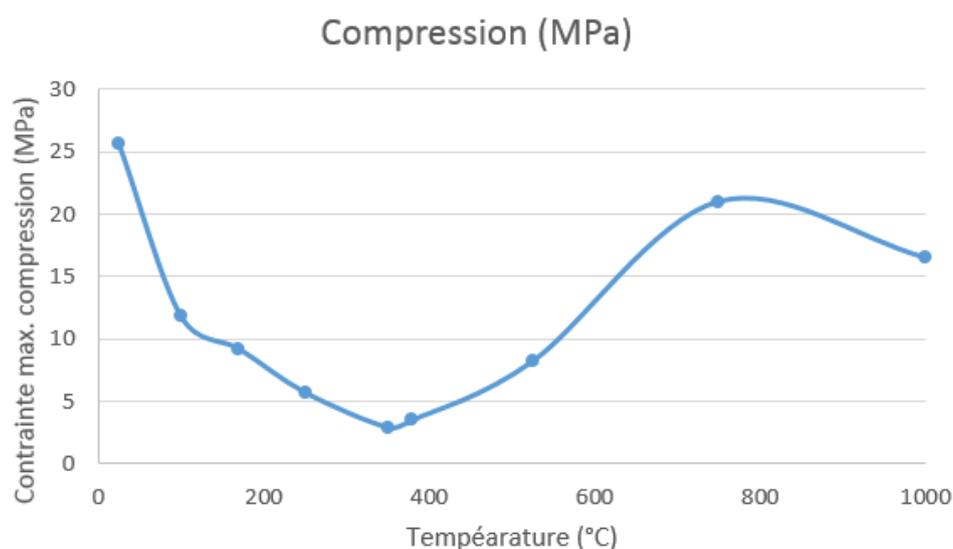


Figure A.36 Dégradation thermique d'une éprouvette réalisée à la main

La résistance mécanique à l'ambient de ce spécimen est d'environ 26 MPa à 20 °C. Cette résistance à la compression chute d'un facteur 10 jusqu'à 2,5 MPa à environ 400 °C. Les propriétés mécaniques reviennent presque à la valeur initiale lorsque la température avoisine les 800 °C. La résistance finit par décroître au-delà.

Il est constaté que la température à cœur de l'échantillon pouvait être différente, un gradient thermique se met en place. De ce fait, les dimensions des prochaines éprouvettes sont réduites à 10 mm x 10 mm x 10 mm.

Les vitesses d'avance et vitesse de projection des buses permettent de déduire un taux de liant à 2 %. Le taux de liant ou le taux de dilution ne sont pas les paramètres que nous voulons étudier. De ce fait, cette valeur à peu d'importance. Ce qui est important est la courbe de résistance mécanique par rapport à la température (figure a.37).

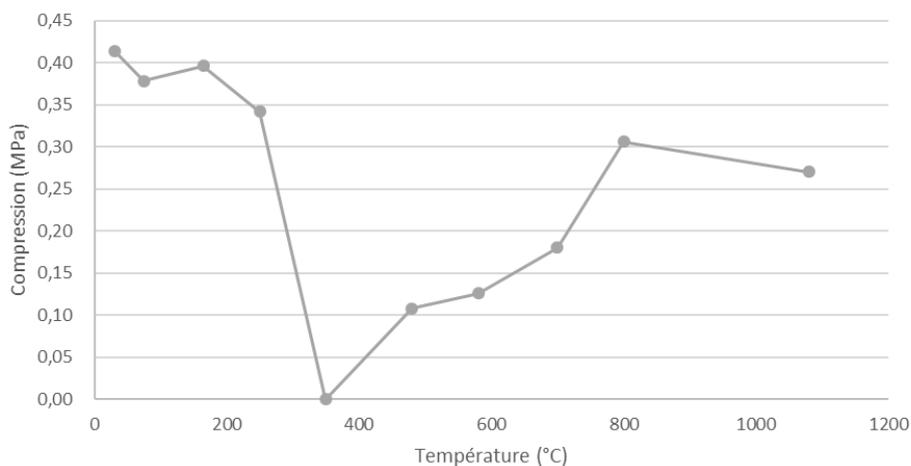


Figure A.37 Résistance à la compression d'éprouvette de fabrication additive avec dégradation thermique

Effectivement, peu importe la quantité de liant ou la dilution du liant, la courbe est la même. Dans le cas de la fabrication additive, la résistance à la compression est de 0,4 MPa à température ambiante. Tout comme le résultat de compression à la main la résistance est au plus bas à presque 400 °C, remonte vers les 800 °C, et finalement décroît à des températures plus élevées. Un changement de structure du matériau se présente à 400 °C et le silicate de soude se liquéfie à 800 °C, ce phénomène est présenté dans ce chapitre section 5-2.

Du point de vue du fondeur, l'augmentation des propriétés mécaniques à haute température peut être néfaste, car il sera plus difficile de débourrer. De ce fait, planifier l'étape de débouillage est important. La température du moule d'aluminium ne dépasse guère les 250 °C, les propriétés mécaniques du moule sont donc atténuées d'un facteur 3. Ainsi on peut comprendre rapidement que le surplus non affecté thermiquement sera plus dur à enlever. Il faut donc réduire l'épaisseur inutile pour se retrouver dans ce cas de figure plus favorable au débouillage.

A-3-3 Méthodologie

La méthodologie de coque à épaisseur variable va donc pouvoir bénéficier de ce nouveau regard sur le maintien à température (figure a.38). L'aspect le plus critique est le fait que le métal n'a pas de résistance mécanique lorsqu'il est liquide, mais il présente un poids et donc des contraintes.

Les objectifs sont multiples :

- Faible déviation géométrique
- Éviter les percées de coulée
- Éviter les points chauds
- Débourrer avant que le moule soit trop dur

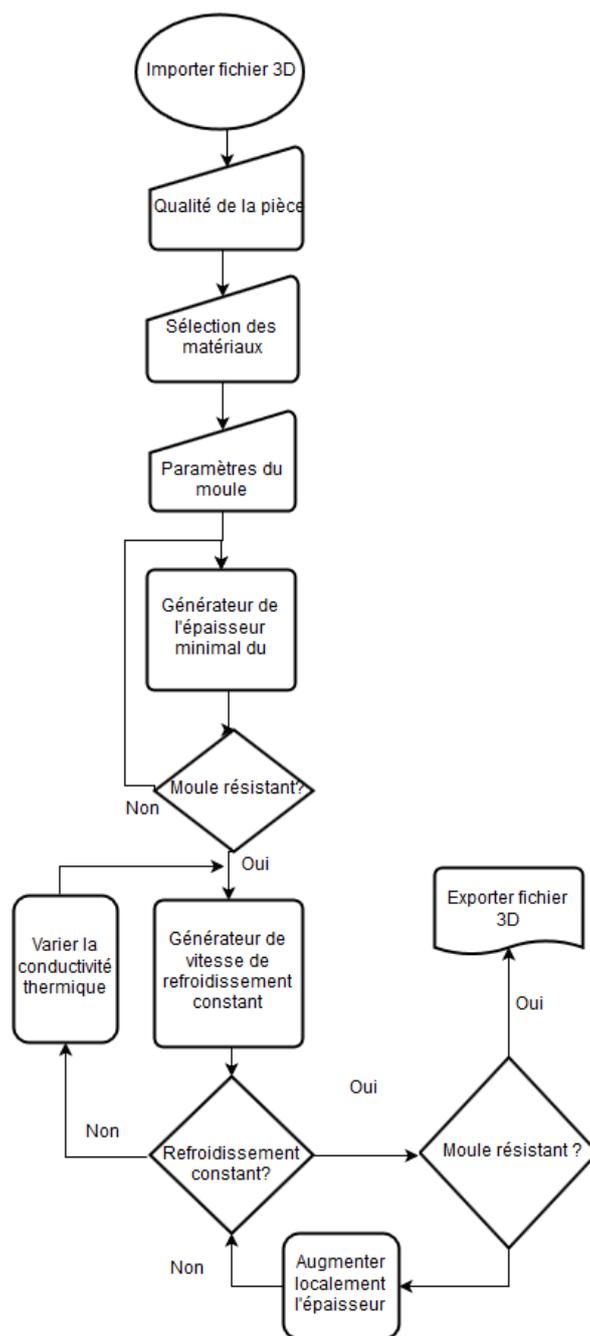


Figure A.38 Méthodologie prenant en compte la dégradation thermique

La résistance mécanique va être au plus faible à une température donnée. Il est possible de retourner à ce point une fois la simulation complètement réalisée. À ce moment, il faut analyser la résistance mécanique afin de confronter la déformation de la pièce finale au cahier des charges.

Plusieurs itérations sont donc nécessaires, car les points chauds n'arrivent pas tous au même moment.

Une épaisseur de 5 mm est rajoutée afin de compenser le manque de résistance mécanique (figure a.39, figure a.40). Une nouvelle simulation de coulée est réalisée une fois que tous les points chauds sont corrigés. Cette étape est importante, car l'ajout de matière change la cinétique de refroidissement ; une simulation pour confirmer les modifications s'impose.

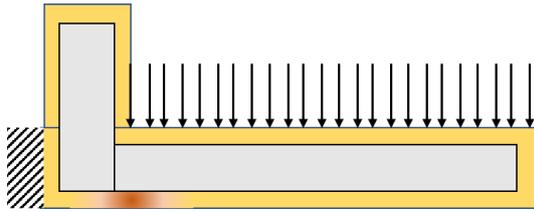


Figure A.39 Schématisation d'une éprouvette en porte à faux

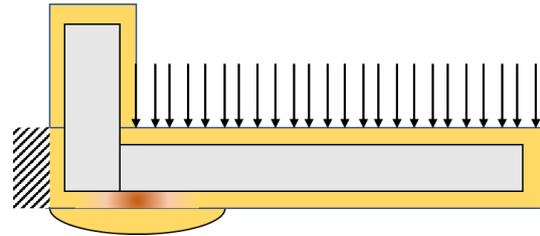


Figure A.40 Schématisation d'une éprouvette en porte à faux avec rajout local de matière

A-3-4 Conclusion

La méthodologie expose le comportement mécanique du liant lorsqu'il est exposé à une température. Ce phénomène thermique est pris en compte lors du dimensionnement du moule pour éviter les percées de coulé et faciliter de débouillage.

Des coulées réelles restes à venir pour comparer les résultats numériques.

A-4 Effet de la taille de grains

Pour répondre à la question de l'épaisseur minimale du moule, la réflexion de la fonction du moule s'impose. Le moule doit répondre à trois critères, 1) la fidélité de la topologie, 2) la résistance mécanique, 3) une cinématique thermique cohérente.

Dans un premier temps, explorons brièvement la fidélité de la topologie. Cette notion implique que la géométrie du moule soit celle de la pièce métallique convoitée. L'état de surface et la précision de la géométrie peuvent être impactés entre autres par le diamètre du sable. Effectivement, le sable en FA est souvent plus fin que celui utilisé en fonderie sable. La figure a.41 permet d'illustrer la différence sur la géométrie avec des grains de sable à 1 mm et une autre configuration avec des grains de 0,1 mm de diamètres avec la figure a.42. Il est évident qu'un sable d'une finesse plus fine va permettre de mieux épouser la forme du modèle (moulage traditionnel) ou fabriquer un moule d'une meilleure précision (FAI).

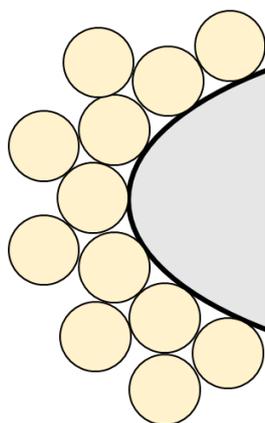


Figure A.41 Sphères de diamètre 1 mm sur une topologie



Figure A.42 Sphères de diamètre 0,1 mm sur une topologie

Dans le cadre de la fabrication additive sur lit de poudre la répartition granulométrique va impacter la résolution sur les axes X et Y. De plus, comme l'épaisseur de couche ne peut pas être inférieure au grain le plus gros cela va également impacter l'axe Z, comme illustré par la figure a.43. Il est schématisé en bleu la pièce en cours de fabrication grâce aux outils 1 et 2. L'outil 1 dépose des grains et l'outil 2 égalise la couche suivant la direction d'avancement de gauche à droite, le grain de diamètre supérieur va rendre la fabrication impossible ou des défauts seront présents.

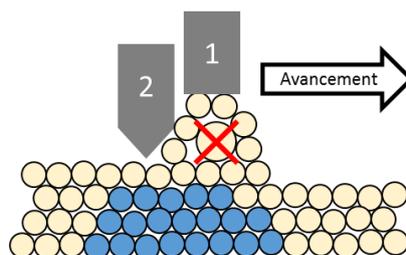


Figure A.43 Schématisation d'une fabrication par lit de poudre

A-5 Refroidissement du moule forcé et humide

Les fonderies ne sont pas climatisées et donc dépendent de la météo. La température et l'hygrométrie vont influencer le refroidissement. Plus le moule et l'air sont froids, plus le moule va pouvoir stocker de l'énergie. L'hygrométrie ambiante influence également le transfert calorifique, car plus de l'eau est présente dans l'air, plus l'air va pouvoir stocker de l'énergie (figure a.44). Ce phénomène est expliqué par le changement de la capacité thermique de l'air (figure a.45).

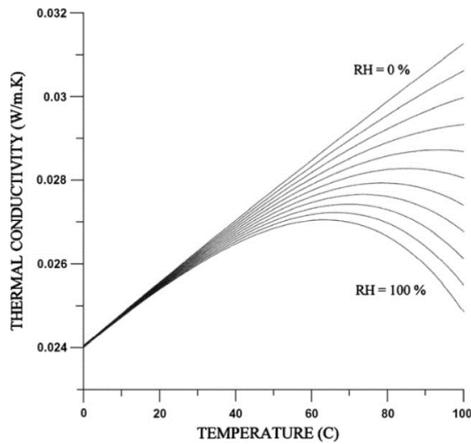


Figure A.44 Conductivité thermique de l'air humide à température [87]

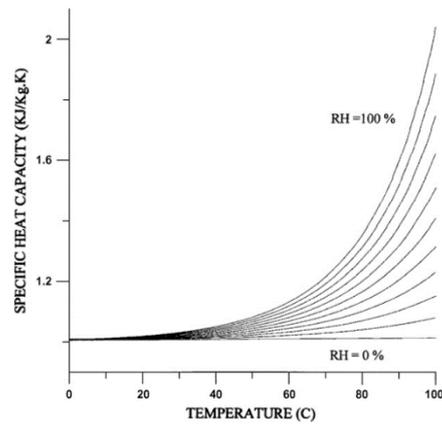


Figure A.45 Capacité thermique de l'air à température [87]

De plus, le moule peut être refroidi par un courant d'air, soit en augmentant la vitesse de l'air. L'utilisation d'un courant d'air est appelée convection forcée en mécanique des fluides. Ce phénomène doit être utilisé de manière contrôlée, car le flux d'air autour d'un objet ne va pas refroidir le moule de manière homogène (figure a.46).

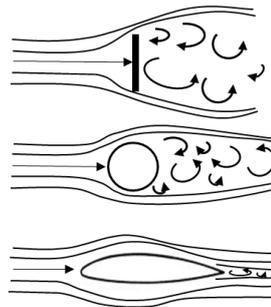


Figure A.46 Flux d'air autour de forme différente

La prise en compte de la convection forcée sur un moule réduit à une coque est d'autant plus délicate, car la moindre variation des hypothèses de simulation va engendrer une modification sur la cinématique de refroidissement. L'optimisation par augmentation du flux d'air peut être une thèse à part entière.

Bibliographie

- [1] Agence Nationale de la Recherche, “Plan d’action 2018,” Paris, 2017.
- [2] E. Besson, “Les technologies clés : une prospective et un éclairage pour des décisions,” *Ministère de l’économie, des finances et de l’industrie*, 2015.
- [3] P. Cuenin, “Industrie de la fonderie,” *Techniques de l’ingénieur Fonderies et moulages : aspects généraux*, vol. base docum, 1994.
- [4] American Foundry Society, “Industry Statistics.” [Online]. Available: <https://www.afsinc.org/industry-statistics>. [Accessed: 19-Feb-2019].
- [5] “Panorama économique,” *Fédération Forge et Fonderie*, 2018. [Online]. Available: <https://www.forgefonderie.org/fr/forge-fonderie/panorama-economique>. [Accessed: 27-Sep-2018].
- [6] 49th Census of World Casting Production, “Modest Growth in Worldwide Casting Market,” *Modern Casting*, pp. 26–31, 2015.
- [7] 50th Census of World Casting Production, “Global Casting Production Stagnant,” 2016.
- [8] “Formaldehyde, 2-Butoxyethanol and 1-tert-Butoxypropan-2-ol,” *IARC Monographs on the Evaluation of Carcinogenic Risks to Humans*, vol. 88, no. International Agency for Research on Cancer, 2006.
- [9] Comité technique national des industries de la Métallurgie, “Prévention des risques chimiques en fonderie,” *INRS*, no. R456, pp. 1–12, 2011.
- [10] I. Izdebska-Szanda, M. Angrecki, and S. Matuszewski, “Investigating of the Knocking Out Properties of Moulding Sands with New Inorganic Binders Used for Castings of Non-ferrous Metal Alloys in Comparison with the Previously Used,” *Archives of Foundry Engineering*, vol. 12, no. 2, pp. 117–120, 2012.
- [11] J. E. Blather, “Manufacture of contour relief maps,” 473,901, 1892.
- [12] R. Baker, “Method of Making Decorative Articles,” 1,533,300, 1925.
- [13] H. Kodama, “Automatic method for fabricating a three-dimensional plastic model with photo-hardening polymer,” *Review of Scientific Instruments*, vol. 52, no. 11, pp. 1770–1773, 1981.
- [14] J.-C. Andre, A. Le Mehaute, and O. De Witte, “Dispositif pour realiser un module de piece industrielle,” 2 537 668, 1984.
- [15] E. Le Braz, “On a retrouve les vrais inventeurs de l’imprimante 3D,” 2014. [Online]. Available: <https://www.capital.fr/economie-politique/on-a-retrouve-les-vrais-inventeurs-de-l-imprimante-3d-912430>. [Accessed: 25-Jan-2019].
- [16] C. W. Hull, “Apparatus for production of three-dimensional objects by stereolithography,” 4,575,330, 1984.
- [17] F. Laverne, F. Segonds, and P. Dubois, *Fabrication Additive : principes généraux*

- Techniques de l'Ingénieur*, Vol. BM701. 2016.
- [18] J. Mun, B. G. Yun, J. Ju, and B. M. Chang, "Indirect additive manufacturing based casting of a periodic 3D cellular metal - Flow simulation of molten aluminum alloy," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 17, pp. 28–40, 2015.
- [19] T. A. Le Néel, P. Mognol, and J.-Y. Hascoët, "Design methodology for variable shell mould thickness and thermal conductivity additively manufactured," *Welding in the World*, vol. 62, no. 5, pp. 1059–1072, 2018.
- [20] American Foundry Society, "About Metalcasting." [Online]. Available: <https://www.afsinc.org/about-metalcasting>. [Accessed: 06-Mar-2019].
- [21] American Foundry Society, "Importance of Metalcasting." [Online]. Available: <https://www.afsinc.org/importance-metalcasting-0>. [Accessed: 06-Mar-2019].
- [22] T. Wohlers, *Wohlers report 2016*. Wohlers Associates, Inc, 2016.
- [23] T. Wohlers, *Wohlers report 2018*. Wohlers Associates, Inc, 2018.
- [24] M. Shanler and P. Basiliere, "Hype Cycle for 3D Printing, 2017." Gartner report, 2017.
- [25] A. Rosochowski and A. Matuszak, "Rapid tooling: the state of the art," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 106, no. 1–3, pp. 191–198, 2000.
- [26] M. Chhabra and R. Singh, "Rapid casting solutions: a review," *Rapid Prototyping Journal*, vol. 17, no. 5, pp. 328–350, 2011.
- [27] H. Bonnefoy, "Mould design method with sand 3D printing," 2014.
- [28] T. A. Le Néel, P. Mognol, and J. Y. Hascoët, "A review on additive manufacturing of sand molds by binder jetting and selective laser sintering," *Rapid Prototyping Journal*, vol. 24, no. 8, pp. 1325–1336, 2018.
- [29] J.-W. Kang and Q.-X. Ma, "The role and impact of 3D printing technologies in casting," *China Foundry*, vol. 14, no. 3, pp. 157–168, 2017.
- [30] M. Upadhyay, T. Sivarupan, and M. El Mansori, "3D printing for rapid sand casting—A review," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 29, pp. 211–220, 2017.
- [31] P. Hackney and R. Wooldridge, "Optimisation of Additive Manufactured Sand Printed Mould Material for Aluminium Castings," *Procedia Manufacturing*, vol. 11, no. June, pp. 457–465, 2017.
- [32] G. Casalino, L. A. C. De Filippis, and A. Ludovico, "A technical note on the mechanical and physical characterization of selective laser sintered sand for rapid casting," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 166, no. 1, pp. 1–8, 2005.
- [33] D. a. Snelling, R. Kay, a. Druschitz, and C. B. Williams, "Mitigating Gas Defects in Castings Produced from 3D Printed Molds," *117th Metalcasting Congress*, pp. 3–9, 2012.
- [34] D. Snelling, C. B. Williams, and A. P. Druschitz, "A Comparison of Binder Burnout and Mechanical Characteristics of Printed and Chemically Bonded Sand Molds," *SFF*

- Symposium*, no. Figure 1, pp. 197–209, 2014.
- [35] D. Snelling, H. Blount, C. Forman, K. Ramsburg, A. Wentzel, C. Williams, and A. Druschitz, “The Effects of 3D Printed Molds on Metal Castings,” *Solid Freeform Fabrication Symposium*, pp. 827–845, 2013.
- [36] S. Wen, Q. Shen, Q. Wei, C. Yan, W. Zhu, Y. Shi, J. Yang, and Y. Shi, “Material optimization and post-processing of sand moulds manufactured by the selective laser sintering of binder-coated Al₂O₃ sands,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 225, pp. 93–102, 2015.
- [37] Y. Bai and C. B. Williams, “An exploration of binder jetting copper,” *Rapid Prototyping Journal*, vol. 21, no. 2, pp. 177–185, 2015.
- [38] J. Tóth, J. T. Svidró, A. Diószegi, and D. Stevenson, “Heat absorption capacity and binder degradation characteristics of 3D printed cores investigated by inverse fourier thermal analysis,” *International Journal of Metalcasting*, vol. 10, no. 3, pp. 276–288, 2016.
- [39] N. Coniglio, T. Sivarupan, and M. El Mansori, “Investigation of process parameter effect on anisotropic properties of 3D printed sand molds,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017.
- [40] R. Ramakrishnan, B. Griebel, W. Volk, D. Günther, and J. Günther, “3D Printing of Inorganic Sand Moulds for Casting Applications,” *Advanced Materials Research*, vol. 1018, pp. 441–449, 2014.
- [41] H. Shangguan, J. Kang, C. Deng, Y. Hu, and T. Huang, “3D-printed shell-truss sand mold for aluminum castings,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 250, pp. 247–253, 2017.
- [42] H. Shangguan, J. Kang, C. Deng, J. Yi, Y. Hu, and T. Huang, “3D-printed rib-enforced shell sand mold for aluminum castings,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 96, no. 5–8, pp. 2175–2182, 2018.
- [43] C.-Y. Deng, J.-W. Kang, H.-L. Shangguan, T. Huang, X.-P. Zhang, Y.-Y. Hu, and T.-Y. Huang, “Insulation effect of air cavity in sand mold using 3D printing technology,” *China Foundry*, vol. 15, no. 1, pp. 37–43, 2018.
- [44] C. Deng, J. Kang, H. Shangguan, Y. Hu, T. Huang, and Z. Liu, “Effects of hollow structures in sand mold manufactured using 3D printing technology,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 255, pp. 516–523, 2018.
- [45] S. R. Sama, J. Wang, and G. Manogharan, “Non-conventional mold design for metal casting using 3D sand-printing,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 34, no. January, pp. 765–775, 2018.
- [46] E. S. Almaghariz, “Determining When to Use 3D Sand Printing: Quantifying the Role of Complexity By Eyad S . Almaghariz A thesis Submitted in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of Master of Science in the,” no. May, 2015.
- [47] E. S. Almaghariz, B. P. Conner, L. Lenner, R. Gullapalli, G. P. Manogharan, B.

- Lamoncha, and M. Fang, "Quantifying the role of part design complexity in using 3d sand printing for molds and cores," *International Journal of Metalcasting*, vol. 10, no. 3, pp. 240–252, 2016.
- [48] D. Joshi and B. Ravi, "Quantifying the shape complexity of cast parts," *Computer-Aided Design and Applications*, vol. 7, no. 5, pp. 685–700, 2010.
- [49] S. Dalquist and T. Gutowski, "Life Cycle Analysis of Conventional Manufacturing Techniques: Sand Casting," *Manufacturing Engineering and Materials Handling Engineering*, vol. 2004, no. Figure 1, pp. 631–641, 2004.
- [50] S. Meteyer, X. Xu, N. Perry, and Y. F. Zhao, "Energy and material flow analysis of binder-jetting additive manufacturing processes," *Procedia CIRP*, vol. 15, pp. 19–25, 2014.
- [51] L. Y. Zhang, Y. H. Jiang, Z. Ma, S. F. Shan, Y. Z. Jia, C. Z. Fan, and W. K. Wang, "Effect of cooling rate on solidified microstructure and mechanical properties of aluminium-A356 alloy," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 207, no. 1–3, pp. 107–111, 2008.
- [52] R. Chen, Y. F. Shi, Q. Y. Xu, and B. C. Liu, "Effect of cooling rate on solidification parameters and microstructure of Al-7Si-0.3Mg-0.15Fe alloy," *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, vol. 24, no. 6, pp. 1645–1652, 2014.
- [53] M. Tupaj, A. W. Orłowski, M. Mrz, A. Trytek, and O. Markowska, "The Effect of Cooling Rate on Properties of Intermetallic Phase in a Complex Al-Si Alloy," *Archives of Foundry Engineering*, vol. 16, no. 3, pp. 125–128, 2016.
- [54] Z. W. Chen, J. S. Li, W. Q. Jie, L. Liu, and H. Z. Fu, "Solidification behaviour of Al-7%Si-Mg casting alloys," *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, vol. 15, no. 1, pp. 40–44, 2005.
- [55] C. Yan, L. Hao, A. Hussein, P. Young, J. Huang, and W. Zhu, "Microstructure and mechanical properties of aluminium alloy cellular lattice structures manufactured by direct metal laser sintering," *Materials Science and Engineering A*, vol. 628, pp. 238–246, 2015.
- [56] J. I. Cho and C. W. Kim, "The relationship between dendrite arm spacing and cooling rate of Al-Si casting alloys in high pressure die casting," *International Journal of Metalcasting*, vol. 8, no. 1, pp. 49–55, 2014.
- [57] S. C. Sun, B. Yuan, and M. P. Liu, "Effects of moulding sands and wall thickness on microstructure and mechanical properties of Sr-modified A356 aluminum casting alloy," *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, vol. 22, no. 8, pp. 1884–1890, 2012.
- [58] K. C. B. K. C. Bala, "Investigation on the Rate of Solidification and Mould Heating in the Casting of Commercially Pure Aluminium in Permanent Moulds of varying Thicknesses," *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering*, vol. 6, no. 1, pp. 33–37, 2013.
- [59] K. C. Bala and R. H. Khan, "Experimental Determination Of The Effect Of Mould

Bibliographie

- Thickness On The Solidification Time Of Aluminium Alloy (Al-Mn-Ni -Si) Casting In Rectangular Metallic Moulds,” *International journal of engineering research & technology*, no. August, 2015.
- [60] P. K. Krajewski, G. Piwowarski, and J. S. Suchy, “Thermal Conductivity of the Green-Sand Mould Poured with Copper,” *A R C H I V E S o f F O U N D R Y E N G I N E E R I N G*, vol. 14, no. 4, pp. 67–70, 2014.
- [61] X. Wang, “Thermal physical and mechanical properties of raw sands and sand cores for aluminum casting,” no. December, p. 134, 2014.
- [62] P. K. Krajewski and G. Piwowarski, “Range of thermal conductivity changes of wet green foundry sand during casting solidification,” *Archives of Metallurgy and Materials*, vol. 60, no. 3B, pp. 2391–2395, 2015.
- [63] J. Zych, J. Mocek, T. Snopkiewicz, and Jamrozowicz, “Thermal conductivity of moulding sand with chemical binders, attempts of its increasing,” *Archives of Metallurgy and Materials*, vol. 60, no. 1, pp. 351–357, 2015.
- [64] M. Shabani and A. Mazahery, “Prediction of mechanical properties of cast A356 alloy as a function of microstructure and cooling rate,” *Archives of Metallurgy and Materials*, vol. 56, no. 3, pp. 671–675, 2011.
- [65] G. Hodgson, A. Ranelluci, and J. Moe, “Slic3r Manual.” [Online]. Available: <https://manual.slic3r.org/expert-mode/print-settings#infill-patterns>. [Accessed: 02-May-2019].
- [66] Cimex, “Foundry Chaplets.” .
- [67] Bureau of Ships, “Foundry Manual,” *Navy Department, Washington 25, D.C.* 1958.
- [68] R. W. Heine, *Principles of Metal Casting*, 2Rev Ed. McGraw-Hill Education, 1976.
- [69] K. D. Carlson and C. Beckermann, “Prediction of shrinkage pore volume fraction using a dimensionless Niyama criterion,” *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, vol. 40, no. 1, pp. 163–175, 2009.
- [70] E. Liotti and B. Previtali, “Study of the validity of the Niyama criteria function applied to the alloy AlSi7Mg,” *Metallurgia Italiana*, vol. 98, no. 9, pp. 33–37, 2006.
- [71] J. M. Collin, G. Mauvoisin, O. Bartier, R. El Abdi, and P. Pilvin, “Experimental evaluation of the stress-strain curve by continuous indentation using different indenter shapes,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 501, no. 1–2, pp. 140–145, 2009.
- [72] T. A. Le Néel, P. Mognol, and J.-Y. Hascoët, “Design for Additive Manufacturing: Multi Material Sand Mold,” *Rapid & TCT*, 2018.
- [73] M. E. Brown, *Handbook of Thermal Analysis and Calorimetry: Principles and practices*. Elsevier, 1998.
- [74] Linseis, “Manual Transient Hot Bridge THB100.” 2017.

Bibliographie

- [75] The Engineering Toolbox, "Water Vapor - Specific Heat," 2005. [Online]. Available: https://www.engineeringtoolbox.com/water-vapor-d_979.html. [Accessed: 01-Mar-2019].
- [76] P. Linstrom and W. G. Mallard, *Water*. NIST Chemistry WebBook, 2003.
- [77] Azo Materials, "Silica - Silicon Dioxide (SiO₂)."
[Online]. Available: <https://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=1114>. [Accessed: 01-Mar-2019].
- [78] N. W. McCready, "Specific Heats of Sodium Silicate Solutions," *Industrial & Engineering Chemistry*, vol. 43, no. 5, pp. 1154–1159, 1840.
- [79] R. H. Perry, D. W. Green, and J. O. Maloney, *Perry's Chemical Engineer's Handbook*. New York, 2015.
- [80] R. Subasri and H. Näfe, "Phase evolution on heat treatment of sodium silicate water glass," *Journal of Non-Crystalline Solids*, vol. 354, no. 10–11, pp. 896–900, 2008.
- [81] A. Rabbii, "Sodium Silicate Glass as an Inorganic Binder in Foundry Industry," *Iranian Polymer Journal*, vol. 10, no. 4, pp. 229–235, 2001.
- [82] M. Stachowicz, K. Granat, D. Nowak, and K. Haimann, "Effect of hardening methods of moulding sands with water glass on structure of bonding bridges," *Archives of Foundry Engineering*, vol. 10, no. 3, pp. 123–128, 2010.
- [83] V. VenkataRamana, "Process parameter optimization of CO₂ cured sodium silicate moulding process for better compression strength," *International journal of latest trends in Engineering and technology (IJLTET)*, vol. 6, no. 3, pp. 549–555, 2016.
- [84] J. Wang, Z. Fan, and H. Wang, "An improved sodium silicate binder modified by ultra-fine powder materials," *Research & ...*, vol. 4, no. 1, 2007.
- [85] V. LaFay, "Application of No-Bake Sodium Silicate Binder Systems," *International journal of metalcasting*, no. Summer, pp. 19–26, 2012.
- [86] A. Owusu, Yaw, "Physical - Chemical study of sodium silicate as a foundry sand binder," *Advances in Colloid and Interface Science*, vol. 18, pp. 57–91, 1982.
- [87] P. T. Tsilingiris, "Thermophysical and transport properties of humid air at temperature range between 0 and 100 ° C," vol. 49, pp. 1098–1110, 2008.

Titre : Nouvelles méthodologies de conception de moules et noyaux architecturés de fonderie sable fabriqués par fabrication additive

Mots clés : Fabrication additive, Impression 3D, fonderie, conception pour la fabrication additive, optimisation, simulation, DFAM

Résumé : La fabrication additive impacte les savoirs faire traditionnels du métier de fondeur. Des nouvelles machines déposant couche par couche sable et liant permettent une fabrication d'outillage de fonderie sur mesure, unitaire et plus complexe. Dans le cadre de la présente thèse, on s'intéresse au développement de nouvelles méthodologies de conception des moules et des noyaux de fonderie sable.

La réflexion prend en compte le domaine de conception mécanique, les contraintes, l'obtention d'une pièce optimisée, les contraintes des techniques de fabrication additive et de fonderie.

Un premier chapitre fait un état de l'art de la technique, indiquant que des opportunités de recherches sont à saisir.

Le deuxième chapitre propose une méthodologie de conception d'optimisation -

- de la masse et maîtrise du refroidissement du moule par la variation de l'épaisseur et conductivité thermique locale du moule.

Un troisième chapitre s'intéresse à l'impact thermique de l'architecture des parois.

Le quatrième chapitre offre une méthodologie de conception en grappe, permettant d'optimiser la compacité du bac de fabrication. Cette méthode s'intéresse à l'imbrication du jet de coulée.

Enfin, le cinquième chapitre propose de pallier le problème des points chauds grâce à la fabrication additive multimatériaux.

Pour argumenter ces chapitres, des essais de conductivité thermique, de résistance mécanique, des simulations, des fabrications, coulées, et analyses sont réalisés.

Ainsi, ces nouvelles règles métiers bénéficieront aux fondeurs de demain.

Title : Novel design methodology of architecture foundry sand molds and cores by additive manufacturing

Keywords : Additive manufacturing, 3D printing, foundry, design for additive manufacturing, optimization, simulation, DFAM

Abstract : Additive manufacturing impacts the traditional skills of the foundry profession. New machines depositing layer by layer sand and binder allow a manufacturing of custom foundry tools, unitary, and more complex. In this thesis, we are interested in the development of new methodologies for the design of molds and cores for sand foundries.

The reflection takes into account the geometrical design, the design constraints, the constraints of additive manufacturing and foundry techniques.

A first chapter describes the state of the art, indicating that research opportunities are to be seized.

The second chapter proposes a design methodology for optimizing the mass and controlling the mold's cooling speed by varying -

- the thickness and local thermal conductivity of the mold. A third chapter deals with the study of the thermal impact by the architecture of the walls. The fourth chapter offers a cluster design methodology, allowing the optimization of the compactness of the manufacturing build volume. This method also proposes a novel design by nesting the casting sprues.

Finally, the fifth chapter proposes to overcome the problem of hot spots by using multi-material additive manufacturing. To support these chapters, tests of thermal conductivity, mechanical resistance, simulations, manufacturing, casting, and analyzes are carried out.

Thus, these new manufacturing guidelines will benefit the founders of tomorrow.