

<b>Titre:</b>	Développement et optimisation d'un procédé de mise en forme par injection d'une pièce complexe à épaisseur variable en matériaux composites
<b>Auteur:</b>	Jean-François Désilets
<b>Date:</b>	2011
<b>Type:</b>	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
<b>Référence:</b>	Désilets, J.-F. (2011). Développement et optimisation d'un procédé de mise en forme par injection d'une pièce complexe à épaisseur variable en matériaux composites [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <a href="https://publications.polymtl.ca/712/">https://publications.polymtl.ca/712/</a>
Citation:	

## Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/712/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de recherche:** François Trochu, & Edu Ruiz  
Advisors:

**Programme:** Génie mécanique  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

DÉVELOPPEMENT ET OPTIMISATION D'UN PROCÉDÉ DE MISE EN FORME PAR  
INJECTION D'UNE PIÈCE COMPLEXE À ÉPAISSEUR VARIABLE EN MATÉRIAUX  
COMPOSITES

JEAN-FRANÇOIS DÉSILETS  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
DÉCEMBRE 2011

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

DÉVELOPPEMENT ET OPTIMISATION D'UN PROCÉDÉ DE MISE EN FORME PAR  
INJECTION D'UNE PIÈCE COMPLEXE À ÉPAISSEUR VARIABLE EN MATÉRIAUX  
COMPOSITES

présenté par :DÉSILETS Jean-François

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès Sciences Appliquées  
a été dûment accepté par le jury constitué de :

M. RAISON Maxime, Ph.D., président.

M. RUIZ Eduardo Antonio Julian, Ph.D., membre et directeur de recherche.

M. TROCHU François, Ph.D., membre et codirecteur de recherche.

M. TURENNE Sylvain, Ph.D., membre.

*À mon père, Jean-Luc,*

## Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués au sein de la Chaire de Recherche sur les Composites à Haute Performance de l'École Polytechnique de Montréal. L'auteur tient à remercier tous ceux qui ont permis et participé à la réalisation de ce projet.

En premier lieu, je tiens à exprimer ma reconnaissance à mon directeur Dr. Edu Ruiz et mon co-directeur Dr. François Trochu pour m'avoir donné l'opportunité d'évoluer dans un laboratoire de recherche avancée en matériaux composites. Je tiens aussi à les remercier pour leur support et leur confiance qui m'ont grandement aidé à terminer cet ouvrage.

Je tiens également à remercier mes nombreux collègues de la chaire de recherche pour leur appui et leurs judicieux conseils. Plus particulièrement, je voudrais remercier Paul Trudeau pour toutes les connaissances qu'il a su me transmettre au cours de mes travaux. Je tiens également à remercier Saul Vasco pour la mise en oeuvre des plans d'expérience, Matthieu Sola, Edith Roland Fotsing, François Lebel, Vincent Achim, Bruno Croteau-Labouly pour leurs conseils, leur soutien et leur aide précieuse. Enfin, je veux aussi remercier Alex Bourgeois et Christian-Charles Martel, qui m'ont toujours donné un appui technique efficace. Je tiens à remercier tout particulièrement Robin Dubé pour toute l'aide apportée, ses judicieux conseils et son soutien constant et inconditionnel tout au long de la réalisation de ce projet. Enfin, mes remerciements vont aussi à l'endroit du Dr. Sylvain Turenne et Dr. Maxime Raison pour avoir accepté d'être membres de mon jury.

## Résumé

Dans le cadre des travaux de recherche de la Chaire sur les composites à haute performance (CCHP) et dans une optique de réduction des coûts de fabrication, une évolution du procédé d'infusion a été développée ainsi qu'un nouveau type de moule d'injection. Ceux-ci ont été développés dans l'optique de fabrication de pièces de petites et moyennes dimensions applicables à l'industrie des sports et de l'automobile. Ces nouvelles avancées technologiques ont pour objectif principal de diminuer les coûts de fabrication de pièces complexes en matériaux composites. Un procédé permettant une réduction des étapes d'assemblage est d'abord proposée, permettant une réduction du coût de la main d'oeuvre. En utilisant une vessie sacrificielle fermée, cette nouvelle technique permet de fabriquer en une seule infusion une pièce qui autrement devrait être infusée en deux parties, nécessitant du même coup une étape d'assemblage. Le développement d'un nouveau type de moule permet de réduire le coût de fabrication des moules RTM. Ce moule est composé d'une paroi semi-rigide soutenue par une masse de poudre céramique de Silicate d'Aluminium et dont la forme, qui est modifiable, est maintenue par l'application d'une pression de vide.

Une série d'essais préliminaires ont permis de démontrer la faisabilité du procédé d'infusion sur vessie sacrificielle fermée. Plusieurs pièces ont été fabriquées, permettant une sélection adéquate du matériel composant la vessie. Cette nouvelle approche sera ensuite utilisée pour fabriquer des pièces adaptées aux besoins de la recherche industrielle, soit des pales d'éolienne d'une longueur de 1,5 m. Le moule permettant de fabriquer ces pièces est fondé sur un nouveau concept à base de poudres sous vide. Une sélection des grains et une série d'essais mécaniques ont permis de déterminer qu'une poudre céramique constituée de silicate d'aluminium, un matériau abrasif couramment utilisé en fonderie, possède des propriétés propices pour la fabrication d'un moule renforcé par cette nouvelle approche.

Le procédé d'infusion sur vessie sacrificielle fermée permet de fabriquer des pièces nécessitant normalement une étape supplémentaire d'assemblage. Ce procédé s'est révélé consistant et capable de faciliter la fabrication de pièces complexes à cœur creux. De plus, il a produit des pièces d'une qualité au moins équivalente à celles fabriquées par les méthodes traditionnelles. La structure composée de poudre céramique contrainte a montré que la friction intergranulaire d'une poudre permet de résister à la pression du moule.

Les résultats obtenus montrent que les options développées dans ce travail pourraient être envisagées pour une application industrielle. Le procédé d'infusion sur vessie sacrificielle fermée simplifie la fabrication de pièces complexes tandis que le moule à base de poudre céramique sous contrainte est un outillage plus économique et facilement modifiable. Ensemble, ces avancées favorisent une réduction du coût de fabrication des matériaux composites et procurent aux entreprises des outils leur permettant de fabriquer des pièces composites avec un minimum d'investissement initial.

## Abstract

As part of the research program driven by the High Performance Composite Design and Manufacturing Canada Research Chair (CCHP) and within the scope of reducing manufacturing costs, a new variant of the infusion process was developed, as well as a new type of mold for Liquid Composite Molding (LCM). These technological advances aim to reduce manufacturing costs of composite materials. A method for reducing assembly steps is first proposed, leading to a reduction of labor costs. Using a closed sacrificial bladder, this new process allows to infuse a composite part in a single step. Previous processes have required two separate parts and an assembly stage. The development of a new type of mold structure can in turn reduce the cost of building RTM molds. This new mold is made of a semi-rigid skin, supported by aluminosilicate ceramic powder on which a vacuum pressure is applied, leading to a solid mass capable of fitting complex shapes.

A bench test is first developed in order to provide proof of feasibility of the closed sacrificial bladder infusion option. To facilitate the selection of the bladder material and get used to the new process, several parts were produced. Composite windblades of 1,5 m length were manufactured by the same process. The mold is based on a new concept with powders under stress. A selection based on grains morphology and series of mechanical tests concluded that aluminosilicate ceramic powder, an abrasive commonly used in foundry, is suitable for the new mold.

The closed sacrificial bladder infusion process has been proven to consistently produce, with a lower cycle time, parts of quality at least equivalent to those fabricated by traditional methods. A mold made of ceramic powder under vacuum has also successfully demonstrated that the intergranular friction of a powder could be used to withstand the internal pressure of an injection mold.

Finally, the results of this study showed that the new approach developed in this project could be considered for industrial applications. The closed sacrificial bladder infusion process aims at simplifying the manufacturing of complex parts while the stressed aluminosilicate powder allows fabricating economical and stiff molds. Together, these advances contribute to reduce the costs of composite manufacturing and bring new tools to the industry, thus minimizing initial investment and adding flexibility to the product development stage.

## Table des matières

Dédicace . . . . .	iii
Remerciements . . . . .	iv
Résumé . . . . .	v
Abstract . . . . .	vii
Table des matières . . . . .	viii
Liste des tableaux . . . . .	xiii
Liste des figures . . . . .	xiv
Liste des annexes . . . . .	xix
Liste des sigles et abréviations . . . . .	xx
CHAPITRE 1 Introduction . . . . .	1
1.1 Objectifs de recherche . . . . .	2
1.2 Innovations technologiques . . . . .	3
CHAPITRE 2 Revue des procédés de fabrication des composites et de leur impact éco-nomique . . . . .	5
2.1 Coûts de fabrication . . . . .	5
2.1.1 Matériaux . . . . .	6

2.1.2	Main-d'oeuvre . . . . .	7
2.1.3	Outilage . . . . .	8
2.2	Technologies de fabrication de moules à faible coût . . . . .	9
2.3	Procédés visant une réduction des coûts de fabrication . . . . .	10
2.3.1	RTM . . . . .	10
2.3.2	RTM-Lite . . . . .	12
2.3.3	VARTM . . . . .	13
2.3.4	SCRIMP® . . . . .	13
2.4	Procédés haute-performance à faible coût . . . . .	14
2.4.1	VAP® . . . . .	15
2.4.2	RTI® . . . . .	17
2.4.3	CAPRI® . . . . .	20
2.5	Diminution du coût de fabrication par une simplification de l'assemblage . . .	21
CHAPITRE 3	Choix du procédé de fabrication . . . . .	23
3.1	Procédés de fabrication disponibles . . . . .	23
3.1.1	Comparaison du coût de fabrication associé à ces procédés . . . . .	28
3.1.2	Définition des besoins . . . . .	30
3.2	Définition du procédé d'infusion sur vessie fermée . . . . .	31
3.3	Développement et preuve de faisabilité . . . . .	34
3.3.1	Montage expérimental . . . . .	34
3.3.2	Sélection du matériel de la vessie . . . . .	36

3.3.3	Démonstration de faisabilité . . . . .	37
3.4	Application à une pale d'éolienne . . . . .	39
3.4.1	Définition de la procédure d'infusion . . . . .	39
3.4.2	Cahier des charges . . . . .	40
3.5	Revue du procédé . . . . .	42
CHAPITRE 4 Choix de l'outillage . . . . .		44
4.1	Revue des technologies de fabrication de moule . . . . .	44
4.1.1	Moule inspiré du procédé de métallurgie V-Process . . . . .	47
4.2	Définition d'un moule en sable sous contrainte . . . . .	49
4.3	Matériaux . . . . .	51
4.3.1	Sable naturel . . . . .	52
4.3.2	Quartz . . . . .	54
4.3.3	Silicate d'aluminium . . . . .	55
4.3.4	Zircone . . . . .	56
4.3.5	Poudre d'acier . . . . .	57
4.4	Comparaison des sables techniques . . . . .	58
4.4.1	Étude de la morphologie des grains . . . . .	59
4.4.2	Granulométrie . . . . .	60
4.4.3	Test de friction statique . . . . .	61
4.4.4	Mesure de la densité apparente des poudres . . . . .	63
4.5	Sélection du sable de renfort . . . . .	63

4.5.1	Description de la procédure expérimentale . . . . .	64
4.5.2	Description du banc d'essai . . . . .	66
4.5.3	Amélioration des performances par oxydation de la poudre d'acier . . . . .	68
4.5.4	Amélioration des performances par mélange de poudres . . . . .	68
4.5.5	Amélioration des performances par accrochage mécanique aux parois .	69
4.6	Analyse des résultats . . . . .	70
4.6.1	Interprétation des données . . . . .	70
4.6.2	Comparaison des coefficients de friction . . . . .	73
4.6.3	Amélioration des propriétés par altération du mélange . . . . .	75
4.6.4	Amélioration de la friction de surface . . . . .	75
4.6.5	Sélection de la poudre . . . . .	77
4.7	Conclusion . . . . .	77
CHAPITRE 5 Conception et fabrication du moule . . . . .		79
5.1	Stratégie d'injection . . . . .	79
5.1.1	Ports d'entrée et de sortie . . . . .	82
5.2	Étanchéité et fermeture du moule . . . . .	84
5.2.1	Cloisonnement de la poudre sous vide . . . . .	85
5.2.2	Présentation du moule . . . . .	85
5.3	Fabrication du moule . . . . .	87
5.3.1	Instrumentation du moule . . . . .	96
CHAPITRE 6 Fabrication de pièces et analyse des résultats . . . . .		99

6.1 Fabrication de pièces . . . . .	99
6.1.1 Analyse des courbes de transfert thermique . . . . .	106
6.1.2 Fabrication de pièces complexes à cœur vide . . . . .	108
6.2 Analyse de déformation du moule renforcé par poudre contrainte . . . . .	112
CHAPITRE 7 Conclusion . . . . .	115
Références . . . . .	118
Annexes . . . . .	120

## Liste des tableaux

TABLEAU 2.1	Comparaison du coût de fabrication des moules RTM . . . . .	10
TABLEAU 3.1	Répartition des coûts de fabrication pour fin d'analyse de rentabilité . . . . .	28
TABLEAU 3.2	Comparaison économique des procédés de fabrication pour une pale d'éolienne de 1.5 m . . . . .	30
TABLEAU 3.3	Étude préliminaire de sélection de la vessie . . . . .	36
TABLEAU 3.4	Résultats de l'étude préliminaire de sélection de la vessie . . . . .	37
TABLEAU 3.5	Paramètres expérimentaux de la démonstration de faisabilité . . . . .	38
TABLEAU 4.1	Comparaison des matériaux pour la fabrication de moules . . . . .	45
TABLEAU 4.2	Comparaison des caractéristiques géométriques des poudres . . . . .	59
TABLEAU 4.3	Coefficients de friction statique interne . . . . .	63
TABLEAU 4.4	Mesure de densité des poudres techniques . . . . .	63
TABLEAU 4.5	Mesure du coefficient de friction interne des poudres compactées . . . . .	68
TABLEAU 4.6	Coefficients de friction interne dynamique des différentes poudres . . . . .	73
TABLEAU 4.7	Coefficients de friction interne dynamique des différentes poudres . . . . .	75
TABLEAU 4.8	Coefficients de friction interne dynamique des différentes poudres . . . . .	77
TABLEAU 5.1	Paramètres de simulation utilisés pour l'écoulement de la résine dans la pièce . . . . .	80
TABLEAU A.1	Comparaison économique des procédés de fabrication pour une pale d'éolienne de 1,5 m . . . . .	120

## Liste des figures

FIGURE 2.1	Fibres de verre, d'aramide et de carbone tissés selon un motif « <i>Plain weave</i> » . . . . .	6
FIGURE 2.2	Caisson de pales de turbine, fabriqué par RTM . . . . .	11
FIGURE 2.3	Moule utilisé pour le moulage par RTM-Lite . . . . .	12
FIGURE 2.4	Pale d'éolienne fabriquée par le procédé VARI . . . . .	13
FIGURE 2.5	Schéma illustrant les principaux éléments utilisés lors d'une fabrication par le procédé SCRIMP® . . . . .	14
FIGURE 2.6	Schéma représentant les éléments utilisés pour le procédé VAP® . . . . .	15
FIGURE 2.7	MEB d'une membrane typique utilisée pour le procédé VAP® . . . . .	16
FIGURE 2.8	Porte cargo du A-400M, fabriquée par le procédé VAP® . . . . .	17
FIGURE 2.9	Représentation de l'installation nécessaire au procédé RTI® . . . . .	18
FIGURE 2.10	Aile de composite du CSeries créée par le procédé RTI® . . . . .	19
FIGURE 2.11	Schéma représentant une installation du procédé CAPRI® . . . . .	20
FIGURE 2.12	Pale d'éolienne sans joint d'assemblage fabriquée par Siemens . . . . .	22
FIGURE 3.1	Étapes d'assemblage par collage d'une pale de grande dimension . . . . .	25
FIGURE 3.2	Exemple de pièce fabriquée à l'aide d'une vessie pressurisée . . . . .	26
FIGURE 3.3	Moule dédié à la fabrication par injection sur vessie pressurisée . . . . .	27
FIGURE 3.4	Pale de 1,5 m servant de base de comparaison pour étudier la rentabilité des procédés . . . . .	28
FIGURE 3.5	Forces en jeu dans une infusion standard . . . . .	31
FIGURE 3.6	Représentation schématique d'une infusion sous vessie pressurisée . . . . .	32

FIGURE 3.7	Exemple d'utilisation d'une vessie fermée pour former une cavité dans une pièce . . . . .	33
FIGURE 3.8	Montage permettant le développement du procédé d'infusion sur vessie fermée . . . . .	35
FIGURE 3.9	Pièce illustrant la faisabilité du procédé d'infusion sur vessie fermée . .	38
FIGURE 3.10	Emplacement des renforts pour la fabrication de la pale . . . . .	42
FIGURE 4.1	Mise en forme par électroformage de moules de nickel . . . . .	46
FIGURE 4.2	Détails de texture d'un moule fabriqué par électroformage . . . . .	46
FIGURE 4.3	Étapes de réalisation du procédé « <i>V-Process</i> » . . . . .	48
FIGURE 4.4	Exemple de pièces produites par le procédé « <i>V-Process</i> » . . . . .	49
FIGURE 4.5	Moule utilisant le sable sous vide pour assurer sa rigidité . . . . .	50
FIGURE 4.6	Microscope électronique à balayage JEOL JSM840 du ( <i>CM</i> ) <sup>2</sup> . . . . .	52
FIGURE 4.7	Microscopie électronique à balayage du sable de Joliette . . . . .	53
FIGURE 4.8	Microscopie électronique à balayage du sable siliceux . . . . .	53
FIGURE 4.9	Microscopie électronique à balage d'une poudre de quartz de finition . .	54
FIGURE 4.10	Microscopie électronique à balage d'une poudre de quartz grossier . . .	55
FIGURE 4.11	Microscopie électronique à balage d'une poudre de silicate d'aluminium	56
FIGURE 4.12	Microscopie électronique à balage d'une poudre de zircone . . . . .	57
FIGURE 4.13	Microscopie électronique à balayage de l'Atomet 24, de la compagnie Quebec Metal Powders Ltd . . . . .	58
FIGURE 4.14	Représentation de la dimension fractale par le flocon de Koch . . . . .	60
FIGURE 4.15	Répartition de la taille des grains mesurée par granulométrie . . . . .	61
FIGURE 4.16	Méthode de mesure du coefficient de friction statique des poudres . . .	62

FIGURE 4.17	Détails de l'échantillon de test . . . . .	65
FIGURE 4.18	Mesure du cisaillement du noyau, par la norme ASTM C 393/C 393M-06	66
FIGURE 4.19	Montage de flexion 3 points . . . . .	67
FIGURE 4.20	Traitement de surface des parois internes du montage en flexion . . . . .	69
FIGURE 4.21	Variation du coefficient pour des essais à différentes pressions . . . . .	72
FIGURE 4.22	Évolution du coefficient de friction interne . . . . .	74
FIGURE 4.23	Évolution du coefficient de friction interne . . . . .	76
FIGURE 5.1	Simulation de l'écoulement dans la pale à l'aide du logiciel PAM-RTM[8]	81
FIGURE 5.2	Positionnement des canaux d'entrée et de sortie de la résine sur un même plan . . . . .	82
FIGURE 5.3	Positionnement des canaux d'entrée et de sortie de la résine au niveau des bords d'attaque et de fuite . . . . .	82
FIGURE 5.4	Canaux d'alimentation du moule et chambre d'étanchéité . . . . .	83
FIGURE 5.5	Joints d'étanchéité typiques utilisés pour le moulage par RTM-Lite . .	84
FIGURE 5.6	Vue en coupe du cloisonnement de la poudre sous vide . . . . .	85
FIGURE 5.7	Montage des parties inférieure et supérieure du moule de pale d'éolienne à structure de poudre sous vide . . . . .	86
FIGURE 5.8	Détails de la partie supérieure du moule . . . . .	87
FIGURE 5.9	Matrice de fabrication de la partie inférieure du moule . . . . .	88
FIGURE 5.10	Infusion de la couche de surface de la partie inférieure du moule . . . .	89
FIGURE 5.11	Couche de surface de la partie inférieure du moule . . . . .	90
FIGURE 5.12	Finition de la couche de surface de la partie inférieure du moule . . . .	90
FIGURE 5.13	Infusion du moule inférieur et pièce résultante . . . . .	91

FIGURE 5.14	Traitement de surface des parois du moule qui seront en contact avec le sable . . . . .	92
FIGURE 5.15	Mise à niveau de la poudre céramique . . . . .	93
FIGURE 5.16	Assemblage final du moule inférieur . . . . .	93
FIGURE 5.17	Installation des ports d'entrée et de sortie de la résine et du port de vide de la chambre circonférentielle . . . . .	95
FIGURE 5.18	Assemblage des parties inférieure et supérieure du moule . . . . .	96
FIGURE 5.19	Installation des jauges de déformation et du capteur thermoflux sur le moule inférieur . . . . .	97
FIGURE 5.20	Position des jauges de déformation et du capteur thermoflux sur la couche de surface du moule inférieur . . . . .	98
FIGURE 6.1	Ficelle de démoulage attachée à l'extrémité de la vessie et laissée pour l'étape de démoulage . . . . .	100
FIGURE 6.2	Vessie fermée servant à la fabrication de la pale . . . . .	103
FIGURE 6.3	Préforme de fibres enroulée autour de la vessie fermée, présentée avant le placement dans le moule . . . . .	104
FIGURE 6.4	Positionnement de la préforme dans le moule . . . . .	104
FIGURE 6.5	Branchements à effectuer sur le pot de vide . . . . .	105
FIGURE 6.6	Résine, scotch-brite et cloche à vide avant l'étape de dégazage . . . . .	105
FIGURE 6.7	Effet de la mise sous vide de la pièce et du passage du front de résine sur le capteur de flux thermique . . . . .	106
FIGURE 6.8	Dégagement de chaleur mesuré lors de la polymérisation de la pale . . . . .	107
FIGURE 6.9	Exemple de pale fabriquée par infusion sur vessie sacrificielle fermée . . . . .	109
FIGURE 6.10	Vue en angle d'une pale fabriquée par infusion sur vessie sacrificielle fermée . . . . .	110

FIGURE 6.11	Fini de surface d'une pale fabriquée par infusion sur vessie sacrificielle fermée . . . . .	110
FIGURE 6.12	Défauts engendrés par le pincement des fibres . . . . .	111
FIGURE 6.13	Outil utilisé pour mesurer la déformation du moule inférieur . . . . .	113
FIGURE 6.14	Mesure de la déformation causée par une pression positive dans la pièce	114
FIGURE B.1	Représentation schématique de la force (P), de la flèche (s) et du glissement aux extrémités des plaques ( $d_x$ ) . . . . .	122

## Liste des annexes

A	Comparaison des coûts de fabrication . . . . .	120
B	Détails de calculs . . . . .	121
C	Fiche technique de la jauge de déformation 125UT . . . . .	124
D	Fiche technique du capteur thermoflux . . . . .	125
E	Fiche technique de l'acier P-20 . . . . .	126

## Liste des sigles et abréviations

BIM	Bladder Inflation Molding
BLIP	Bladder Infusion Process
BMC	Bulk Molding Compound
CCHP	Chaire sur les Composites à Haute Performance
FASTRAC	Fast Remotely Actuated Channeling
FFC	Flow Flooding Chamber
LCM	Liquid Composite Molding
LRI	Liquid Resin Infusion
NCF	Non-Crimped Fabric
RFI	Resin Film Infusion
RIFT	Resin Infusion under Flexible Tooling
RIM	Reaction Injection Molding
RRIM	Reinforced Reaction Injection Molding
RTM	Resin Transfer Molding
RTM-Lite	Lite Resin Transfer Molding
SCRIMP	Seemann Composite Resin Infusion Molding Process
SMC	Sheet Molding Compound
SRIM	Structural Reaction Injection Molding
VARI	Vaccum Assisted Resin Infusion (Injection)
VARTM	Vaccum Assisted Resin Transfer Molding
VOC	Volatile Organic Components

# CHAPITRE 1

## Introduction

Depuis quelques années, les matériaux composites font leur place dans différentes sphères de l'industrie, offrant des solutions nouvelles aux concepteurs et présentant des défis à relever aux manufacturiers. De par leur nature, les composites nécessitent des techniques de mise en forme spécifiques, pour lesquelles beaucoup d'expertise est encore à développer. Depuis le début de l'ère industrielle, les techniques de fabrication des métaux se sont développées, permettant maintenant de fabriquer efficacement et à peu de frais une grande variété de pièces. Contrairement aux matériaux métalliques, les composites n'ont pas encore atteint le même niveau de maturité. L'objectif actuel des fabricants est la production en volume à un niveau comparable à celui des métaux, tout en minimisant les coûts de fabrication et en assurant une qualité adéquate des pièces produites. De nouvelles stratégies sont donc développées afin de diminuer le coût des matières premières ou de l'outillage. À cette fin, une bonne connaissance des matériaux composites, des lois physiques qui gouvernent leur mise en forme et des différentes stratégies utilisées pour leur fabrication s'avère nécessaire.

Un matériau composite est défini comme le résultat de l'association de plusieurs matériaux non miscibles, dont les propriétés se combinent avec synergie. Ils sont composés d'au moins deux éléments distincts, soit la matrice et le renfort, ayant chacun des fonctions propres et complémentaires. Le renfort a pour fonction d'assurer la résistance et de conférer une rigidité orientée au matériau. Vu sa forme généralement fibreuse ou du moins allongée, le renfort ne supporte les charges que dans certaines directions privilégiées. Il est donc à l'origine de l'anisotropie caractéristique des matériaux composites. De son côté, la matrice remplit le rôle de liant, assurant ainsi la consolidation du matériau et supportant les charges secondaires, généralement dans des orientations autres que celles du renfort.

Pour fabriquer un matériau composite, la combinaison de la matrice au renfort se fait généralement par imprégnation sous forme liquide. Cette étape peut être effectuée avant le moulage, comme dans le cas des tissus préimprégnés, ou lorsque le renfort est placée dans un moule. L'imprégnation du renfort fibreux peut se faire selon différents procédés, allant de l'application manuelle à l'injection sous pression et à haute température. Le choix du procédé de fabrication est généralement fondé sur la quantité et la qualité des pièces produites.

Les matériaux composites présentent des avantages considérables dans les applications où le poids et la complexité sont des facteurs déterminants. Pour ces raisons, l'industrie du transport cherche de plus en plus à les intégrer dans ses produits. Cependant, leur prix de revient et les volumes de production limités freinent leur insertion dans ce domaine, du moins pour ce qui est des composites à fibres longues. Une réduction du coût des outillages permettant de fabriquer des pièces à haute pression et à des températures élevées représenterait donc un atout considérable pour l'industrie.

De plus, la simplification des produits passe souvent par la réduction des méthodes d'assemblage, conduisant ainsi à une complexification des pièces et des méthodes de moulage. Différents procédés existent pour la fabrication de pièces complexes, mais peu à un coût raisonnable. Un exemple typique est fourni par le cas d'une pièce creuse d'épaisseur variable, typiquement réalisée par assemblage de deux peaux ou par l'utilisation d'un tissu préimprégné déposé autour d'une vessie gonflable et cuit sous pression.

Étant à un moment décisif de l'ère industrielle, où une vision à long terme requiert une utilisation plus intelligente de l'énergie, les matériaux composites arrivent à point nommé en permettant de développer des moyens de transport plus efficaces et des modes de production plus rentables. Grâce à eux, des avions moins énergivores sont utilisés, des dizaines de milliers d'éoliennes de grande taille sont installées partout dans le monde et les voitures de demain pourront être significativement plus légères.

## 1.1 Objectifs de recherche

Les travaux effectués dans le cadre de cette maîtrise portent sur la conception et le développement d'un moule destiné à la fabrication par transfert de résine sur renfort (procédé LCM) des pales d'éolienne en matériaux composites. L'objectif essentiel est de réduire les coûts par un choix adéquat de l'outillage et en diminuant le nombre d'étapes de fabrication. Le nouveau type de moule développé dans ce mémoire combine deux techniques : l'utilisation d'une vessie sacrificielle fermée pour la fabrication de pièces creuses ; et le renforcement du moule au moyen d'une poudre contrainte. La validation du concept proposé est effectuée par la mise en forme d'une pièce de géométrie complexe et à cœur vide, soit une pale d'éolienne d'une longueur de 1,50 mètres. Après une recherche bibliographique sur les méthodes de fabrication et leur impact sur les coûts, les différentes étapes de la conception et du développement du moule seront ensuite exposées comme suit :

1. Le Chapitre 2 porte sur les différents procédés de fabrication et les technologies de moulage utilisées dans le domaine du transport et de l'énergie. Une analyse sommaire de ces procédés est effectuée afin de relier le coût de fabrication aux exigences techniques des pièces fabriquées.
2. Le Chapitre 3 détaille le développement du procédé d'infusion sur vessie fermée, ainsi que les fondements théoriques qui gouvernent la faisabilité de cette approche. Ce chapitre décrit aussi le processus de sélection du polymère thermoplastique utilisé pour fabriquer la vessie ainsi que la validation du concept.
3. Le Chapitre 4 décrit une structure de moule à base de poudre sous contrainte développé afin de réduire les coûts d'outillage. Ce type de moule est inspiré d'un procédé de métallurgie, le « *V-Process* ». Il présente ensuite son développement et son adaptation dans le domaine des composites. La sélection de la poudre technique, les essais mécaniques effectués et l'application à un moule réel sont aussi discutés.
4. Le Chapitre 5 traite de la conception et de la fabrication d'un moule de pièce réelle, soit une pale d'éolienne de 1,5 mètres. Il apporte les détails nécessaires sur la sélection de la stratégie d'infusion, l'étanchéité du moule et le système de fermeture. Enfin, la fabrication du moule renforcé par poudre sous vide est détaillée.
5. Le Chapitre 6 présente la fabrication de pièces produites par la technique d'infusion sur vessie fermée. L'analyse des mesures de flux thermique et de déformation permettent de faire un suivi des événements et réactions se produisant durant une fabrication. Une analyse de la déformation du moule est alors effectuée ainsi qu'une discussion sur la qualité des pièces produites.
6. Le Chapitre 7 permet de conclure sur l'utilisation du procédé d'infusion développé dans ce mémoire et l'efficacité du moule renforcé par poudre sous vide. Une brève discussion permet enfin de déterminer les limites de cette approche et d'orienter les travaux futurs.

## 1.2 Innovations technologiques

Ce mémoire propose une nouvelle approche pour fabriquer des pièces composites de géométrie complexe en utilisant une vessie fermée sacrificielle, fabriquée à partir d'un film thermoplastique soudé à chaud. Cette technique vise à être implantée pour des fabrications utilisant le procédé RTM-Lite. Elle permet de créer une cavité à l'intérieur de certaines pièces, fermée ou non, avec la possibilité d'être étanche à l'air et aux liquides non corrosifs.

La contribution scientifique originale de ce travail réside dans le développement d'une méthode de renforcement du moule utilisant une poudre céramique mise sous contrainte par l'application du vide. Une paroi mince peut ainsi s'appuyer sur l'agrégat de poudre et résister à des pressions importantes tout en subissant des déformations très faibles. Une telle technique pourrait donc permettre de fabriquer économiquement un grand nombre de pièces géométriquement différentes tout en conservant les avantages découlant de la pression d'injection largement supérieure utilisée dans le procédé RTM, contrairement au procédé RTM-Lite.

## CHAPITRE 2

### **Revue des procédés de fabrication des composites et de leur impact économique**

La principale motivation industrielle de l'introduction des composites dans le domaine des transports réside dans la réduction du poids des pièces et dans l'amélioration des performances techniques. De nos jours, vu l'importance qu'ils occupent dans les structures, notamment dans le secteur aéronautique, l'impact économique relié à l'utilisation des composites est pris très au sérieux lors de la conception des pièces. Dans ce chapitre, les éléments importants qui influencent le coût de fabrication de différentes pièces en matériaux composites seront discutés. Des exemples d'applications, mettront en lumière les choix effectués et les répercussions sur le coût de revient du produit final. Un accent particulier sera mis sur la sélection et l'amélioration de l'outillage utilisé dans la fabrication de composites par injection d'une résine polymère réactive à travers un renfort fibreux dans un moule fermé (procédé RTM). Nos efforts seront aussi portés sur un second procédé, le RTM-Lite, dans lequel l'injection se fait à une pression plus faible dans un moule moins dispendieux et déformable.

#### **2.1 Coûts de fabrication**

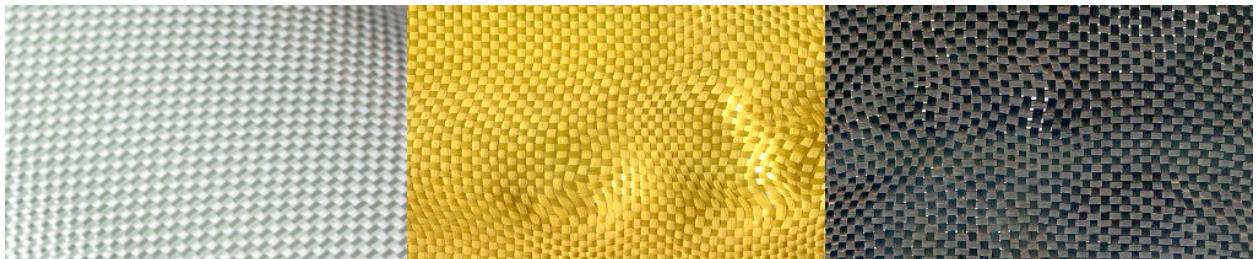
Le coût de fabrication des matériaux composites devient, de nos jours, une préoccupation de plus en plus importante dans l'industrie. L'utilisation des composites ouvre de nouveaux marchés dans lesquels les fabricants devraient être compétitifs afin d'offrir les produits les plus rentables. Les récents développements sur les techniques de mise en forme économique élaborées par les grands manufacturiers aéronautiques comme les procédés VAP®, CAPRI® et RTI® illustrent bien cette tendance. Ces procédés font l'objet de discussions à la section 2.4.

Dans le domaine de la recherche fondamentale, la conférence Research and Technology Organisation [12] consacre la majeure partie de ses travaux sur les structures composites à faible coût. En particulier, les lacunes des méthodes actuelles illustrent l'importance de la réduction des coûts de fabrication. Certains articles présentés à cette conférence discutent

des différents aspects de ce problème et des stratégies de solution utilisées. Les auteurs s'entendent sur la nécessité de développer des techniques de fabrication plus robustes et moins dispendieuses permettant de produire des pièces composites de haute performance avec une bonne répétabilité. Selon Deo *et al.* [7] les fabricants de structures aéronautiques devraient concentrer leur attention sur le développement de concepts généraux visant à réduire les coûts d'assemblage par une intégration des composants du fuselage. En utilisant des procédés les plus automatisés possibles, il sera possible de diminuer aussi les coûts de fabrication.

### 2.1.1 Matériaux

En vue de minimiser le coût des composites, la matière première constitue souvent le premier élément ciblé pour faire des économies. Historiquement, le renfort constitue la majeure partie du coût des matériaux. La Figure 2.1 montre les types de fibres les plus communément utilisés dans l'industrie, soit le verre, l'aramide et le carbone. De nos jours, l'écart de prix entre le renfort et la matrice se réduit de plus en plus en raison de l'expansion du marché des fibres, qui entraîne une diminution des coûts, et grâce à de nouvelles avancées donnant accès à des résines thermodurcissables beaucoup plus performantes, mais aussi significativement plus dispendieuses. Les matrices thermodurcissables les plus communément utilisées sont le polyester, le vinylester et l'epoxy. Il faut aussi noter que les propriétés reliées à la résistance aux impacts et à la température sont de plus en plus recherchées et incitent les fabricants à investir davantage dans une matrice de qualité.



Source: Composite Environs

FIGURE 2.1 : Fibres de verre, d'aramide et de carbone tissés selon un motif « *Plain weave* ».

Bien que les matériaux composites à matrice polymère thermodurcissable soient utilisés dans l'industrie depuis près de 60 ans, l'arrivée des composites à haute performance est beaucoup plus récente. Leur prix fait en sorte qu'ils sont souvent réservés à des secteurs particuliers comme l'industrie du sport, l'aérospatiale ou les automobiles de prestige. Il est

vrai que la fibre de verre se vend à une fraction du prix du carbone, mais les études de Bader [3] ont montré que l'utilisation de matériaux moins dispendieux ne donne pas toujours des produits plus économiques, surtout dans des applications où des caractéristiques techniques comme le poids ont un impact économique important. Un aspect particulièrement critique a été mis en lumière par Bader [3]. Il s'agit de la forme sous laquelle apparaît le renfort. Effectivement, il existe une grande disparité de prix entre les fibres brutes, les tissus secs et les renforts préimprégnés. Ceci explique, au même titre que la nature du renfort, la rentabilité comparée de certains procédés de fabrication.

### **2.1.2 Main-d'oeuvre**

Avec le coût des matériaux, celui de la main-d'œuvre occupe souvent une grande place dans les dépenses des manufacturiers. En fait, selon le procédé, différentes étapes comme la préparation, le découpage, le laminage, le moulage, le détourage et l'assemblage peuvent s'avérer tellement laborieuses qu'elles engendrent la majeure partie du prix de revient d'un produit. Avec les années, plusieurs techniques d'automatisation se sont avérées profitables pour des opérations comme les travaux de finition des pièces par exemple. D'autres options, comme le développement de préformes ou l'empilement de fibres cousues, ont permis de diminuer les manipulations et donc le coût de la main-d'œuvre.

Par contre, même si les matériaux composites semblent nécessiter une main-d'œuvre importante, ils permettent, dans plusieurs cas, de diminuer significativement les opérations d'assemblage. À titre d'exemple, Airbus a introduit en 1985 un stabilisateur vertical à ses séries A-300 et A-310 entièrement en matériaux composites, permettant à la fois une réduction de poids et une simplification de l'assemblage qui est passé de 2000 à seulement 100 pièces. Cette percée innovatrice s'inscrit également dans l'histoire du progrès technique comme la première application majeure des matériaux composites dans l'aviation commerciale.

Il est très difficile de mettre des chiffres sur la proportion du coût de la main-d'œuvre, car celle-ci dépend beaucoup de la géométrie de la pièce, de ses matériaux et du procédé utilisé. Ces différences font que les données disponibles à ce sujet diffèrent beaucoup d'un exemple à l'autre. Par contre, dans son étude, Bader [3] a étudié plusieurs méthodes de fabrication d'une pièce relativement complexe s'adaptant à un grand nombre de procédés. Il s'agit d'un panneau courbé et renforcé de trois nervures parallèles, s'apparentant à une structure de coque d'avion. Dans certains cas, le coût de la main-d'œuvre représente près de la moitié du coût total de fabrication. Les résultats démontrent aussi certaines situations où

l'utilisation de matériaux moins dispendieux fait augmenter le prix total, car il en résulte une augmentation significative du coût de la main-d'œuvre. Un autre cas a montré une économie en main-d'œuvre résultant de l'utilisation de renforts NCF (*« Non-Crimped Fabric »*) en diminuant le nombre d'opérations nécessaires.

De façon générale, les procédés nécessitant un autoclave entraînent une augmentation du coût de la main-d'œuvre, comparé aux procédés de fabrication par transfert de résine. Cet augmentation est encore plus marquée lorsque l'on compare avec des procédés à grand volume tels que le SMC, l'estampage à froid ou la pultrusion. Parmi les procédés de production à petite échelle, les procédés RTM (basse et haute pression) ont toutefois démontré une réelle économie par rapport à l'emploi de préimprégnés ou le RFI (*« Resin Film Infusion »*), dans la mesure où le volume de production est assez important.

### **2.1.3 Outilage**

La production de moules et la mise en oeuvre des outils reliés à la fabrication sont souvent très coûteux en temps et en argent. Ils représentent cependant une faible partie des coûts de fabrication des pièces composites car l'investissement qu'ils représentent est amorti par le nombre de pièces produites, souvent très grand. Toutefois, un point important soulevé par les industriels porte sur le manque de technologies adéquates pour fabriquer les moules requis pendant les phases de développement et de production en présérie. Le procédé RTM à haute pression est spécifiquement touché par ce problème, car le moule doit supporter de fortes charges mécaniques et des écarts de température élevés. Le problème réside surtout au niveau du temps de fabrication de ces moules.

Les outils utilisés pour la manipulation des moules et la mise en forme des pièces sont aussi des éléments primordiaux de la rentabilité des matériaux composites. Parmi les tentatives de réduction des coûts, on peut mentionner les presses qui permettent une ouverture et une fermeture automatique des moules et les pompes d'injection économiques. D'une manière générale, on remarque une tendance à fabriquer des pièces hors autoclave afin de diminuer le prix de revient des composites à haute performance.

## 2.2 Technologies de fabrication de moules à faible coût

Pour les applications dont le coût est un facteur prédominant, le procédé de moulage contact en moule ouvert s'avère, de loin, le plus utilisé. Pourtant, des applications de moulage par les procédés LCM (« *Liquid Composite Molding* ») ont récemment démontré l'avantage économique relié à ce procédé. Les principaux avantages résident dans la réduction des émissions de vapeurs toxiques et dans la possibilité d'augmenter le volume de production et donc d'amortir plus rapidement le coût de l'équipement. Évidemment, ce procédé permet de maintenir le coût de main-d'œuvre à un niveau minimal.

Des travaux de réduction des coûts d'outillage ont principalement été effectués sur le procédé RTM afin d'atteindre la rentabilité pour des volumes de production inférieurs à 1000 pièces par année. Le Tableau 2.1 tiré de l'ouvrage de Lacovara [11] reflète cette volonté des manufacturiers d'élargir leurs options. Il présente les principales techniques de fabrication de moules pour le procédé RTM et permet de comparer le coût de revient de chaque option. Il est important de noter que les moules de qualité supérieure sont souvent utilisés pour des applications où un grand nombre de pièces sont produites, réduisant ainsi l'impact du coût d'outillage sur le prix de revient par pièce. Il est aussi intéressant de noter l'absence d'une technologie à faible coût permettant de fabriquer des moules ayant une grande résistance mécanique et adaptés à une production à petite échelle. De plus, très peu d'articles ont été publiés sur le sujet dans les dernières années, marquant le fait que peu de percées technologiques ont vu le jour dans la dernière décennie dans le domaine des moules de fabrication de matériaux composites à faible cout. Afin de combler cette lacune, il est approprié d'approfondir les recherches sur ce besoin, afin de trouver des idées susceptibles de répondre à ces exigences.

TABLEAU 2.1 : Comparaison du coût de fabrication des moules RTM

Type de moule	Coût indexé ( Moule ouvert = 1 )
Moule prototype/temporaire Epoxy et Plâtre	.2 - .3
Moule laminé léger sans contrôle de température Polyester ou Epoxy	3 - 5
Moule laminé léger chauffé Polyester ou Epoxy	4 - 6
Moule laminé massique à température contrôlée Polyester ou Epoxy	5 - 8
Moule coulé massique à température contrôlée Acrylique, Polyester, Epoxy ou Céramique-Polymère	6 - 10
Moule d'aluminium coulé	6 - 10
Moule en coque de nickel par électroformage	12 - 15
Moule d'acier usiné	20 - 50

### 2.3 Procédés visant une réduction des coûts de fabrication

Depuis de nombreuses années, les techniques de fabrication des matériaux composites ont su évoluer afin de s'adapter à beaucoup d'applications différentes. Ainsi, des procédés en moule fermé sont apparus, permettant de diminuer les contacts avec les émanations toxiques de la résine, appelées VOC (« *Volatile Organic Compound* »). Les différentes variantes des procédés d'injection sur renfort permettent la fabrication par injection sous pression ou par application de vide. Des pièces de toutes les dimensions peuvent être fabriquées à petit comme à grand volume.

#### 2.3.1 RTM

Le procédé RTM (« *Resin Transfer Molding* ») est bien connu depuis plusieurs années. Il prend une importance grandissante dans différentes sphères de l'industrie. Il a toutefois été négligé par les industriels dans les années 1980 et 1990, à cause du coût élevé de l'outillage nécessaire et du faible volume de production. Ce procédé présente pourtant certains avantages, notamment au niveau de la diversité des pièces produites et de leurs tolérances géométriques.

Selon Berenberg [4], de récentes innovations permettent d'envisager sérieusement l'utilisation de ce procédé dans plusieurs applications comme l'automobile et l'aviation. Parmi ces innovations, on retrouve les résines à faible viscosité, les simulations numériques et les nouvelles techniques de moulage. Ces derniers développements offrent donc une réponse aux coûts de fabrications élevés associés aux fibres préimprégnées. Il en résulte que la fabrication de pièces par RTM est de plus en plus envisagée par les industriels.

Le procédé RTM consiste à injecter sous pression une résine liquide, généralement thermodurcissable, sur des fibres à l'intérieur d'un moule métallique rigide. La mise en forme sous pression permet une fabrication rapide tout en assurant un taux volumique élevé. La Figure 2.2 montre un exemple de pièce complexe fabriquée par ce procédé.



Source: [www.compositesworld.com](http://www.compositesworld.com)

FIGURE 2.2 : Caisson de pales de turbine, fabriqué par RTM.

### 2.3.2 RTM-Lite

Le procédé RTM-Lite est très répandu dans le domaine de fabrication de pièces de petite série ou auprès des petites entreprises. Comme son nom l'indique, il s'agit d'une version allégée du procédé RTM. Le faible investissement initial et la possibilité de fabriquer l'outillage en composite sont les principaux facteurs influençant cette popularité. De plus, la fabrication de pièces composites avec ce type de moule est facilité par la flexibilité d'un des moules. Le terme RTM-Lite réfère au type de moule utilisé, tel que celui présenté à la Figure 2.3, soit un moule constitué d'une partie inférieure rigide et d'une partie supérieure semi-rigide. La défexion de la partie semi-rigide présente l'avantage de modifier l'espace dans la cavité, facilitant ainsi la dispersion de la résine. De plus, les faibles pressions d'injection permettent l'utilisation d'un outillage beaucoup moins dispendieux.



Source: [www.compositesworld.com](http://www.compositesworld.com)

FIGURE 2.3 : Moule utilisé pour le moulage par RTM-Lite.

### 2.3.3 VARTM

Lors de fabrication par transfert de résine, l'avancement du front de résine est régi par la différence de pression au front d'avancement. Cette différence de pression peut parfois être induite par l'application d'une pression d'entrée de la résine mais dans certains cas un vide est plutôt appliqué à l'évent, occasionnant le différentiel de pression nécessaire au remplissage de la cavité. On appelle cette technique le VARTM (« *Vacuum Assisted Resin Transfer Molding* »). Le terme VARI (« *Vacuum Asisted Resin Infusion* ») est aussi largement utilisé en Europe, ainsi que les termes LRI (« *Liquid Resin Infusion* ») et RIFT (« *Resin Infusion under Flexible Toling* »). Le VARTM a l'avantage de pouvoir être utilisé sous une membrane flexible, ce qui entraîne une diminution significative du coût de l'outillage et la possibilité de fabriquer des pièces de très grande taille, comme celle présentée à la Figure 2.4. L'utilisation d'une pression inférieure à la pression atmosphérique cause aussi certains problèmes reliés à la qualité des pièces, soit principalement des défauts de porosité.



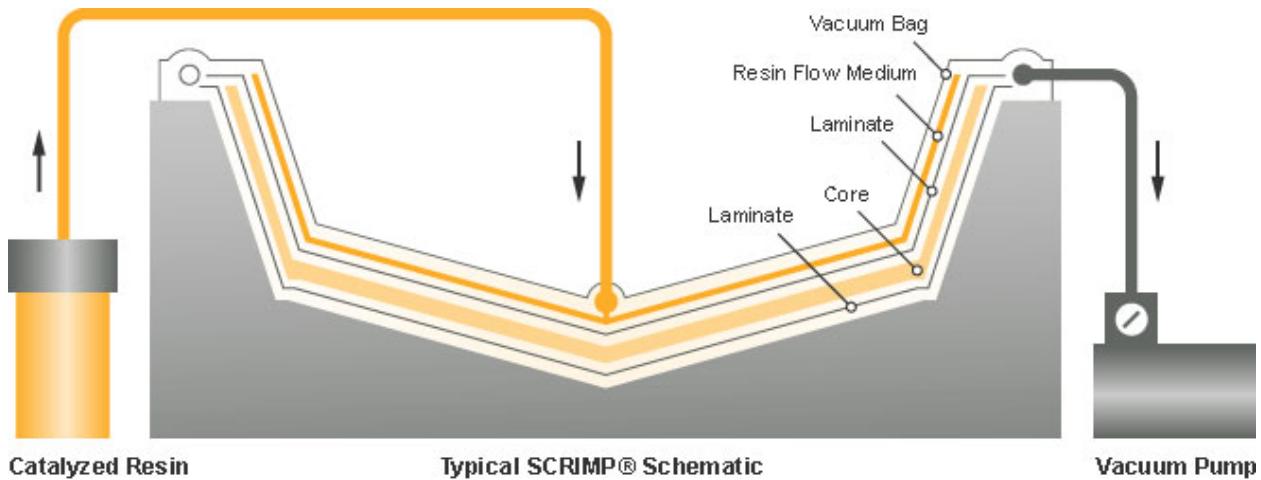
Source: TPI Composites

FIGURE 2.4 : Pale d'éolienne fabriquée par le procédé VARI.

### 2.3.4 SCRIMP®

En 1990, la Compagnie Seeman Composites Inc. a déposé un brevet pour un procédé de fabrication qui deviendra l'un des plus utilisés dans l'industrie maritime. Le SCRIMP® (« *Seeman Composites Resin Infusion Molding Process* ») consiste à fabriquer une pièce composite par infusion de résine en utilisant un médium de dispersion et un tissu d'arrachement. Comme présenté à la Figure 2.5, la résine circule initialement dans le média de dispersion

puis perpendiculairement au plan des fibres. Ce mode d'imprégnation possède plusieurs avantages : il permet d'infuser sur de plus grandes distances tout en assurant une répartition plus uniforme de la pression et donc du taux de fibres. Le procédé cause par contre certains problèmes, lorsque l'on désire intégrer un noyau de mousse. La vitesse d'avancement sur les deux surfaces n'est pas la même et la résine ne peut traverser le noyau qu'en certains points. Il est possible que des zones sèches soient créées sur la surface intérieure de la pièce.



Source: TPI Composites

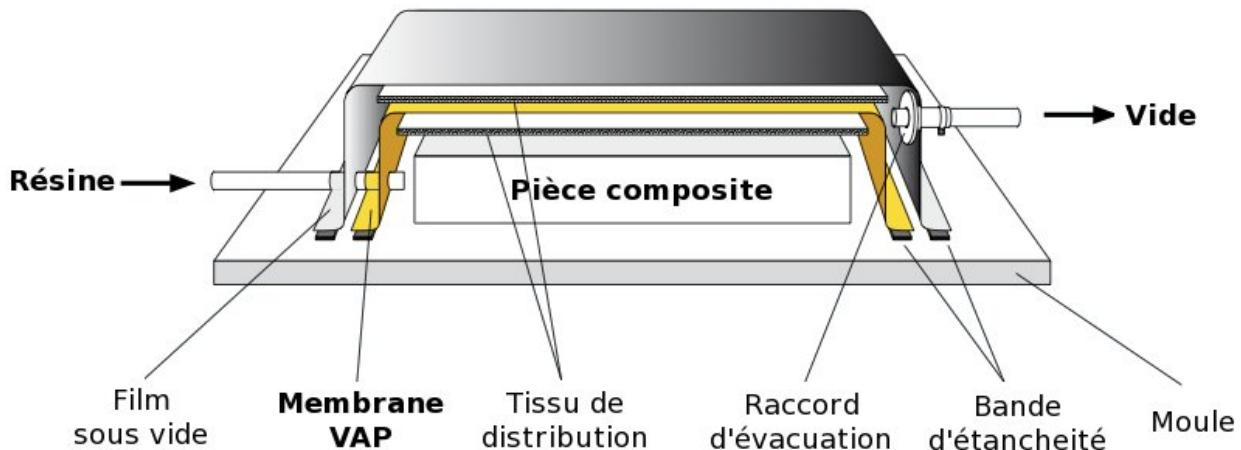
FIGURE 2.5 : Schéma illustrant les principaux éléments utilisés lors d'une fabrication par le procédé SCRIMP®.

## 2.4 Procédés haute-performance à faible coût

L'avantage des composites est incontestable pour les applications spécialisées à haute performance. Des compagnies aéronautiques comme Airbus, Bombardier et Boeing étudient des méthodes de production plus économiques pour la production à grande échelle. Ces trois compagnies ont adopté, au cours des dernières années, des méthodes de production originales permettant de produire économiquement des pièces de qualité aéronautique ; les procédés VAP®, RTI® et CAPRI®, qui sont toutes des variantes de l'infusion sous une membrane flexible. Parmi les nombreux procédés de fabrication des composites, ces techniques récentes illustrent bien l'évolution de l'industrie en direction de procédés de fabrication plus économiques. Elles représentent les plus récentes avancées technologiques en terme de procédés de fabrication de pièces composites à haute performance au cours des dix dernières années.

### 2.4.1 VAP®

Le procédé VAP® (« *Vacuum Assisted Process* ») a été développé et breveté par EADS Deutschland. Il représente une sérieuse évolution du procédé d'infusion, avec un potentiel d'impact sur l'industrie des composites aussi élevé que le SCRIMP® il y a quelques années. L'originalité de ce procédé provient de l'utilisation d'une membrane nanoporeuse ayant la capacité de contenir totalement la résine tout en laissant circuler l'air. La Figure 2.6 montre l'empilement nécessaire à la fabrication de pièces à l'aide de ce procédé.



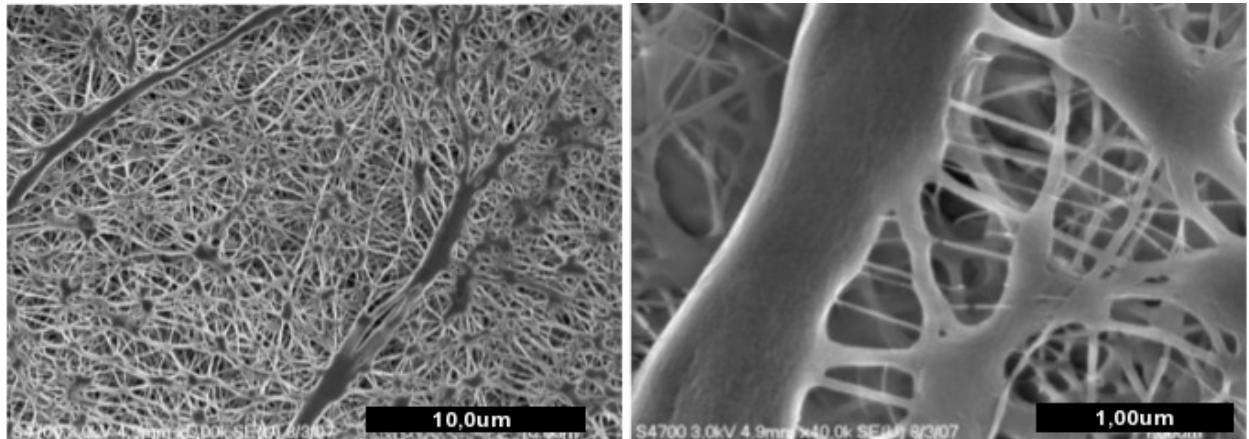
Source: EADS

FIGURE 2.6 : Schéma représentant les éléments utilisés pour le procédé VAP®.

Lors d'une fabrication par le procédé VAP®, le vide est d'abord appliqué sur la pièce et réparti par la nappe sous vide. La résine imprègne alors le tissu de distribution, puis la pièce en entier. La membrane VAP® assure non seulement l'application continue du vide sur la résine, permettant de retirer les émanations gazeuses, mais elle assure aussi une excellente répétabilité par l'application du vide au dernier point de remplissage, où qu'il soit, ainsi qu'à chaque endroit où pourrait survenir un emprisonnement d'air.

Pour accomplir cette tâche, la membrane doit posséder des propriétés très particulières. Le choix de la membrane a joué un rôle important dans le développement de ce procédé. Une structure nanoscopique telle que celle présentée à la Figure 2.7 est normalement utilisée pour permettre une perméabilité sélective. Grâce à la membrane dont la tension de surface a été ajustée pour être imperméable à la résine, l'air peut être retiré de la pièce tout en y maintenant

la résine. Dans ses travaux traitant du procédé VAP®, Amouroux *et al.* [2] présente d'autres types de membrane, possédant des bonnes propriétés de perméabilité sélective et répondant à des problèmes spécifiques tels que la variation de perméabilité lors de son étirement ou son coût de fabrication.



Source: Amouroux *et al.* [2]

FIGURE 2.7 : MEB d'une membrane typique utilisée pour le procédé VAP®.

La variante d'infusion VAP® présente l'avantage de répondre aux principaux défauts du procédé SCRIMP® en produisant des pièces de manière plus robuste, avec de meilleures tolérances géométriques, moins de porosités et sans zones sèches. Le procédé a largement fait ses preuves ; plusieurs pièces structurelles et de grandes tailles ont déjà été fabriquées et approuvées pour l'aéronautique. La porte cargo de l'Airbus A-400M présentée à la Figure 2.8 donne un très bon aperçu des capacités du procédé VAP®.



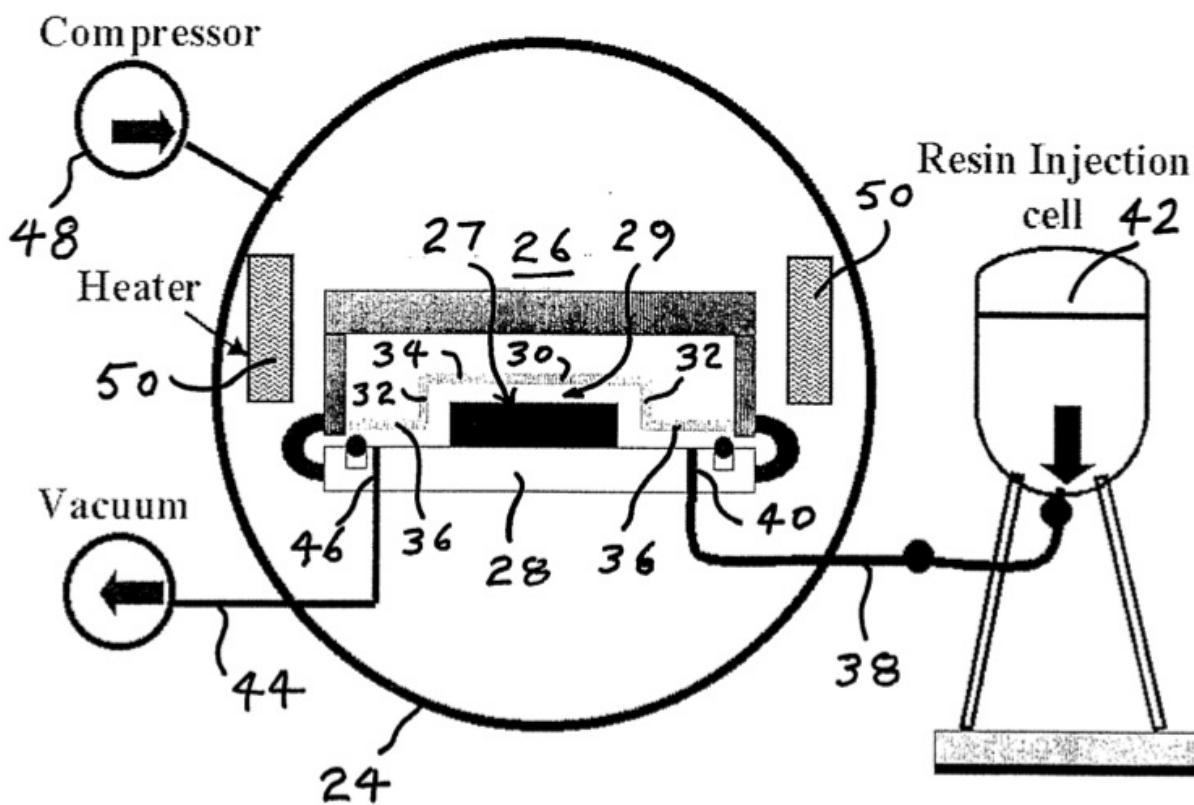
Source: JEC Composites

FIGURE 2.8 : Porte cargo du A-400M, fabriquée par le procédé VAP®.

#### 2.4.2 RTI®

Le procédé RTI® (« *Resin Transfert Infusion* ») a été développé par Short Brothers afin de produire des pièces de grande taille à un prix plus abordable. Il permet de fabriquer efficacement des pièces par infusion d'une résine thermodurcissable à travers un renfort fibreux dans l'environnement à haute pression et haute température de l'autoclave. Le moule requis est similaire à celui utilisé pour la cuisson de fibres préimprégnées. Il s'agit d'un moule constitué d'une paroi rigide et d'une membrane flexible. La Figure 2.9 est tirée du brevet déposé en 2003 par Wilson [13], du groupe de Bombardier Belfast, décrivant le procédé RTI®. Elle présente le moule, à l'intérieur de l'autoclave, auquel sont connectées une entrée de résine sous pression et une sortie, à laquelle est appliqué un vide partiel.

Le principe régissant la propagation de la résine est très semblable au cas de l'infusion standard, à l'exception que le tout se trouve dans un environnement sous pression. Ceci permet, entre autres, d'imprégnier beaucoup plus rapidement les fibres et de contrôler plus efficacement l'épaisseur des pièces produites. De plus, le contrôle de la température permet l'injection sur une pièce et un moule chauffé. Ceci représente un des seuls exemples d'injection à haute température sous membrane flexible. L'équipe de Bombardier située à Belfast a ainsi réussi à produire une partie de l'aile du CSeries, que l'on peut voir à la Figure 2.10, soit une des plus grandes pièces aéronautiques fabriquée par transfert de résine.



Source: Wilson [13]

FIGURE 2.9 : Représentation de l'installation nécessaire au procédé RTI®.

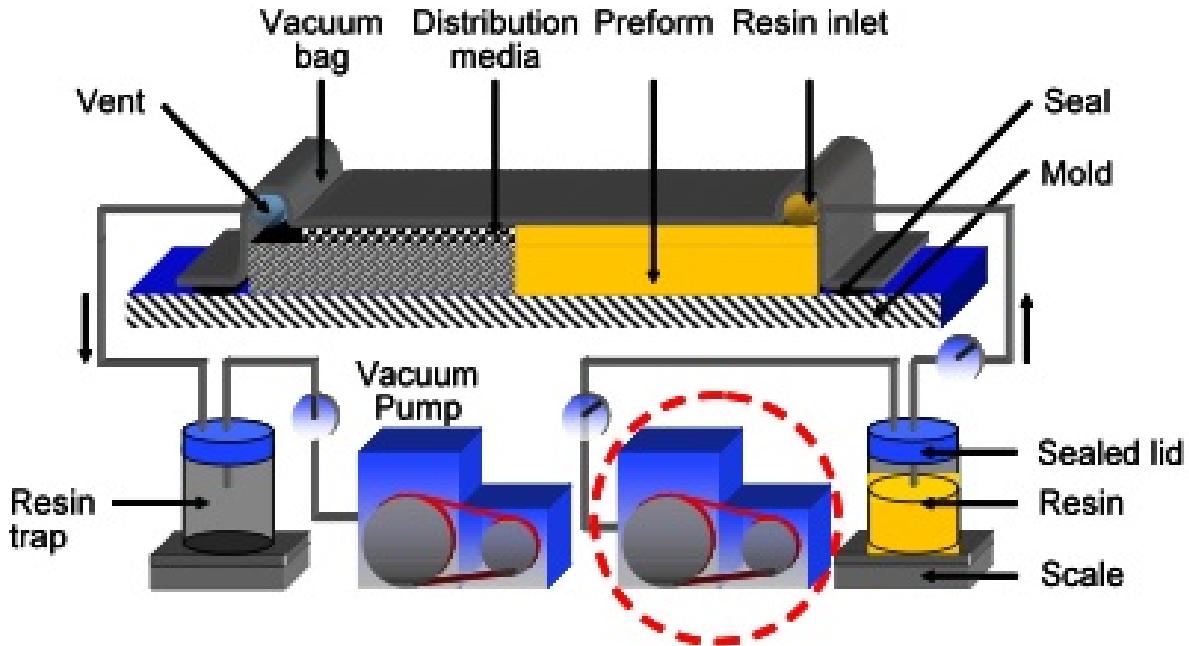


Source: Bombardier

FIGURE 2.10 : Aile de composite du CSeries créée par le procédé RTI®.

### 2.4.3 CAPRI®

Le procédé CAPRI® (« *Controlled Atmospheric Pressure Infusion Process* ») a été développé par la compagnie Boeing dans le but de fabriquer des pièces non structurelles à la fois légères et économiques. Tel que décrit par Heider et John William Gillespie [10], sa principale particularité est de contrôler les variations d'épaisseur en préparant les fibres à l'aide de cycles de compaction et en contrôlant la pression dans la pièce lors de l'infusion. Comme le montre la Figure 2.11, ce contrôle est assuré par l'addition d'une deuxième pompe du côté du port d'entrée de la résine. En fait, la résine se trouvant à une pression négative sur l'ensemble de la pièce, elle a beaucoup moins tendance à s'accumuler dans certaines zones critiques.



Source: Boeing

FIGURE 2.11 : Schéma représentant une installation du procédé CAPRI®.

Ces particularités par rapport à une infusion standard permettent d'obtenir une pièce présentant de meilleures tolérances géométriques. Cette particularité est obtenue en minimisant les écarts d'épaisseur du renfort sec et en contrôlant les différents paramètres qui gouvernent l'imprégnation de la résine. L'épaisseur du tissu sec est uniformisée en lui appliquant plusieurs cycles de compression, de manière à optimiser le placement et l'entrelacement des fibres. Pendant l'infusion, un vide partiel est continuellement maintenu au port d'entrée afin d'éviter

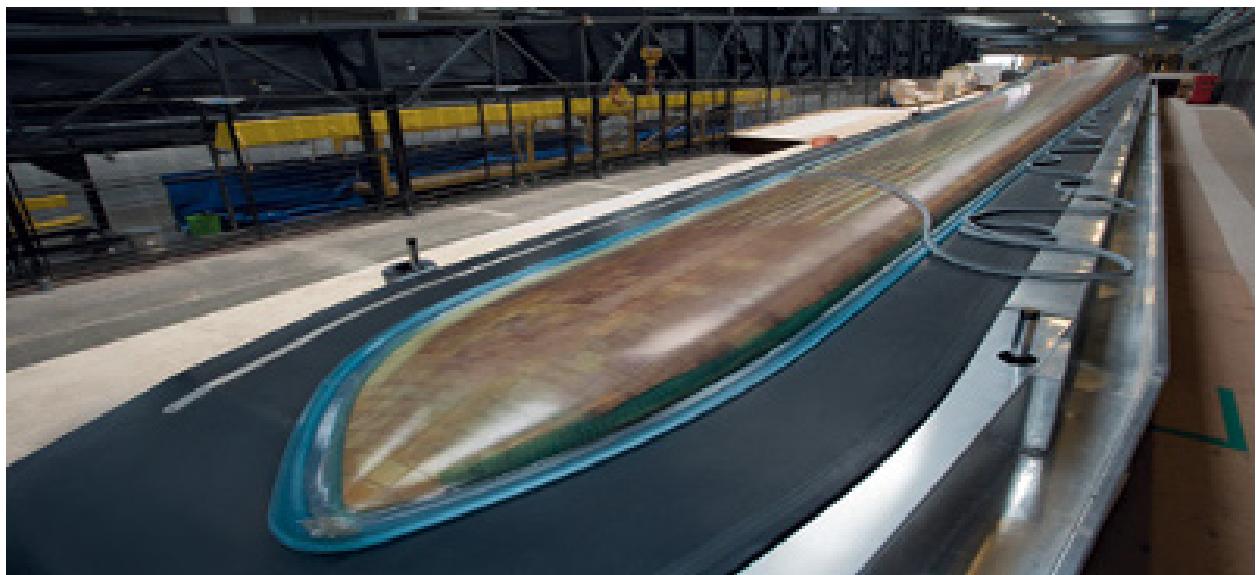
toute accumulation de résine. Comme le gradient de pression dans la pièce est moins élevé que lors d'une infusion quand le port d'entrée de la résine est à la pression atmosphérique, il peut en résulter des temps d'infusion supérieurs à ceux des autres procédés d'infusion.

## 2.5 Diminution du coût de fabrication par une simplification de l'assemblage

Les matériaux composites ont fait leur entrée dans l'industrie aéronautique dans les années 1980 pour une raison légèrement différente que celle pour laquelle ils sont si largement utilisés aujourd'hui. Selon Deo *et al.* [7], c'est donc principalement pour économiser sur les coûts d'assemblage que Dasa Airbus a introduit sur les Airbus 300 et 310 une dérive constituée en grande partie de matériaux composites. C'est aussi pour cette raison que Honda a récemment équipé son camion Ridgeline d'une boîte de chargement en matériaux composites. En fait, il existe plusieurs exemples d'applications où l'utilisation des composites a entraîné une économie considérable du coût de fabrication.

Il existe aussi des cas où la main-d'œuvre nécessaire à l'assemblage de pièces composites peut représenter une part importante du coût de fabrication. Certaines compagnies misent donc sur la production de pièces complexes de manière à simplifier l'assemblage. Les travaux de la compagnie Siemens dans ce domaine en fournissent un parfait exemple : cette entreprise a développé un procédé permettant de produire, en une seule injection, une pale d'éolienne comme celle présentée à la Figure 2.12. On réduit ainsi les joints d'assemblage, les problèmes de tolérance et, par le même fait, les coûts de fabrication.

Le prochain chapitre présentera un procédé tiré de l'infusion et ayant pour but de diminuer les étapes d'assemblage. Il permet la fabrication, à l'aide d'une vessie sacrificielle fermée, d'une géométrie complexe qui normalement nécessite une étape d'assemblage.



Source: Siemens

FIGURE 2.12 : Pale d'éolienne sans joint d'assemblage fabriquée par Siemens.

## CHAPITRE 3

### Choix du procédé de fabrication

Suite à l'étude présentée au chapitre précédent, traitant des procédés de fabrication récemment développés par l'industrie, la production d'une pale d'éolienne de 1,5 m est évaluée puis réalisée, permettant de comparer les alternatives de réduction des coûts liées au procédé et à l'outillage. Les détails de cette réalisation sont détaillés dans les prochains chapitres. Cet exercice mène ensuite au développement d'une technique de fabrication nouvelle, simple et efficace. Enfin, un moule économique, assez rigide pour résister aux pressions d'injection retrouvées dans des applications du procédé RTM, est fabriqué. Ce procédé, couramment utilisé dans la fabrication de matériaux composites, est le seul procédé haute pression applicable à une production de petite envergure et dont la rentabilité peut être compromise par un coût élevé du moule.

L'analyse des procédés existants permet tout d'abord, dans ce chapitre, de se situer par rapport à l'industrie. Elle donne aussi l'opportunité de développer une technique de fabrication dérivée de l'injection sur vessie pressurisée, permettant de fabriquer des pièces complexes à corps creux. Elle repose sur l'utilisation d'une vessie sacrificielle fermée à volume constant. Cette technique permet de fabriquer des pièces à un coût minime à partir de moules simples et peu dispendieux. Le cycle est aussi beaucoup plus court, sans augmenter la complexité du moule ou de l'outillage, que celui présentement en vigueur dans l'industrie pour des pièces similaires.

#### 3.1 Procédés de fabrication disponibles

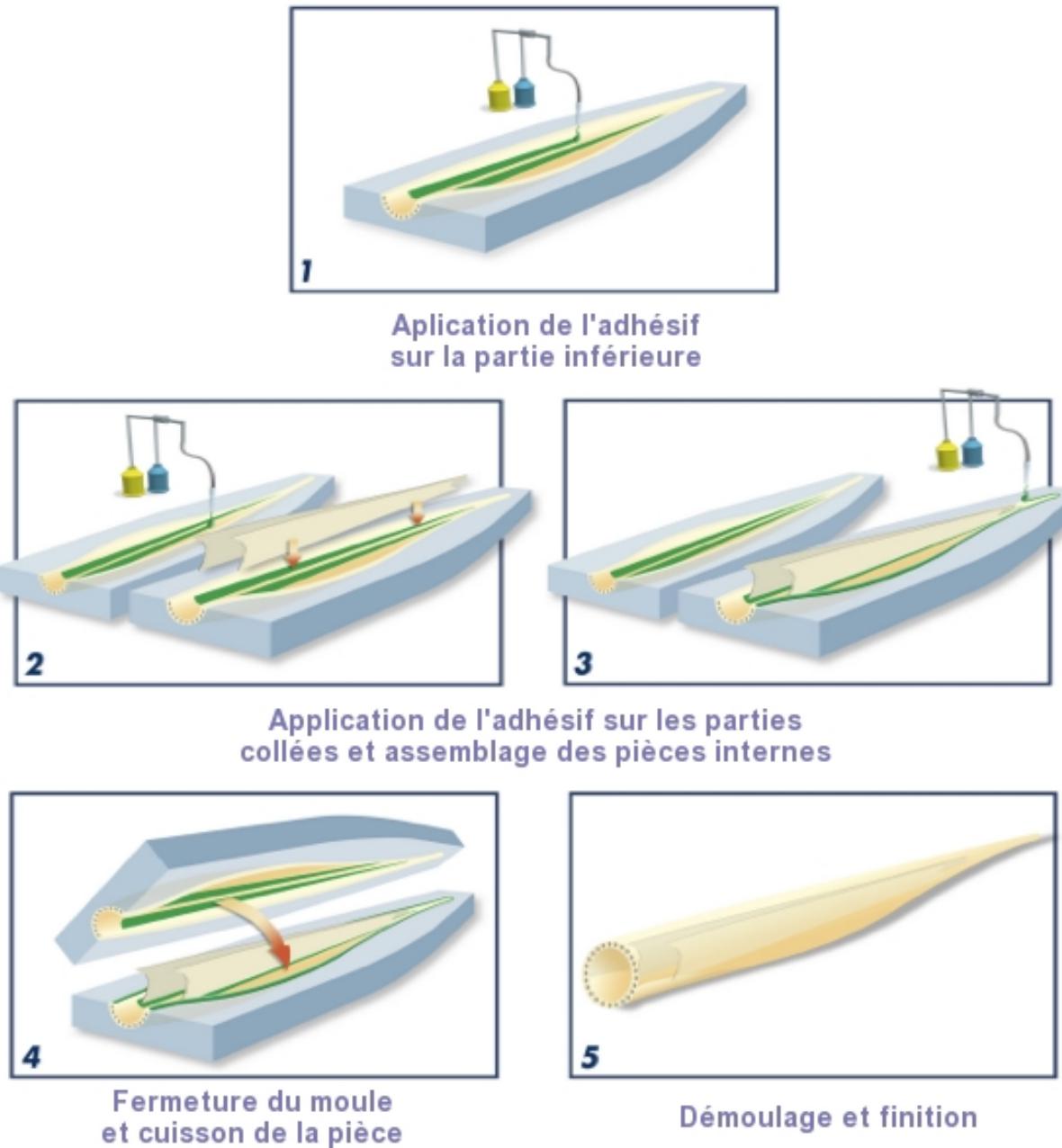
L'industrie possède déjà un bon nombre d'exemples de pièces à corps creux fabriquées à l'aide de matériaux composites. Elles sont, pour la plupart, produites par consolidation de fibres préimprégnées, compressées par une vessie sous pression, ou constituées de pièces collées. Il est normalement établi que les pièces moins structurelles ou de plus grande taille sont assemblées par collage ou boulonnage, comme c'est normalement le cas pour les pales d'éoliennes ou les structures aéronautiques. Dans ces procédés, l'assemblage des différentes pièces nécessite une main d'oeuvre importante. Il est aussi synonyme de l'apparition de zones

de concentration de contraintes. L'étape cruciale dans cette approche est bien sûr l'assemblage des pièces qui est illustré à la Figure 3.1 dans le cas de l'assemblage d'une pale d'éolienne.

Pour contrer les problèmes de collage et d'assemblage, des vessies sous pression sont utilisées pour consolider des tissus préimprégnés, créant ainsi des cavités creuses. La Figure 3.2 montre une pièce ainsi fabriquée. Certaines applications utilisent des membranes réutilisables en silicone, tandis que d'autres emploient des membranes thermoplastiques jetables, laissées à l'intérieur de la pièce. Lorsque la géométrie de la pièce le permet, des mandrins solides sont utilisés pour fabriquer des pièces creuses telles que des ailerons ou des sections d'ailes. Ces mandrins peuvent être composés de plusieurs pièces pour en faciliter l'extraction.

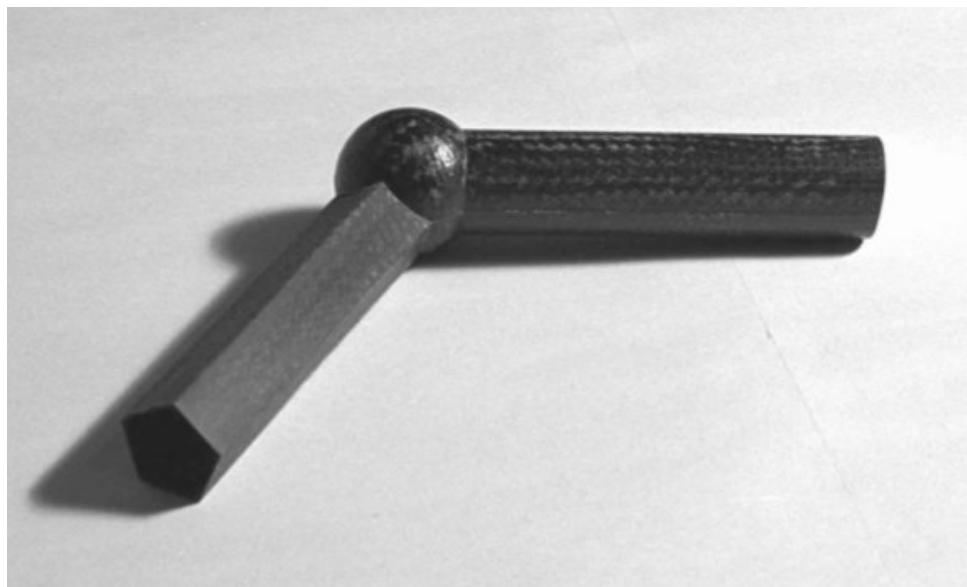
Une variante très peu répandue de la consolidation des préimprégnés est l'injection sur vessie. Le montage est en fait très similaire à ce dernier procédé, à l'exception de l'intégration des canaux d'entrée et de sortie de résine et de son étanchéité. La Figure 3.3 donne un exemple de moule dédié à ce type de fabrication. La grande complexité du moule pose donc un défi de taille au niveau de la conception, notamment pour obtenir un assemblage étanche, un facteur critique pour produire une pièce de qualité.

Une autre méthode de fabrication, utilisée principalement pour des pièces de plus petite taille, consiste à utiliser un cœur de polyuréthane, de balsa ou de nid d'abeille, usiné à la bonne dimension. Dans le cas de fabrication par transfert de résine, une étape de scellage est évidemment nécessaire pour le nid d'abeille. Cette variante présente l'avantage d'assurer une rigidité accrue, mais s'avère plus dispendieux en termes de temps et de ressources, en plus d'augmenter légèrement le poids de la pièce finale. Il est aussi possible de mouler de la mousse polyuréthane entre les parois préinfusées comme pour la fabrication de surfs. Cette dernière technique est intéressante, mais elle implique un grand nombre d'étapes et une main d'œuvre importante.



Source: Huntsman

FIGURE 3.1 : Étapes d'assemblage par collage d'une pale de grande dimension.



Source: [www.compositesworld.com](http://www.compositesworld.com)

FIGURE 3.2 : Exemple de pièce fabriquée à l'aide d'une vessie pressurisée.



Source: [www.boatdesign.net](http://www.boatdesign.net)

FIGURE 3.3 : Moule dédié à la fabrication par injection sur vessie pressurisée.

### 3.1.1 Comparaison du coût de fabrication associé à ces procédés

Chacun des procédés précédemment discutés peut être utilisé dans le but de fabriquer des pales d'éolienne de petite taille. Il est indiscutable que chaque technique possède ses propres avantages et que chacun d'eux s'adapte à une situation donnée. Cependant, dans ce cas-ci, la rentabilité étant le point crucial du processus de sélection, une brève comparaison doit être effectuée. L'objet étudié est donc la pale d'éolienne d'une longueur de 1,5 m présentée à la Figure 3.4.

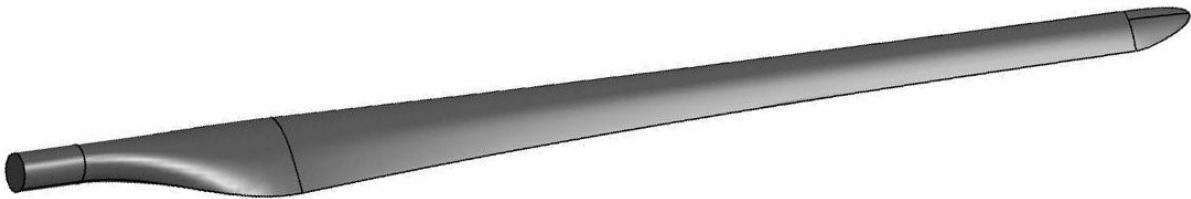


FIGURE 3.4 : Pale de 1,5 m servant de base de comparaison pour étudier la rentabilité des procédés.

Les coûts reliés à chacun sont donc établis en fonction du coût de l'outillage, de la main d'oeuvre et d'usinage nécessaire. Ceux-ci sont détaillés dans le Tableau 3.1. Le coût du moule d'aluminium est établi selon des soumissions réelles obtenues pour un moule légèrement plus complexe. Le coût du moule en composites, quant à lui, est établi en considérant environ les 15 heures nécessaires à sa construction. Les taux horaires de la main d'oeuvre et de la CNC sont une approximation des taux actuels considérés par les entreprises.

TABLEAU 3.1 : Répartition des coûts de fabrication pour fin d'analyse de rentabilité

Dépenses	Coût approximatif
Moule usiné en aluminium	10000 \$
Moule en composites	2500 \$
Taux horaire de la main-d'oeuvre	45 \$
Taux horaire d'usinage sur CNC	90 \$

La première technique de fabrication consiste donc à fabriquer les deux parois de la pale par infusion, de nettoyer les pièces, puis de les assembler. Le coût du moule est donc minime, étant donné que l'imprégnation se fait par infusion, mais les manipulations sont très laborieuses. Elles incluent la découpe des fibres, l'installation et l'infusion des deux montages, le démoulage des pièces, le nettoyage de celles-ci ainsi que du moule, le collage et la finition, avec l'ajout de mastique.

La seconde technique de fabrication, sur vessie pressurisée en silicone, permet de diminuer le nombre de manipulations nécessaires. Celle-ci nécessite cependant un moule beaucoup plus rigide et l'investissement dans une vessie, qui aura probablement une durée de vie plus limitée que le moule. Les manipulations sont toutefois moins importantes. Le coût du renfort est aussi élevé quand des fibres préimprégnées sont utilisées. Dans ce cas, les manipulations se limitent à la découpe des fibres, à l'injection, au démoulage et au nettoyage des pièces et du moule.

Une variante de cette seconde technique consiste à utiliser une vessie sacrificielle, permettant de résoudre quelques problèmes, notamment au niveau de l'enlèvement de la vessie ou de son usure prématuée en raison de la température atteinte lors de la cuisson des préimprégnés. Celle-ci est généralement peu dispendieuse, mais nécessite d'être assemblée à chaque fabrication et ne peut supporter le renfort lors de son placement dans le moule, nécessitant souvent une étape supplémentaire de préformage.

Le dernier cas est celui de l'usinage d'un noyau en mousse polyuréthane, basalt ou nid d'abeille. Dans ce cas, le moule pourrait tout aussi bien être rigide, permettant une plus grande pression d'injection, ou semi-rigide si la pression est plus faible, ou si on infuse sous vide. La complexité et le coût du moule sont donc réduits, tout comme les manipulations, au cas d'une fabrication sur vessie de silicone. Le seul facteur limitatif reste la nécessité d'usiner les noyaux qui augmentent sérieusement les coûts de fabrication.

Le Tableau 3.2 illustre numériquement les différences économiques existant entre ces procédés. Les détails de ce calcul sont disponibles à l'Annexe A. Le coût de revient est calculé en amortissant le coût du moule sur 50 pièces pour les moules en composite et sur 500 pièces pour les moules en aluminium. Ces quantités pourraient cependant être plus élevées selon les paramètres de fabrication. Le prix des moules utilisant une membrane silicone et sacrificielle a été ajusté pour tenir compte de la fabrication des vessies et de leur entretien pour une utilisation sur 500 pièces.

On y constate donc une diminution de prix de revient lorsque la main-d'œuvre est réduite et que le procédé permet l'utilisation de matériaux moins dispendieux. Malgré son avantage

TABLEAU 3.2 : Comparaison économique des procédés de fabrication pour une pale d'éolienne de 1.5 m

Procédé	Coût de fabrication unitaire (\$)
Collage de pièces infusées	235
Préimprégnés sur vessie de silicium	166
Injection sur vessie de silicium	138
Préimprégnés sur vessie sacrificielle	165
Injection sur vessie sacrificielle	137
Usinage de noyau en polyuréthane	235

marqué, l'injection sur vessie pose cependant un problème majeur, car la complexité de la fabrication du moule peut causer certains ennuis au niveau de la conception. À cause de son moule rigide, ce procédé nécessite un volume de production important pour être rentable.

### 3.1.2 Définition des besoins

Le but du présent projet étant la mise en place d'un procédé et d'une technologie de moulage à faible coût, les matériaux et les équipements doivent donc être peu dispendieux tout en offrant des propriétés convenables. Au niveau du renfort, l'utilisation de fibres sèches est toute indiquée. En plus d'assurer des coûts de matériaux relativement faibles, celles-ci ont une meilleure drapabilité et facilitent l'étape de placement des fibres qui est cruciale à la fabrication de pièces à géométrie complexe. Aussi, l'utilisation de la technologie de moulage par transfert de résine est nécessaire.

La simplification de l'outillage et du procédé en général représente un atout important. De ce fait, pour fabriquer une pièce complexe à cœur vide, sans joint d'assemblage, il est impératif d'utiliser une vessie. L'implémentation de cette dernière doit se faire facilement, sans nécessiter d'équipement complexe. La vessie doit être facilement adaptable et peu dispendieuse.

De plus, afin de faciliter l'implémentation d'un procédé de transfert de résine tout en maintenant de bonnes tolérances géométriques, le moule doit être très rigide. Il doit aussi être facile à fabriquer et la technologie suffisamment flexible pour fabriquer un grand éventail de pièces composites. Afin de répondre à ces besoins, la section suivante propose un procédé d'infusion sur vessie fermée et en décrit les détails.

### 3.2 Définition du procédé d'infusion sur vessie fermée

Dans le cas d'une infusion classique, l'écoulement résulte de la différence de pression de pression atmosphérique au port d'injection et la pression de sortie. La Figure 3.5 illustre ces relations. La membrane est plaquée contre la pièce par la pression atmosphérique, tout en étant soutenue par le renfort et la résine liquide se trouvant dans la cavité. La résine remplit la pièce selon l'Équation 3.1, qui représente la loi d'écoulement de Darcy.

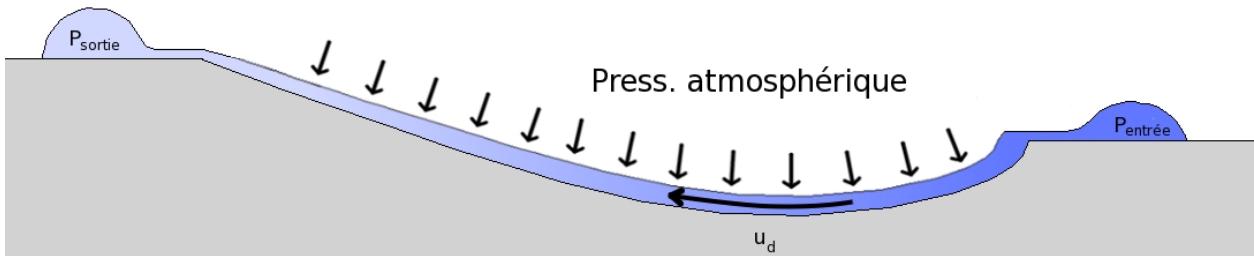


FIGURE 3.5 : Forces en jeu dans une infusion standard.

$$u_d = \frac{K}{\mu} \nabla P \quad (3.1)$$

où :

- $u_d$  = vitesse de Darcy
- $K$  = perméabilité
- $\mu$  = viscosité du fluide
- $\nabla P$  = gradient de pression

Il est important de noter que la vitesse de Darcy ne considère pas l'espace occupé par le renfort fibreux. En effet, la porosité étant la fraction du volume de contrôle que devra remplir le fluide, il s'ensuit que la vitesse du front de résine dans un écoulement unidirectionnel en milieux poreux est définie par l'Équation 3.2.

Afin de produire une pièce creuse, on procède souvent par assemblage de pièces plus simples. Des noyaux peuvent aussi être insérés, permettant de créer une géométrie complexe ou d'améliorer les propriétés mécaniques de pièces planes. Lors d'une fabrication par transfert de résine, un des noyaux les plus utilisés est le CoreCell®. L'analyse de l'écoulement

$$u_f = \frac{K}{\mu \phi} \nabla P \quad (3.2)$$

où :

- $u_f$  = vitesse du front de résine
- $K$  = perméabilité
- $\mu$  = viscosité du fluide
- $\phi$  = porosité
- $\nabla P$  = gradient de pression

montre alors beaucoup de similitudes entre une fabrication utilisant ce noyau et une infusion plus simple. En fait, dans le cas d'un noyau non perforé à cellules fermées, la résine circule sur chacune des deux parois comme s'il s'agissait de deux infusions indépendantes, avec un différentiel de pression semblable.

La technique d'injection de résine sur une vessie sous pression, telle que présentée à la Figure 3.6, est une variante intéressante de ce dernier cas. La différence de pression entre l'intérieur de la vessie et la pièce pousse donc la membrane contre le renfort et la résine, plaquant ainsi la pièce sur les parois du moule. Une résine liquide peut ainsi être injectée à une pression plus faible que la pression de la vessie, pour remplir la cavité.

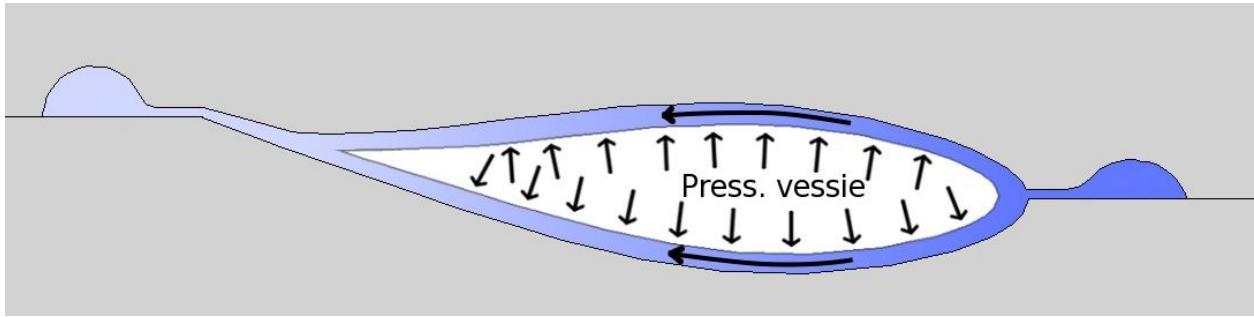


FIGURE 3.6 : Représentation schématique d'une infusion sous vessie pressurisée.

Dans le cas où la pression à l'intérieur de la vessie reste la pression atmosphérique, les forces qui agissent sur le système sont identiques à celles que l'on retrouve dans le cas d'une infusion classique. Cette similitude permet de déduire que selon l'analyse faite par Darcy, ces deux cas sont en fait semblables. Comme la perméabilité du renfort, la viscosité du fluide et le gradient de pression sont semblables, il s'ensuit que la vitesse d'imprégnation est aussi équivalente. De plus, les forces créées par la membrane sur le renfort et la résine sont

aussi similaires. La seule différence étant que pour la partie renversée, la gravité nuit à la compaction, mais celle-ci peut être négligée pour des pièces légères, étant donné une pression atmosphérique de  $10N/cm^2$ , donc largement supérieure au poids du renfort. Aussi, l'épaisseur de la pièce est régie par la différence de pression entre l'intérieur de la vessie et la résine, à l'intérieur de la pièce. Comme c'est le cas dans une infusion standard, l'écart de pression entre l'entrée et la sortie de résine crée une légère variation d'épaisseur mais celle-ci, lorsque certaines règles de fabrication de base sont suivies, ne sont généralement pas problématiques.

L'utilisation de la pression atmosphérique à l'intérieur de la vessie peut paraître contre-intuitive, mais cette idée permet l'introduction d'un nouveau type de vessie, qui n'est pas mentionné dans la littérature, pour la fabrication de matériaux composites, soit la vessie fermée. Comme on peut voir à la Figure 3.7, cette vessie est en fait un sac étanche, qui renferme un volume d'air précis. Cette vessie créera une cavité à l'intérieur de la pièce.

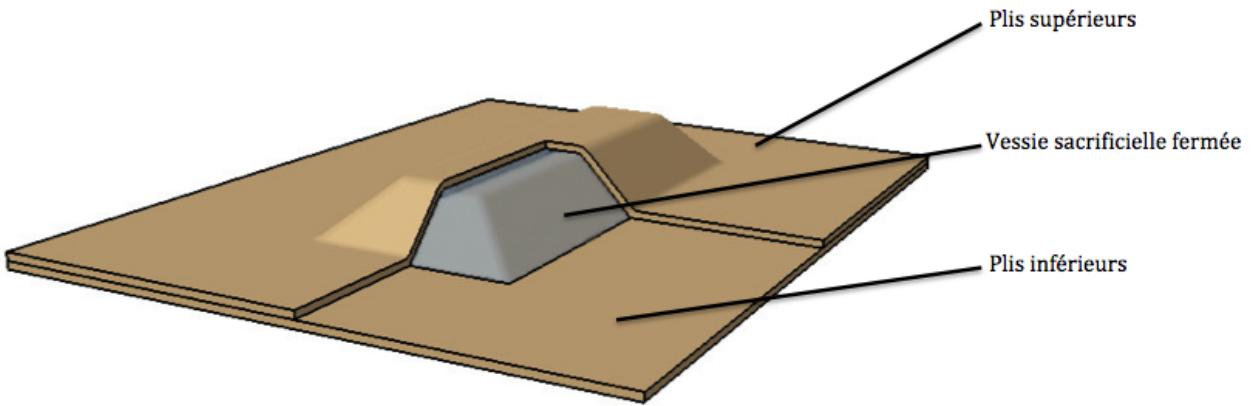


FIGURE 3.7 : Exemple d'utilisation d'une vessie fermée pour former une cavité dans une pièce.

Une telle cavité permet, dans le cas de la fabrication d'une pale d'éolienne, de fabriquer une pièce sans assemblage avec un moule léger, qui ne requiert aucune des caractéristiques complexes liées à la vessie. L'étanchéité est donc grandement facilitée. En fait, l'outillage s'apparente beaucoup à un moule RTM-Lite avec une cavité de plus grande dimension, où se loge une vessie fermée sacrificielle. Cette approche peut aussi servir à fabriquer des pièces renfermant des extrusions étroites ayant pour rôle d'augmenter la rigidité globale de la pièce, généralement plane, comme des capots de voiture ou des parois structurelles de fuselage d'avion.

Cette technique peut aussi répondre à un problème souvent rencontré dans la fabrication de pièces par RTM-Lite, soit l'utilisation de géométrie de remplissage. En fait, la géométrie fixe des noyaux généralement utilisés nécessite un usinage assez précis. Dans le cas contraire, des zones riches en résine ainsi que des zones où le noyau est écrasé deviennent courantes. L'utilisation d'une cavité pouvant s'adapter à la géométrie du moule permet donc, comme c'est le cas pour les vessies pressurisées, de mieux épouser le renfort et d'assurer un taux de fibres adéquat. C'est ce procédé qui est envisagé ici.

### **3.3 Développement et preuve de faisabilité**

Afin de bien contrôler les différents paramètres régissant l'infusion, un moule de petite taille, de géométrie simplifiée, est utilisé. Ce montage, qui permet d'évaluer les différentes configurations et les différents matériaux rapidement et économiquement est d'abord présenté. Le choix et l'optimisation de la vessie sont ensuite expliqués puis la faisabilité du concept est démontrée. Cette étape constitue un tremplin en vue de l'application de ce nouveau procédé à un moule de pale d'éolienne, plus complexe et de plus grande taille.

#### **3.3.1 Montage expérimental**

Le moule d'essai est constitué d'une plaque en aluminium avec une cavité dont les bords sont dépouillés à un angle de 45 degrés. Une autre plaque, beaucoup plus mince, assure la planéité de la surface supérieure de la pièce. Cette dernière est recouverte d'une membrane étanche et des canaux d'infusion sont utilisés pour assurer l'alimentation de la résine et l'application uniforme du vide. La Figure 3.8, montre le montage du moule inférieur rigide, de la partie supérieure semi-rigide et des renforts entrant dans la fabrication de la pièce. Cette dernière est constituée d'un empilement symétrique de tissus de verre, d'un mat à filament continu et d'une vessie fermée en son centre. Le choix des matériaux est expliqué dans la prochaine section.

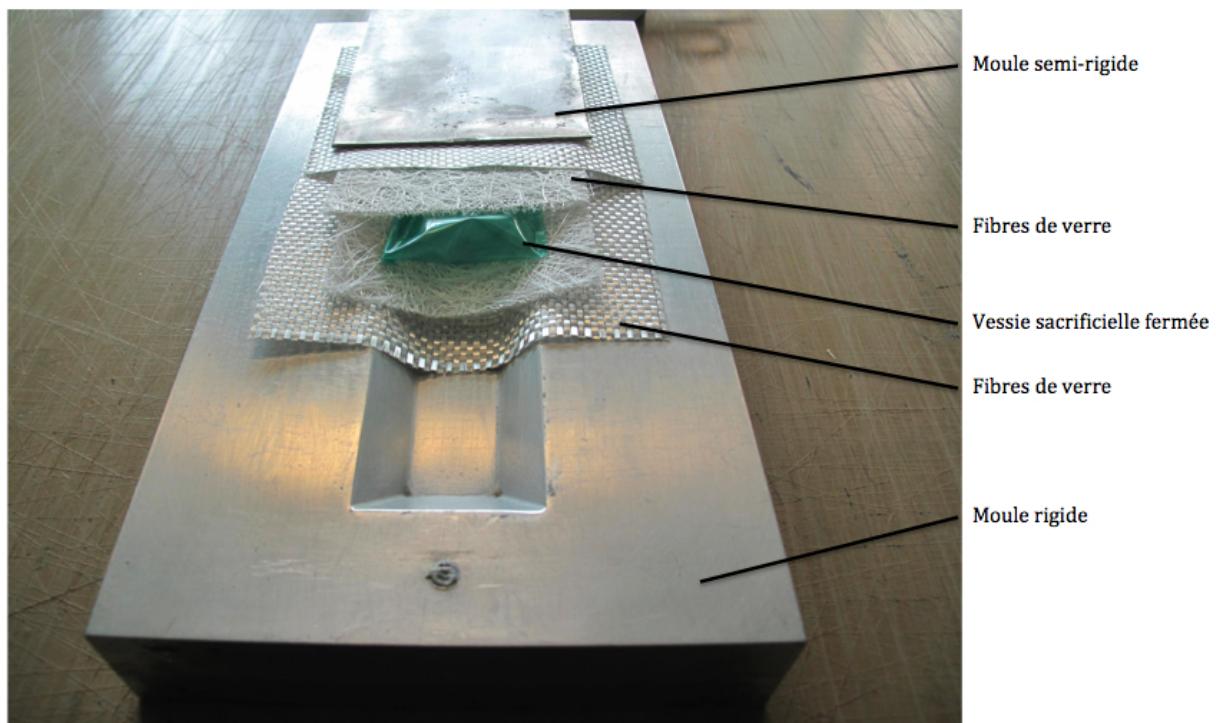


FIGURE 3.8 : Montage permettant le développement du procédé d’infusion sur vessie fermée.

### 3.3.2 Sélection du matériel de la vessie

Une étude préliminaire a permis de tester quatre types de matériaux polymères, soit une membrane en latex, une membrane étanche extensible utilisée pour le VARI (STRETCHLON® 200), une pellicule mince (3 mil.) et une pellicule plus épaisse (7 mil.) de polyéthylène à faible densité. Différentes membranes ont ici été sélectionnées dans le but de trouver une solution qui fonctionne, permettant de prouver la faisabilité du procédé. Chacun de ces polymères est réputé être étanche à l'air et aux liquides. Pour chacun de ces matériaux, l'étanchéité de la vessie a d'abord été vérifiée sous vide sans fabriquer de pièces. Enfin, sa capacité d'épouser la forme de la cavité par fromage manuel ou par étirement a été analysée. Un volume d'air adéquat a été inséré dans la vessie en plaçant cette dernière dans un tube creux ayant une cavité intérieure de 45 ml correspondant au volume souhaité. La vessie a ensuite été gonflée jusqu'à ce qu'elle occupe tout l'espace intérieur du tube, puis scellée et testée dans le moule.

Chacun de ces matériaux a été soumis à un essai de résistance chimique avec la résine utilisée, soit la résine vinylester DERAKANE® 411-350 et le styrène pur. Le Tableau 3.3 résume les différents tests effectués.

TABLEAU 3.3 : Étude préliminaire de sélection de la vessie

Évaluation	Paramètre
Matériaux	Latex LDPE 3mil. LDPE 7mil. STRETCHLON® 200
Assemblage	Collage Soudage
Complaisance	Étirement
Résistance chimique	Vinylester Styrène

Suite à cette étude, deux matériaux ont été considérés comme étant viables, soit la pellicule mince de polyéthylène faible densité et le Stretchlon® 200. Ces deux matériaux ont donné des résultats satisfaisants, bien que certaines caractéristiques soient à surveiller. Au niveau du polyéthylène, sa faible élasticité rend sa mise en forme plus ardue. Ceci occasionne facilement des fuites et nécessite un préformage avant l'insertion dans le moule. Pour le Stretchlon® 200, la mise en forme est facilitée par son élasticité, mais le fournisseur ne garantie pas sa compatibilité avec la résine vinylester. Cependant, il est largement utilisé dans l'industrie pour cette application, lors d'infusions de courte durée. Le latex, quant à lui, s'est révélé

inutilisable en raison de son incapacité à être soudé et à demeurer étanche lorsque collé. Pour ce qui est de la membrane épaisse de polyéthylène, sa manipulation s'est révélée beaucoup moins aisée que celle de 3 mm d'épaisseur. Elle a donc été mise de côté. Le Tableau 3.4 résume les observations réalisées sur les différentes membranes considérées. Il est à noter que le coût des membranes utilisées n'est pas significatif, considérant le reste du matériel utilisé et n'a pas été considéré lors de la comparaison.

TABLEAU 3.4 : Résultats de l'étude préliminaire de sélection de la vessie

Paramètre	Latex	LDPE 3mil.	LDPE 7mil.	STRETCHLON® 200
Collabilité	mauvaise	mauvaise	mauvaise	mauvaise
Soudabilité	N/A	excellente	bonne	excellente
Complaisance	mauvaise	moyenne	moyenne	moyenne
Étirement	excellent	moyen	moyen	excellent
Résistance Vinylester	moyenne	bonne	bonne	moyenne
Résistance Styrène	moyenne	bonne	bonne	faible

### 3.3.3 Démonstration de faisabilité

Afin de déterminer les critères qui influencent la réussite de ce procédé, une série d'essais préliminaires a été effectuée afin de mettre à l'épreuve le procédé d'infusion sur vessie fermée et apporter ainsi une démonstration sur sa faisabilité. Comme le présente le Tableau 3.5, ces essais permettent une sélection finale du matériel de la vessie, une évaluation de l'impact de la pression d'admission et des variations de volume de la vessie sur la qualité de la pièce. La membrane de polyéthylène et le Stretchlon® 200 y sont évalués de manière plus robuste à travers des infusions réelles. Le montage est conforme à celui utilisé pour tester les membranes, tel que décrit au point 3.3.1. Un total de huit pièces ont été produites afin de déterminer une méthode de fabrication efficace. Quatre d'entre elles ont permis d'effectuer une sélection finale du matériau de vessie. Deux autres ont permis une comparaison avec une pièce fabriquée en utilisant un léger vide au port d'entrée tel que le décrit le procédé CAPRI®. Enfin, deux pièces ont été fabriquées afin de vérifier l'influence d'un gonflage excessif ou trop faible de la vessie à des volumes de 40 ml et de 50 ml, soit un écart d'environ 10% par rapport au volume requis.

Suite à cette expérimentation, la membrane de STRETCHLON® 200 s'est révélée être la membrane la plus apte à produire de pièces de qualité. Sa mise en forme est très aisée et sa résistance au styrène s'avère suffisante pour des infusions avec de la résine vinylester, pour des temps de gel inférieurs à 45 minutes. La Figure 3.9 montre un exemple de pièce

TABLEAU 3.5 : Paramètres expérimentaux de la démonstration de faisabilité

	Type de vessie	Pression d'admission	Fabrications
Essai sur polyéthylène	Polyéthylène	$P_{atm}$	2
Essai sur Stretchlon® 200	STRETCHLON® 200	$P_{atm}$	2
Effet de la variation de pression	STRETCHLON® 200	$-15kPa$ et variable	2
Effet du sur/sous gonflage de la vessie	STRETCHLON® 200	$P_{atm}$	2

produite avec cette membrane. Le grillage blanc qu'on y voit est un ruban de préformage appelé Tack-Strip de la compagnie Airtech, rendu visible par la translucidité de la fibre de verre infusée.

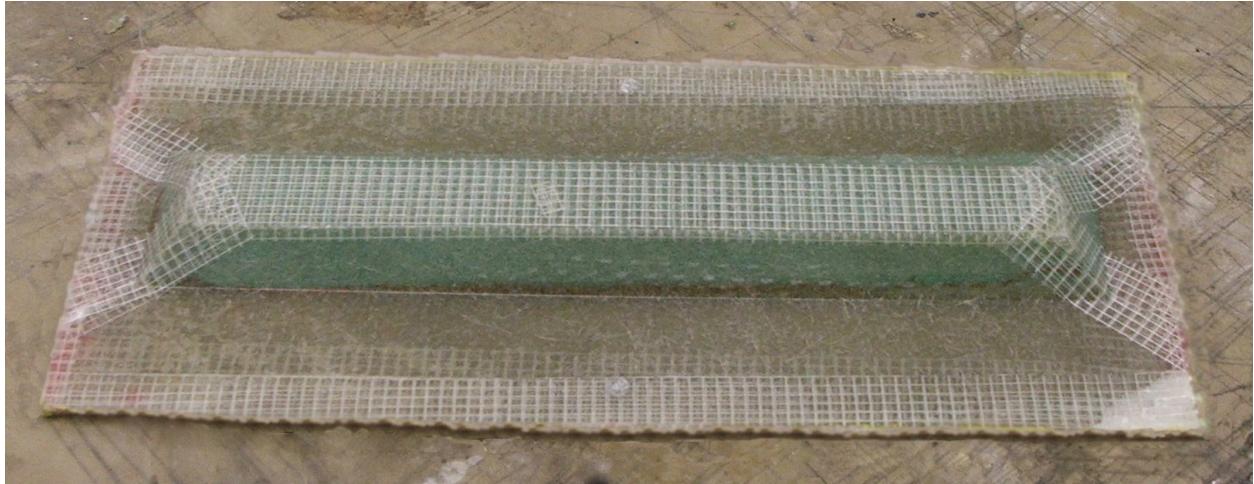


FIGURE 3.9 : Pièce illustrant la faisabilité du procédé d'infusion sur vessie fermée.

La membrane de polyéthylène a aussi permis de fabriquer des pièces viables, mais vu la difficulté à la former sans disposer des équipements adéquats, les pertes fréquentes d'étanchéité donnent un taux de rejet élevé. Dans un contexte industriel, il est cependant possible que ce dernier choix soit le plus raisonnable, vu le faible coût du polyéthylène, la possibilité de le thermoformer et sa bonne résistance au styrène.

Les essais sur la variation de la pression d'admission décrits au Tableau 3.5 ont permis d'observer une légère augmentation du taux de fibres de la pièce. Le temps d'infusion a cependant augmenté de près de 50%, passant de 7 à 10 minutes. Il a aussi été déterminé que la variation de la pression au port d'entrée, en fonction de la position du front de résine,

permettrait des résultats optimaux tout en maintenant un temps d'infusion optimal. Le volume de la vessie a peu d'effet sur la qualité de la pièce. Il faut cependant noter que l'utilisation d'une vessie sous-gonflée signifie une surconsommation inutile de résine ; celle-ci s'accumule dans la cavité jusqu'à ce que le drainage de la résine diminue la pression dans la cavité et redonne à la vessie son volume final. L'utilisation d'une vessie surgonflée permet de vérifier l'étanchéité de la vessie. En fait, le surgonflage de la vessie soulève légèrement le moule supérieur. Cet effet disparaît aussitôt que le vide est appliqué, car celui-ci est assez fort pour compresser la vessie. Après avoir laissé le montage sous vide pendant quelques secondes, l'étanchéité de la vessie peut être validée en relâchant le vide et en observant si le moule supérieur se soulève.

Cette série d'expériences préliminaire aura donc permis de sélectionner le STRETCHLON® 200 pour la fabrication de la vessie et de déterminer qu'un léger sur-gonflage de la vessie est préférable. Une augmentation progressive de la pression au port d'injection améliore la qualité des pièces produites en diminuant les accumulations de résine. La démonstration de la faisabilité du procédé permet de passer à l'étape suivante, soit la fabrication d'une pièce creuse à géométrie complexe.

### **3.4 Application à une pale d'éolienne**

L'application du procédé d'infusion sur vessie fermée à une pièce réelle permet d'aller au-delà de la démonstration de la faisabilité et d'évaluer son efficacité pour la fabrication de pièces complexes à corps creux. À cette fin, une procédure d'infusion a été développée dans le but d'obtenir d'une pièce ayant un taux de fibres élevé et uniforme tout en minimisant les porosités. Le renfort et la matrice ont été sélectionnés, afin de répondre aux exigences mécaniques tout en minimisant le temps d'infusion.

#### **3.4.1 Définition de la procédure d'infusion**

Suite aux essais préliminaires réalisés dans la section précédente, la procédure de fabrication suivante a été établie :

1. Préparation du montage et mélange de la résine.
2. Application du vide et blocage du port d'entrée de la résine.
3. Déblocage du port d'entrée et infusion à la pression atmosphérique.

4. Lorsque la pièce est totalement imprégnée, application d'un vide complet au port d'entrée de la résine.
5. Maintien du vide complet au port d'entrée, pendant quelques minutes, puis application d'un vide partiel.

Lors d'une infusion, la pression de vide appliquée a pour effet pervers d'accentuer la germination du CO<sub>2</sub> contenu dans la résine et de favoriser l'émanation gazeuse issue du processus de polymérisation. Il est connu que les bulles d'air, au même titre que les liquides, se déplacent dans un milieu poreux dans la direction du gradient de pression vers la zone de dépression. Pour cette raison, un soin particulier doit être porté aux points de gradient nul. Ceux-ci peuvent être présents, mais il faut s'assurer qu'ils ne restent pas stationnaires dans la pièce. Dans un tel cas, l'absence prolongée d'un gradient de pression aurait comme effet une accumulation de porosités dont le diamètre augmenterait au fur et à mesure que la pression diminue. La variation de la pression d'entrée de la résine permet donc d'éviter un tel cas.

Afin de diminuer la quantité de porosités, il est pratique courante de débuller la résine avant de l'infuser en appliquant une pression de vide sur le pot de résine. On s'assure ainsi d'enlever l'air mélangé à la résine lors de sa manipulation. Un autre détail tout aussi important doit être considéré : le styrène qui se trouve à l'intérieur de la résine est un excellent solvant du CO<sub>2</sub>, lorsqu'il est liquide. Lorsque la résine est mise sous vide, le gaz dissous a tendance à s'agglomérer sur les microvides se trouvant aux sites de germination, à la surface des fibres. Pour éviter ce phénomène, il est préférable de dégazer la résine avant de l'introduire dans la pièce. À cette fin, un morceau de fibre ou de Scotch-Brite® peut être ajouté à la résine pendant l'étape de débullage, tel que décrit par Afendi *et al.* [1], afin de retirer le CO<sub>2</sub> dissous dans la résine qui autrement pourrait donner naissance à un processus de germination lors de la fabrication.

### **3.4.2 Cahier des charges**

Une sélection adéquate du renfort et de la matrice est essentielle pour obtenir une pièce réussie, qui possède des propriétés mécaniques adéquates. Comme le sujet principal de ce mémoire porte sur le développement d'un procédé de fabrication, la résistance nécessaire de la pale est calculée à partir d'une évaluation de la force aérodynamique décrite par la Formule 3.3. Le cas extrême est considéré ici, où un vent de 180 km/h fait fléchir les pales, avec une densité d'air à -25°C. Le coefficient aérodynamique sélectionné est celui d'une plaque plane perpendiculaire à l'écoulement. Les dimensions de la pale sont estimées à 1,5 m en longueur

et 10 cm en largeur avec une vitesse en bout de pale de 75 m/s, une masse approximative de 1 kg et un centre de masse situé au 1/3 de sa longueur. L'Équation 3.4 donne l'expression de la force centripète.

$$F_D = \frac{1}{2} \rho S V^2 C_D \quad (3.3)$$

où :

- $F_D$  = composante perpendiculaire
- $\rho$  = densité de l'air
- $S$  = surface alaire
- $V$  = vitesse de l'écoulement aérodynamique
- $C_D$  = coefficient de traînée

$$F_C = \frac{M V_R^2}{R} \quad (3.4)$$

où :

- $F_C$  = force centripète
- $M$  = masse en rotation
- $V_R$  = vitesse de rotation au centre de masse
- $R$  = rayon de rotation du centre de masse

Les deux forces en jeu sont donc la composante perpendiculaire ( $F_D$ ) au plan de rotation du rotor et la force centripète ( $F_C$ ) liée à sa rotation. Comme le rotor est considéré sans accélération, la somme des forces dans le sens de déplacement de la pale est considérée comme nulle. La pale est donc soumise à une force de traction  $F_C = 1250N$  et à une force de flexion  $F_D = 555N$  répartie sur toute sa longueur. Comme la pale est encastrée, les efforts maximums s'exercent au point d'ancrage. Le problème peut donc se simplifier à un tube sur lequel sont exercés une tension et une flexion. Une simple analyse démontre qu'une épaisseur de fibres de verre de 2 mm permet d'obtenir une résistance suffisante en tension, compression et flambement.

Noter qu'il est possible de faire varier l'épaisseur de la pale afin d'enlever du poids à son extrémité. Trois plis de tissus ont été utilisés en pied de pale, avec une bande supplémentaire sur l'extrados, où l'on retrouve des charges en compression. La longueur des plis est établie en supposant une diminution linéaire de la charge dans la pale. La Figure 3.10 illustre cet empilement. Le type de tissu utilisé fut un « *Twill* » 2 X 2 en fibres de verre de type E-Glass 6k, pour sa disponibilité et sa facilité d'imprégnation. Un mat à filament continu a été ajouté sur la surface intérieure de la pièce afin de faciliter l'imprégnation de la résine dans le renfort.

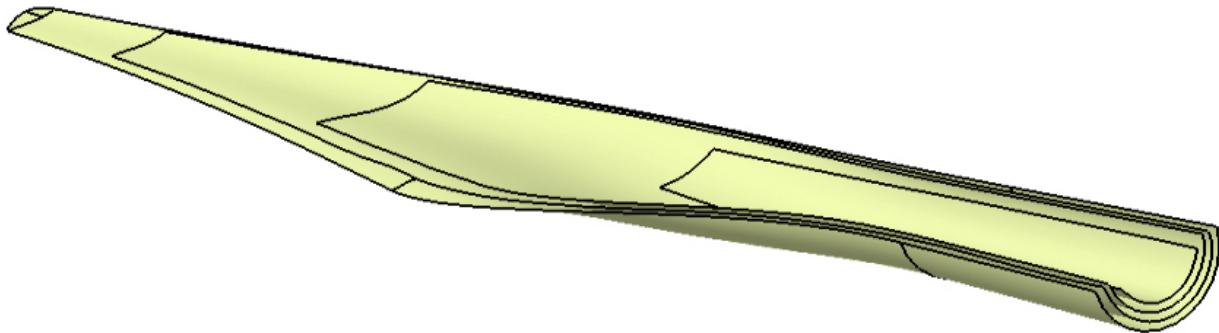


FIGURE 3.10 : Emplacement des renforts pour la fabrication de la pale.

Une résine vinylester DERAKANE® 411-350 a été choisie en raison de sa faible viscosité. La possibilité d'utiliser des catalyseurs sans dégagement gazeux apporte ici un autre avantage. Noter aussi que les fibres disponibles possèdent un ensimage adapté à ce type de résine.

### 3.5 Revue du procédé

Un résumé des procédés disponibles a été présenté avec une brève comparaison économique. Cette étape a permis de définir les besoins et de décrire les technologies de fabrication existantes. Par la suite, un procédé innovateur est proposé pour fabriquer des pièces creuses de géométrie complexe. Le concept sur lequel ce procédé a été détaillé sur le plan théorique, suivi par une étude sommaire des détails d'application. Ensuite, la fabrication d'une pièce de petite taille a permis de démontrer la faisabilité de cette approche. Enfin, les matériaux ont été choisis, et le positionnement des plis effectué.

Suite aux conclusions tirées du plan d'expérience, la fabrication par infusion sur vessie fermée est viable sans contrôle de la pression d'entrée et du volume de la vessie, même si cela aide à obtenir une pièce de qualité. Le contrôle de ces paramètres est donc préférable pour fabriquer la pale d'éolienne. De plus, l'extensibilité de la vessie s'est avérée être un élément important favorisant la répétabilité du procédé. Le STRETCHLON® 200 permet donc de construire facilement une vessie extensible et suffisamment résistante, tout en assurant de faibles temps d'infusion.

Ayant sélectionné un procédé de fabrication à faible coût pour une pièce complexe, le chapitre suivant propose une solution pour diminuer le prix de fabrication actuellement élevé des moules afin de permettre une production plus économique de pièces complexes. Le nouveau type de moule décrit combine un faible coût de production, des fonctions polyvalentes et de bonnes propriétés mécaniques.

## CHAPITRE 4

### Choix de l'outillage

Lors du processus d'optimisation économique des matériaux composites, le coût de l'outillage occupe une place importante. Une sélection adéquate de l'outillage assure la rentabilité d'une production. Pour certains cas, la performance mécanique du moule est le facteur prédominant. Pour d'autres, c'est le coût ou la durée de vie. Lors de la fabrication par le procédé RTM, ces trois facteurs sont très importants. Des pressions et températures élevées sont nécessaires pour diminuer les temps de fabrication. Cela est indispensable pour les résines à haute performance utilisées dans le secteur aéronautique. Dans ce domaine, où les pièces sont très variées et produites en quantité restreinte, le prix des moules peut rapidement devenir un facteur important. Dans le processus d'intégration des matériaux composites dans les avions de nouvelle génération, ceci peut s'avérer déterminant, car le coût gouverne directement le prix de revient des pièces de petite taille. Malheureusement, aucune technologie actuelle ne permet de fabriquer des moules abordables, capables de résister en température et pression.

#### 4.1 Revue des technologies de fabrication de moule

La fabrication de pièces composites par le procédé RTM peut se faire à l'aide de différents types de moules. La sélection dépend, en grande partie, du nombre de pièces à produire. Les moules plus dispendieux permettent d'obtenir des pièces de meilleure qualité, mais leur coût doit être amorti sur un plus grand nombre de pièces. La comparaison des coûts de fabrication des moules a été discutée dans la section 2.2. Le Tableau 4.1 donne les principales caractéristiques des matériaux utilisés pour les moules RTM.

À l'heure actuelle, les moules en acier usinés sont la norme dans l'industrie, entre autres à cause de leur résistance mécanique et de leur dureté. Ces moules possèdent une excellente résistance à l'usure. L'alliage d'acier d'outillage P-20 étant la norme dans l'industrie de l'injection de thermoplastiques, il est déjà bien connu des fabricants de moules. Il a donc rapidement trouvé sa place auprès des fournisseurs d'outillage pour les matériaux composites. Ce matériau offre cependant une faible résistance à la corrosion, qui peut être améliorée par un traitement de plaquage au chrome, zinc ou nickel.

TABLEAU 4.1 : Comparaison des matériaux pour la fabrication de moules

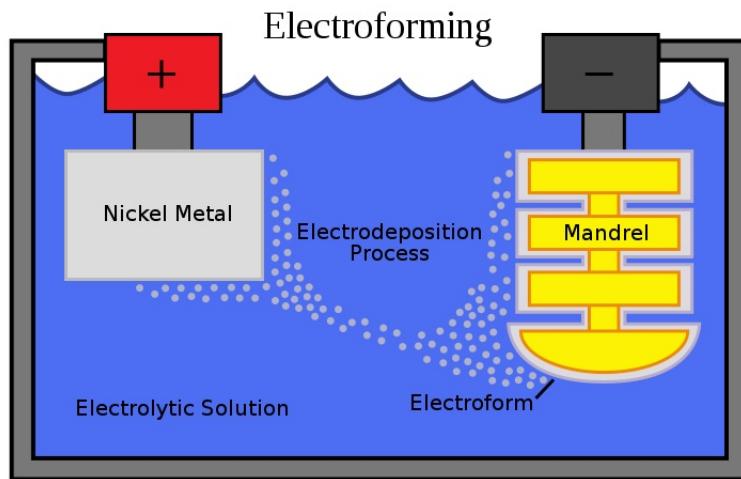
Propriété	Acier P-20	Inox 420	Aluminium	Nickel	Composite
Résistance à la corrosion	F (sans plaquage) B (avec plaquage)	E	B	TB	B
Polissabilité	E	TB	TB/E	TB	N/D
Usinabilité	B	B	E	B	N/D
Transfert de chaleur	TB	B	TB	E	F
Durabilité	B	TB	F	B	F
F=Faible		B=Bon		TB=Très Bon	
E=Excellent					

L'acier inoxydable peut aussi être utilisé pour palier la corrosion dans le cas d'une utilisation avec des produits plus réactifs comme les additifs de résistance au feu ajoutés dans la résine. De plus, ces aciers possèdent une excellente durabilité pour des applications avec des fibres de verre et de carbone. L'alliage le plus utilisé pour fabriquer ce type de moule est l'acier inoxydable 420, mais d'autres alliages moins traditionnels prennent une grande part du marché.

Les moules en aluminium sont aussi très utilisés pour leur faible coût et pour leur rapidité de mise en oeuvre. Ils peuvent être usinés ou moulés selon les dimensions et les propriétés nécessaires. Ils présentent l'avantage de posséder une excellente conductivité thermique, aidant ainsi à diminuer le temps de cycle, mais leur faible dureté leur confère une faible résistance à l'usure. De plus, leur coefficient de dilatation thermique élevé implique de faibles tolérances géométriques et des problèmes de démoulage pour une utilisation à haute température.

Une autre solution souvent utilisée est le nickel. Ce dernier se démarque par la façon dont il est mis en forme, c'est-à-dire par électroformage. Ce procédé, illustré à la Figure 4.1, consiste à transférer, par le biais d'une solution électrolytique, des ions de nickel sur un mandrin. Cette technique permet des tolérances géométriques serrées et l'imprégnation de textures très détaillées comme le montre la Figure 4.2. Sa faible épaisseur en limite toutefois l'utilisation à des pressions peu élevées.

Un dernier matériau qui peut être utilisé est un laminé en composites. Ce type de moule est souvent utilisé pour effectuer des petits volumes de production. Son faible coût et sa facilité de fabrication en font un outil idéal pour les petites entreprises. Les moules en composites sont habituellement constitués des mêmes matériaux que la pièce produite, leur conférant un coefficient d'expansion thermique semblable. Une ossature d'acier est requise. Cette structure assure la répartition des charges sur la coque en composite et confère au moule la rigidité nécessaire pour une utilisation à haute pression.



Source: Wikipedia

FIGURE 4.1 : Mise en forme par électroformage de moules de nickel.



Source: IKEX Japan

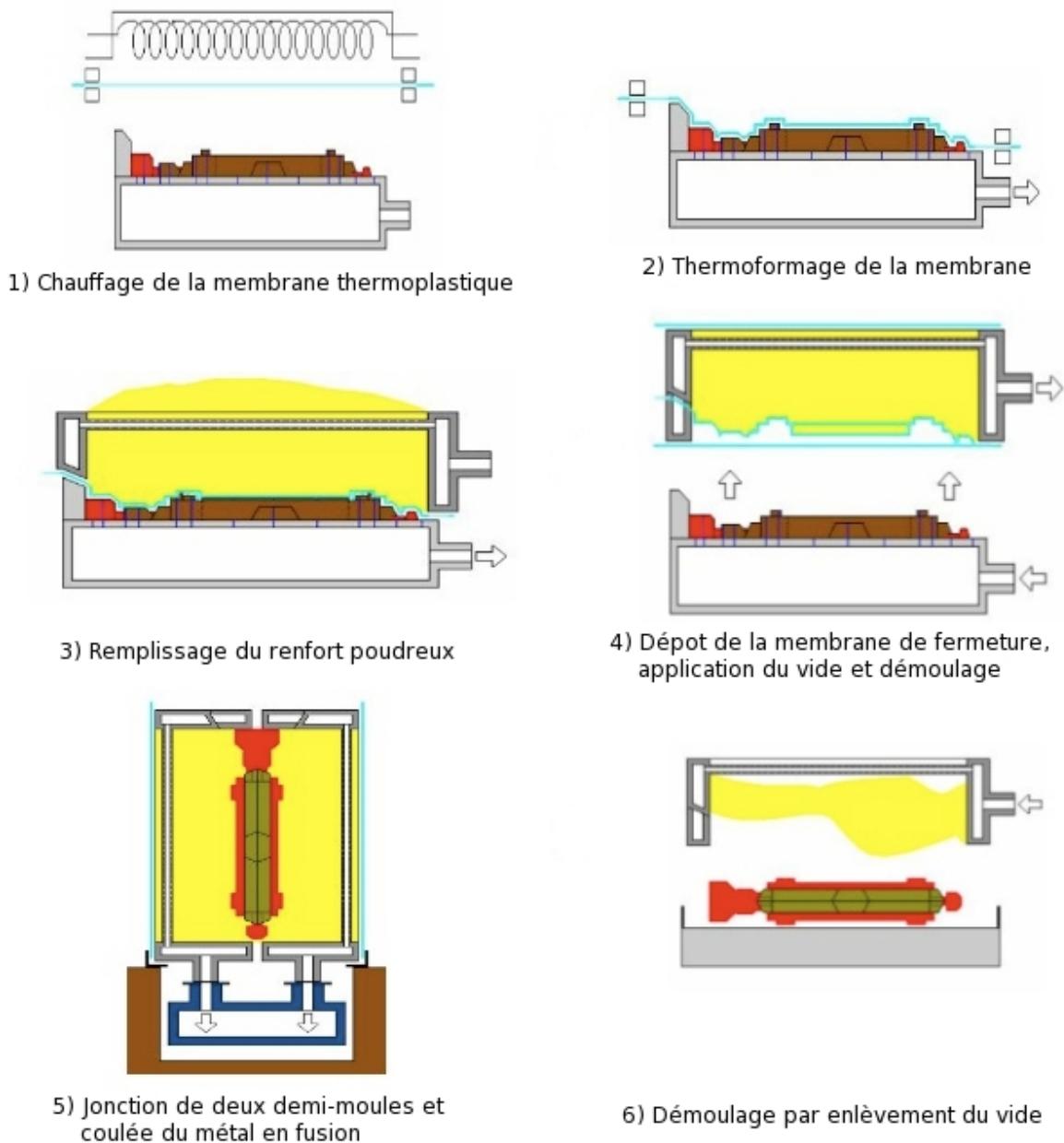
FIGURE 4.2 : Détails de texture d'un moule fabriqué par électroformage.

#### 4.1.1 Moule inspiré du procédé de métallurgie V-Process

Une option très intéressante se trouve dans les technologies de moulage employées en métallurgie. Le domaine de la fonderie utilise plusieurs techniques afin de fabriquer des pièces par moulage, dans des conditions de température élevées. Un de ces procédés, appelé le « *V-Process* », ou moulage sous vide, est principalement utilisé pour de petites productions en série en aluminium coulé. Cette technique est particulièrement bien adaptée le prototypage. La Figure 4.3 présente les différentes étapes de ce procédé et permet d'en comprendre son fonctionnement.

Le moule utilisé pour ce procédé fait usage d'une membrane plastique thermoformée d'environ 0,1 mm, qui épouse le modèle à répliquer. Sur cette membrane est entassé, avec un cadre approprié, du sable de fonderie sans liant, consolidé à l'aide d'un vide appliqué dans la cavité. Une fois le vide appliqué, le moule ainsi formé est réputé, selon Fonderie Giroux [9], résister à une charge équivalente à  $90 \text{ kg/cm}^2$ . Le moule temporaire ainsi fermé, l'aluminium est coulé et la pièce est produite. La fine membrane de plastique s'évapore au contact avec le métal fondu et la forte viscosité de l'aluminium liquide l'empêche d'imprégnier le sable de fonderie, maintenant du même coup le sable en place. L'image présentée à la Figure 4.4 montre un fini de surface typique, obtenu en utilisant des grains fins (120 AFS) et une granulométrie contrôlée. De plus, la géométrie des pièces résultantes est précise d'environ 0,2 mm,  $\pm 0,02$  mm pour chaque centimètre d'une dimension donnée. Ce procédé implique aussi certaines particularités reliées à l'angle de démoulage et aux congés, qui n'influencent pas l'application aux matériaux composites telle que décrite dans la section suivante.

Certains éléments développés dans le cadre de ce procédé sont très intéressants. Notons, entre autres, la résistance obtenue à partir du sable de fonderie mis sous contrainte par l'application de vide. Un autre élément intéressant est la tolérance du procédé, qui est relativement faible si l'on considère qu'il s'agit de moulage d'aluminium. Cette caractéristique semble indiquer de bonnes propriétés du sable à des températures élevées. Cependant, le point le plus intéressant reste le type d'applications pour lequel ce procédé s'est démarqué, soit la production de petites séries de pièces en aluminium. Cette caractéristique laisse entrevoir de possibilités d'application intéressantes pour la fabrication de petites séries de pièces en matériaux composites. La section suivante propose un moule pour la fabrication des matériaux composites inspiré du procédé « *V-Process* ».



Source: Fonderie Giroud

FIGURE 4.3 : Étapes de réalisation du procédé « V-Process ».



Source: Fonderie Giroud

FIGURE 4.4 : Exemple de pièces produites par le procédé « *V-Process* ».

## 4.2 Définition d'un moule en sable sous contrainte

Le procédé RTM nécessite l'utilisation de pressions plus élevées que l'infusion de résine et donc de moules pouvant résister à des contraintes importantes. Un problème majeur réside dans le fait que les moules qui peuvent résister à de telles pressions sont souvent dispendieux, tant en matériel qu'en main d'oeuvre. Pour cette raison, le développement de moules économiques pouvant résister à de fortes pressions est un sujet tout à fait indiqué qui sera abordé dans ce chapitre.

L'application du procédé « *V-Process* » à la fabrication des matériaux composites est envisagée pour répondre à ce problème. Les sables techniques utilisés en fonderie sont un matériau peu dispendieux pouvant procurer de bonnes propriétés mécaniques lorsque compactés. L'idée est donc d'utiliser ce sable et d'en faire une masse solide en le comprimant sous vide. Cette masse solide peut servir de remblai à une paroi semi-rigide qui sera en contact avec la pièce.

La Figure 4.5 illustre schématiquement le montage d'un moule renforcé par du sable sous vide qui représente le concept en question. On y voit une paroi semi-rigide, capable

de maintenir sa forme, supportée par un sable technique dont la friction inter-granulaire est assurée par une pression de vide et permet de résister à de fortes pressions. Cette structure fait alors office de moule rigide permettant la fabrication de pièces composites par injection de résine liquide.

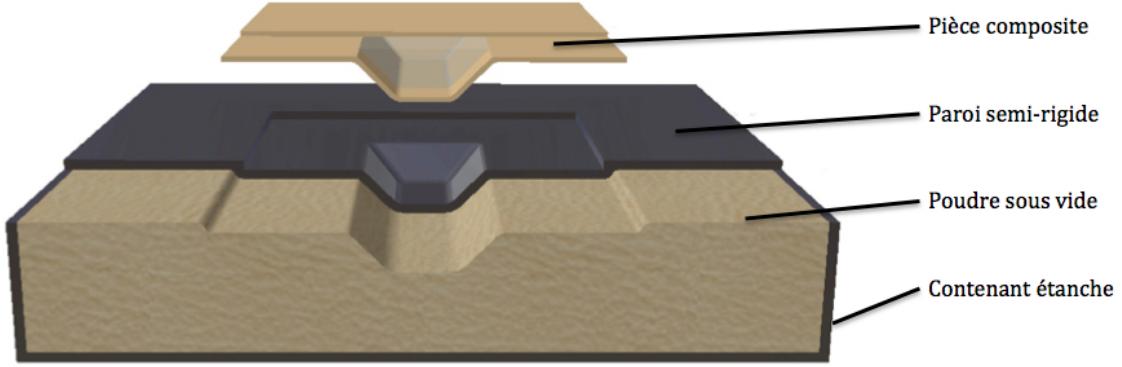


FIGURE 4.5 : Moule utilisant le sable sous vide pour assurer sa rigidité.

Cette approche représente donc un moyen rapide et efficace de supporter uniformément n'importe quel type de coque mince afin de la transformer en un moule rigide pouvant accomoder le procédé RTM. Ces coques minces peuvent être constitués de matériaux composites, de nickel, d'aluminium coulé ou d'acier estampé. Ce concept possède aussi de nombreux avantages :

- rentabilité de production RTM d'une petite série,
- possibilité d'utiliser la haute pression avec des moules laminés,
- possibilité de changer la surface de moulage rapidement et sans nécessiter un ré-investissement dans un moule complet,
- possibilité d'utiliser les moules de nickel dans le procédé RTM,
- possibilité de produire économiquement des pièces de formes variées par RTM.

Le concept repose sur le fait que les sables sont généralement composés de silice, de quartz ou de matériaux céramiques, ayant une grande dureté. L'application du vide à l'intérieur d'une cavité permet de compacter la poudre qui y est contenue. En appliquant une contrainte de compaction élevée, la friction inter-granulaire devient suffisamment grande pour empêcher les glissements internes, permettant au sable compacté de se comporter comme une masse solide. Il faut toutefois considérer que les poudres céramiques possèdent une faible conductivité

thermique et une tolérance géométrique qui ne risque pas de rivaliser avec la précision des moules métalliques. L'obtention d'un moule avec de bonnes propriétés mécaniques nécessite donc une sélection adéquate du sable et un système de moulage adapté. À cette fin, une comparaison et une sélection de différentes poudres doivent être effectuées.

### 4.3 Matériaux

Dans cette section, différents sables et poudres seront étudiés, afin de sélectionner le meilleur matériau poudreux de renfort de moule. Différents aspects comme la morphologie des grains, la taille et la granulométrie seront étudiés pour comprendre les facteurs régissant les performances mécaniques désirées. Par la suite, différents montages permettront de déterminer le coefficient de friction des grains à l'état naturel et lorsque mis sous contrainte par l'application de vide. Enfin, différentes approches seront évaluées comme le mélange de poudres ou leur humidification.

Après une vérification des poudres disponibles dans différentes industries, notamment l'industrie civile, la fonderie et la métallurgie des poudres, certaines poudres ont été sélectionnées afin de vérifier leurs propriétés. Des échantillons de sables et de poudres susceptibles d'offrir les meilleures propriétés ont été prélevés et observés au microscope électronique à balayage. Ce microscope effectue un balayage de la surface d'un échantillon à l'aide d'un faisceau d'électrons. Il en résulte une émission d'électrons secondaires de basse énergie qui sont accélérés par différents détecteurs. Ces derniers permettent de reconstruire une image tridimensionnelle de la surface de l'échantillon. À cause de la longueur d'onde beaucoup plus faible du faisceau d'électron, cette technique permet l'observation d'éléments difficilement détectables par des moyens optiques.

Les Figures 4.7 à 4.13 sont issues de cette analyse, dont la technique est décrite à la section 4.4.1. Ces images ont été produites grâce à un microscope électronique à balayage de type JEOL JSM840, présenté à la Figure 4.6 dans les locaux du Centre de Caractérisation Microscopique des Matériaux de l'École Polytechnique, le (*CM*)<sup>2</sup>.



Source: (CM)<sup>2</sup>, École Polytechnique de Montréal

FIGURE 4.6 : Microscope électronique à balayage JEOL JSM840 du (CM)<sup>2</sup>.

#### 4.3.1 Sable naturel

Le sable naturel est un matériau très peu dispendieux et très courant. Il est utilisé dans des constructions de génie civil comme matériau de remplissage et dans différents domaines comme l'horticulture. Dans le premier cas, il s'agit de sable non traité ayant une granulométrie favorisant sa compaction. Les grains sont obtenus à l'état naturel, ce qui leur confère une forme plus arrondie et une composition chimique variée. Au Québec, le sable appelé Sable de Joliette est principalement utilisé. Il sera observé conjointement à un sable siliceux tamisé destiné à l'horticulture. Ce dernier est composé principalement de silice et ses grains sont de dimension plus uniforme. Les Figures 4.7 et 4.8 montrent la géométrie de grains composant chacun de ces sables. Une comparaison de ces sables avec les autres poudres est effectuée à la section 4.4.

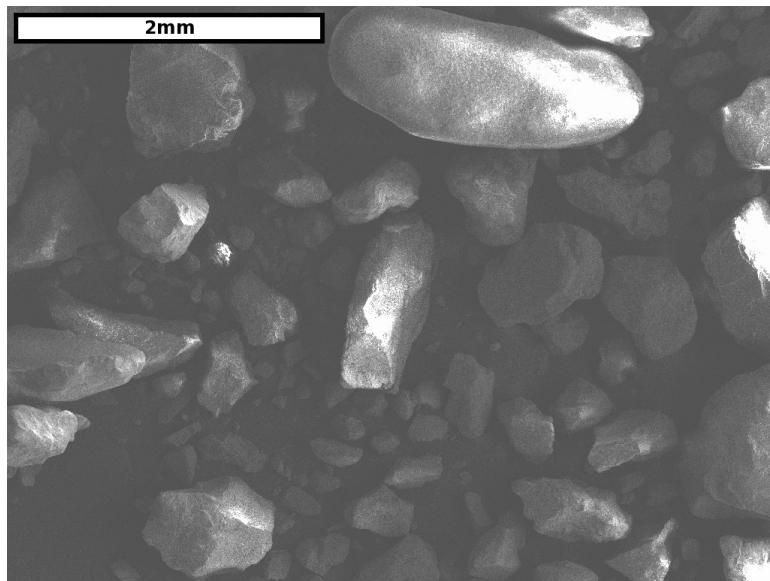


FIGURE 4.7 : Microscopie électronique à balayage du sable de Joliette.

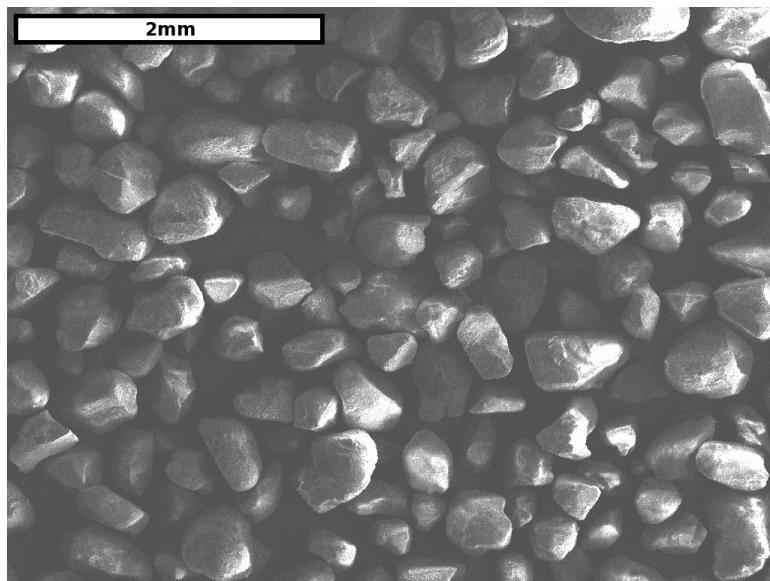


FIGURE 4.8 : Microscopie électronique à balayage du sable siliceux.

#### 4.3.2 Quartz

La poudre de quartz est utilisée comme sable de fonderie et comme matériau abrasif lors de sablage par projection de sable. C'est un des matériaux abrasifs les moins dispendieux. Il est constitué de grains de quartz concassé de différentes tailles, présentant des arêtes vives. Les Figures 4.9 et 4.10 présentent deux images tirées d'une microscopie électronique à balayage effectuée sur deux poudres de granulométrie différentes utilisées en fonderie pour un procédé de moulage de précision (« *Investment casting* »).

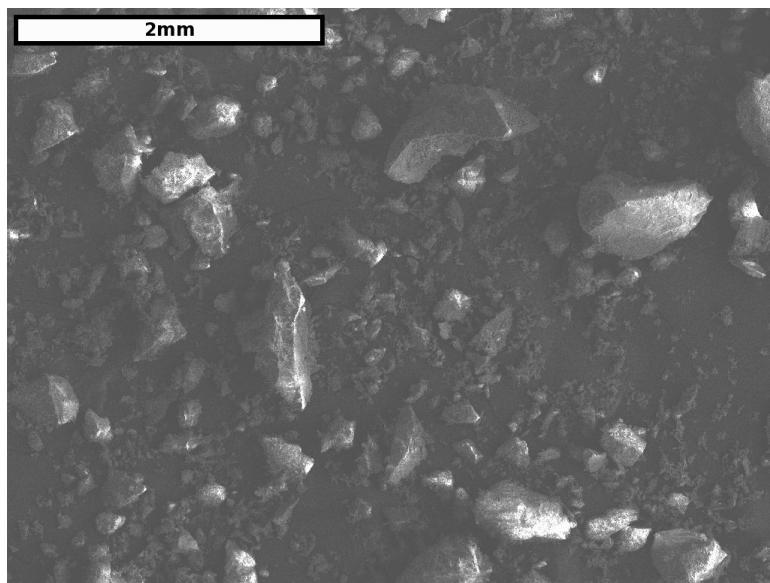


FIGURE 4.9 : Microscopie électronique à balage d'une poudre de quartz de finition.

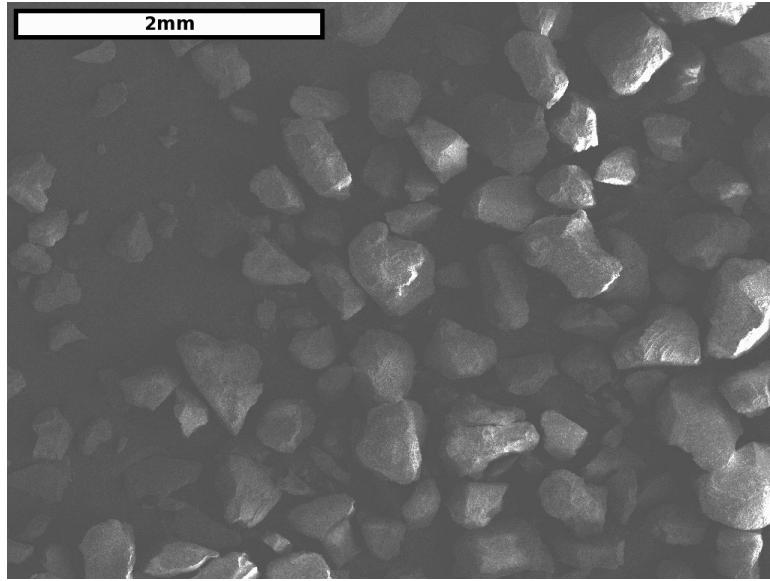


FIGURE 4.10 : Microscopie électronique à balage d'une poudre de quartz grossier.

#### 4.3.3 Silicate d'aluminium

Le silicate d'aluminium est un autre matériel utilisé pour la fonderie. Il présente la particularité, par rapport au quartz, de conserver ses propriétés à haute température. Le mélange utilisé se nomme Mulcoa 47, de la compagnie C-E Minerals. Il est composé de 47% d'alumine, 50% de silicate et de traces d'autres minéraux. Comme le montre la Figure 4.11, les grains de silicate d'aluminium ont des arêtes plus vives et présentent une forme plus carrée. Cette géométrie favorise l'obtention d'une friction inter-granulaire élevée. De plus, ce matériau est léger, ce qui en facilite la manipulation lorsqu'il est utilisé en quantité.

Le silicate d'aluminium est aussi utilisé comme poudre abrasive pour la fabrication de toile et de papier émeri. En fait, ses bonnes propriétés et son faible coût en ont fait le matériau abrasif le plus populaire pour ce type d'application. Sa dureté est d'ailleurs supérieure à celle de la plupart des matériaux métalliques, le rendant apte au sablage des métaux.

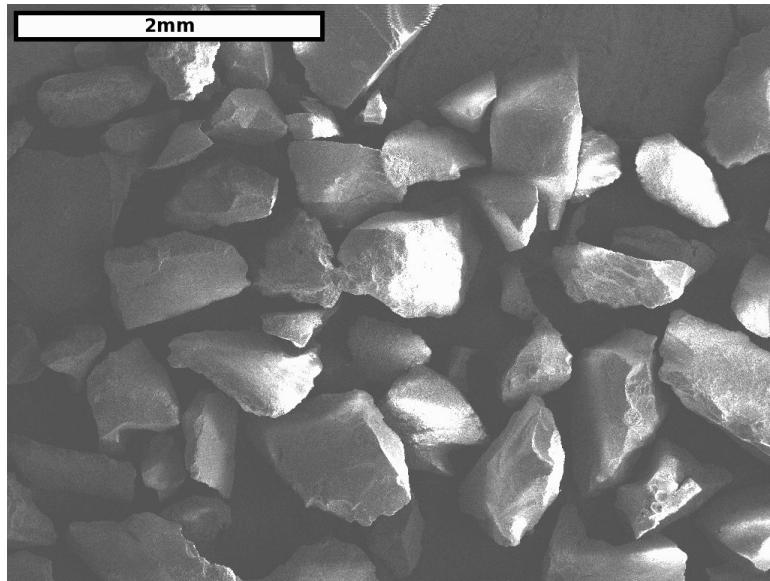


FIGURE 4.11 : Microscopie électronique à balage d'une poudre de silicate d'aluminium.

#### 4.3.4 Zircone

La zircone est un matériau utilisé, lui aussi, dans le moulage de précision. Il est surtout apprécié pour sa faible réactivité avec les métaux liquides. Son utilisation comme couche de surface en fonderie peut laisser croire que cette poudre pourrait donner de bons résultats, mais la Figure 4.12 montre que la géométrie des grains est plutôt arrondie, indiquant un faible coefficient de friction interne.

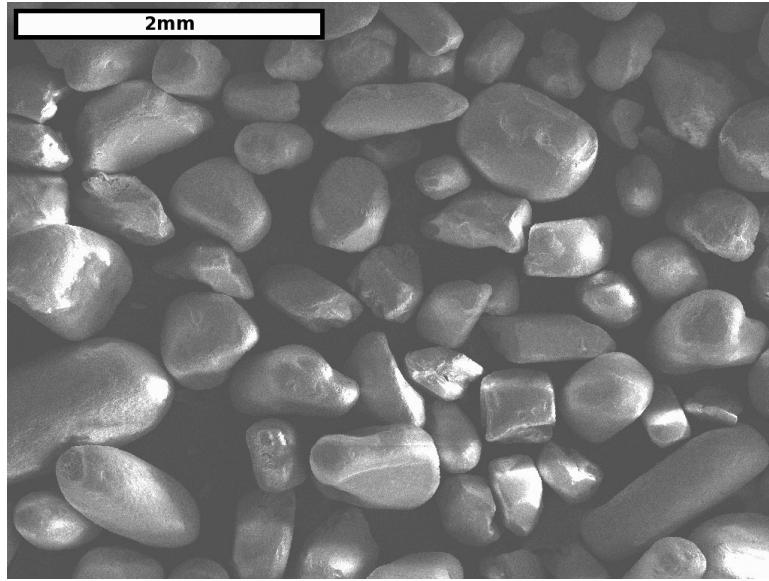
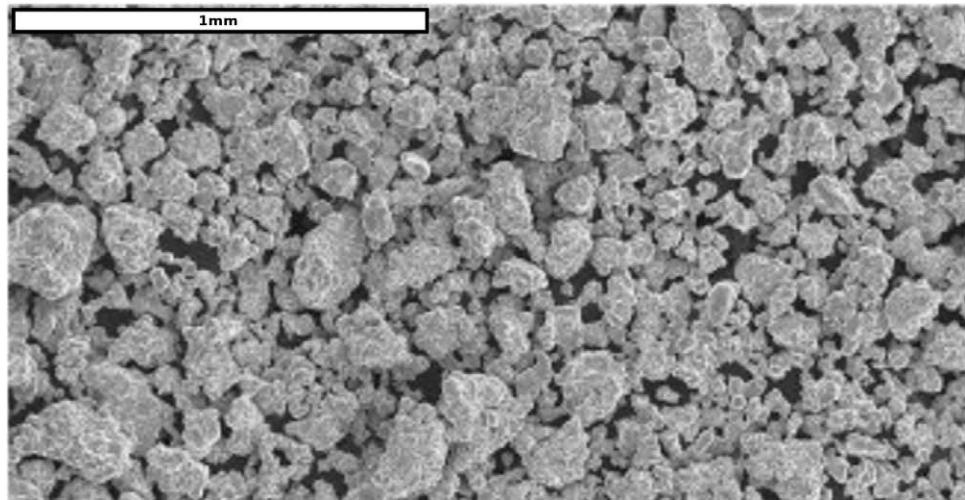


FIGURE 4.12 : Microscopie électronique à balage d'une poudre de zircone.

#### 4.3.5 Poudre d'acier

Les poudres d'acier, couramment utilisées en métallurgie des poudres, sont fabriquées dans le but d'être mises en forme par compaction, puis par traitement thermique. Elles sont fabriquées par pulvérisation d'acier fondu, refroidi par un gaz inerte. Pour certaines poudres, les grains sont ensuite fracassés afin d'en modifier les propriétés. Une propriété importante de ces poudres est la résistance avant cuisson (« *green strength* »). Cette propriété représente la résistance obtenue par la poudre compactée, avant que celle-ci ne soit consolidée par traitement thermique. La poudre sélectionnée, l'Atomet 24 de la compagnie QMP, est recommandée lorsque cette propriété est recherchée. Comme le montre la Figure 4.13, de telles propriétés ne sont pas obtenues par des arêtes aiguës ou une forme spécifique, mais bien par la morphologie de la surface de ces grains comme l'explique la section 4.4.1.



Source: (CM)<sup>2</sup>, École Polytechnique de Montréal

FIGURE 4.13 : Microscopie électronique à balayage de l'Atomet 24, de la compagnie Quebec Metal Powders Ltd.

#### 4.4 Comparaison des sables techniques

Les principales caractéristiques qui risquent d'influencer les performances mécaniques du moule sont la résistance en compaction et la friction inter-granulaire. La première de ces deux caractéristiques permettra d'obtenir de bonnes propriétés en compression, et la deuxième limitera les glissements dus aux efforts de cisaillement. La résistance en compaction est affectée par certains éléments, soit le taux d'occupation du sable, les propriétés mécaniques du matériau constituant le sable et le coefficient de friction interne. Ce dernier joue un rôle prédominant, affectant ainsi les propriétés mécaniques du sable pour une utilisation en moulage haute pression. Par définition, le coefficient de friction interne est le rapport entre la force causée par le frottement mutuel des grains dans le sens du mouvement et la force normale appliquée perpendiculairement au déplacement.

Le coefficient de friction des poudres est un élément très difficile à généraliser. Il est souvent calculé de manière statique à partir de la pente maximale que peut prendre un amoncellement. Cette situation ne décrit cependant pas l'effet de l'application d'une contrainte de compression sur le coefficient de friction inter-granulaire. Aussi, les seuls travaux effectués sur le sujet portent sur des pressions largement supérieures, tels que des essais balistiques et de métallurgie des poudres. La mise en place de tests personnalisés doit donc être effectuée afin d'obtenir une base de comparaison appropriée. Ces essais doivent tout d'abord permettre

d'identifier différents paramètres tels que la taille des grains, leur forme et la granulométrie du sable. Par la suite, les coefficients de friction statiques seront calculés et un montage expérimental permettra de comparer les différentes poudres lorsqu'elles sont soumises à une contrainte de compression.

#### 4.4.1 Étude de la morphologie des grains

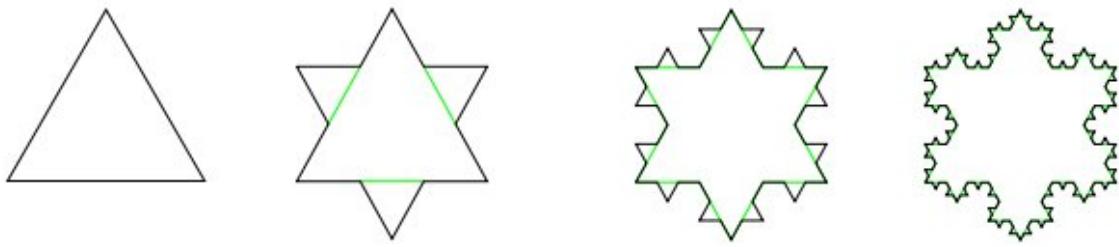
Les images des poudres obtenues par MEB permettent de déduire certaines caractéristiques des poudres qui affectent son coefficient de friction interne. Selon Chan et Page [5] et Cortes *et al.* [6], ces caractéristiques sont la grosseur des grains, la complexité, la vivacité des arêtes et le rapport géométrique (« *aspect ratio* »). Cette approche est utilisée afin de faire une première sélection des poudres et mieux expliquer les différences de propriétés mécaniques obtenus ultérieurement. Le Tableau 4.2 permet de comparer les caractéristiques géométriques des poudres.

TABLEAU 4.2 : Comparaison des caractéristiques géométriques des poudres

Matériau	Diamètre moyen	Rapport géométrique	Vivacité des arêtes	Rugosité de la surface
Sable de Joliette	0,7mm	1,8	Faible	Moyenne
Sable siliceux	0,4mm	1,4	Faible	Moyenne
Quartz	0,5mm	1,4	Moyenne	Moyenne
Silicate d'Aluminium	0,7mm	1,6	Élevée	Moyenne
Zircone	0,5mm	1,5	Faible	Faible
Poudre d'acier	0,15mm	1,3	Faible	Élevée

La poudre d'acier s'est avéré avoir un état de surface particulier qui peut être décrit comme ayant une dimension fractale supérieure. Cette dimension peut être représentée par le flocon de Koch à la Figure 4.14. Une dimension fractale élevée représente une géométrie avec un contour irrégulier. Dans le cas des poudres, elle résulte en un accrochage mécanique entre les grains et est réputé, selon Chan et Page [5], affecter directement le coefficient de friction interne des poudres.

Suite à cette étude, quatre poudres ont été retenues, soit le sable de Joliette, pour son rapport géométrique élevé et sa granulométrie, le sable siliceux, pour son prix et ses qualités acceptables, le silicate d'aluminium, pour ses bonnes propriétés et la poudre de fer, pour l'état de sa surface. Ces quatres sables sont retenus pour les étapes de sélection subséquentes.



Source: Wikipedia

FIGURE 4.14 : Représentation de la dimension fractale par le flocon de Koch.

#### 4.4.2 Granulométrie

La granulométrie a pour objet la mesure de la distribution de la taille des grains contenus dans une poudre ou un sable. Sa mesure est habituellement effectuée par tamisages successifs. Un échantillon de poudre de poids connu est passé au travers d'une série de tamis ayant des grosseurs de maille précises. Ceux-ci sont agencés de sorte que chaque tamis contienne les grains ayant une gamme de grains précise. On peut ainsi, en pesant la poudre qui se trouve dans chaque tamis, obtenir la courbe de répartition de la taille des grains. Pour effectuer des essais pour les échantillons sélectionnés à l'aide du MEB, 800 g ont été prélevés à partir d'un mélange homogénéisé, puis divisés afin d'obtenir 4 mesures de granulométrie à partir d'échantillons de 200 g chacun. La Figure 4.15 présente les résultats obtenus. On y remarque que la granulométrie du silicate d'aluminium est beaucoup plus uniforme que celle des deux autres poudres. Il est possible que cette caractéristique améliore les propriétés mécaniques des poudres, par un meilleur entassement des grains et une augmentation de la densité volumique de la poudre.

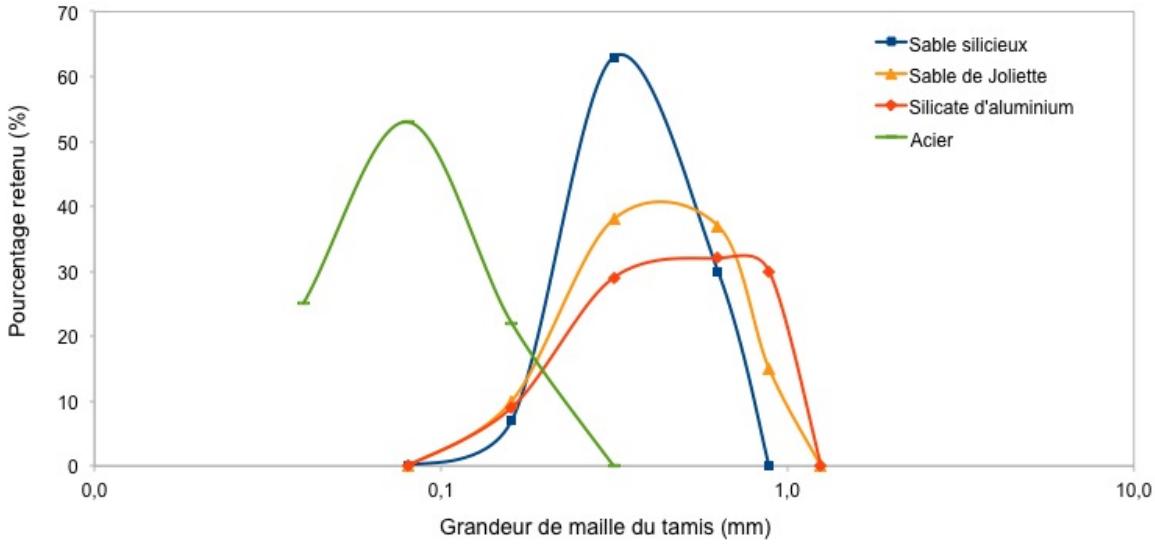


FIGURE 4.15 : Répartition de la taille des grains mesurée par granulométrie.

#### 4.4.3 Test de friction statique

Dans ses travaux, Winterton et Fang [14], décrivent une procédure de mesure de la friction d'un matériau granuleux à partir de son angle de tenue maximal. Cet angle de tenue est mesuré à partir du monticule formé par la poudre après une chute de quinze centimètres. La Figure 4.16 montre le montage en question, permettant d'effectuer cette mesure. La méthode développée consiste à verser la poudre dans un entonnoir afin de créer un amas poudreux conique. Selon une procédure de mesure éprouvée en mécanique des sols, le coefficient de friction interne du matériau est déduit à partir de l'angle entre l'horizontal et la surface de ce cône par l'équation 4.1.

$$\mu = \tan(\alpha) \quad (4.1)$$

où :

- $\mu$  = coefficient de friction statique interne
- $\alpha$  = angle de tenue maximale

Afin d'effectuer les mesures, 4 échantillons de 100 g de chaque poudre ont été prélevés du mélange homogénéisé. Par la suite, ces échantillons ont été testés, et l'amas de poudre

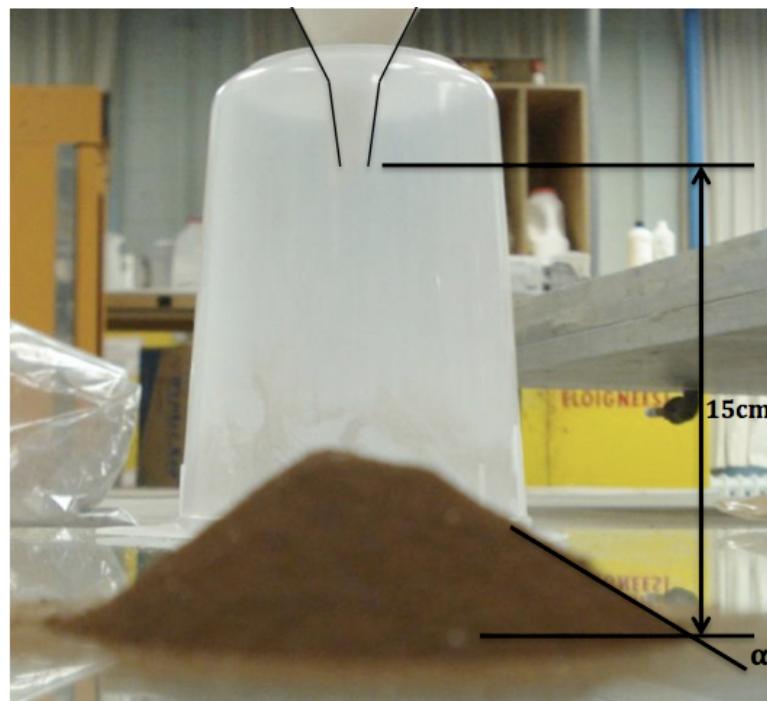


FIGURE 4.16 : Méthode de mesure du coefficient de friction statique des poudres.

photographié. Les angles ont ensuite été déduits des photographies obtenues à l'aide d'un logiciel de traitement d'image. Le Tableau 4.3 montre la moyenne des résultats obtenus à partir des 4 échantillons. La méthode de mesure d'angle a été validée en photographiant un rapporteur d'angle juxtaposé aux échantillons et en appliquant la même procédure que pour les photographies d'amas de poudre. L'exactitude des angles près de la verticale, de l'horizontale et en oblique a donc pu être vérifiée.

TABLEAU 4.3 : Coefficients de friction statique interne

Matériau	Coefficient de friction
Sable de Joliette	0,80
Sable siliceux	0,78
Silicate d'Aluminium	0,72
Poudre d'acier	0,75

#### 4.4.4 Mesure de la densité apparente des poudres

Bien qu'il n'y ait pas de lien direct avec le coefficient de friction interne d'une poudre, la densité joue un rôle important lors de la sélection de la poudre. Effectivement, pour les moules économiques de grande taille, le poids peut être un facteur déterminant. Un moule trop lourd peut gêner sa manipulation et nécessiter une structure complexe de soutien. Le Tableau 4.4 résume les densités mesurées pour les différentes poudres. La mesure de la densité des poudres a été effectuée selon la norme ASTM D7481-09.

TABLEAU 4.4 : Mesure de densité des poudres techniques

Matériau	Densité (g/cm <sup>3</sup> )
Sable de Joliette	1,6
Sable siliceux	1,7
Silicate d'Aluminium	1,4
Poudre d'acier	2,2

### 4.5 Sélection du sable de renfort

Les quatre sables décrits précédemment sont de bons candidats pour le système de renfort de moule décrit à la section 4.2. Cependant, aucune des méthodes de caractérisation présentées dans le chapitre précédent n'a permis une sélection adéquate de la poudre. De plus,

aucune norme ASTM ne présente de méthode de caractérisation des matériaux granuleux pour les conditions souhaitées. La sélection finale devra donc se faire à l'aide d'un montage spécialisé permettant la mesure du coefficient de friction interne à l'aide d'un montage de flexion 3 points installé sur une machine MTS.

#### 4.5.1 Description de la procédure expérimentale

Une machine MTS (« *Mechanical Testing System* ») est un outil indispensable à la caractérisation des matériaux. Elle permet de tester différentes configurations mécaniques et d'obtenir ainsi des propriétés comme la résistance en traction, en compaction, en fatigue et en cisaillement. Des matériaux plus complexes, comme les sandwich, peuvent aussi être testés, afin de vérifier les caractéristiques de la peau, du cœur et de l'assemblage de ces deux éléments. Les caractéristiques mécaniques de ces derniers dépendent de celles des parois, du noyau et de l'adhésion entre ces composantes. La norme ASTM C 393/C 393M-06 (« *Standard Test Method for Core Shear Properties of Sandwich Constructions by Beam Flexure* ») permet de déterminer les caractéristiques de cisaillement du noyau d'un composite sandwich en flexion. Celles-ci sont déduites des efforts de cisaillement présents dans le noyau lorsqu'un moment induit une flexion sur les faces du composite sandwich. Cependant, une différence fondamentale existe entre un cœur de panneau sandwich et un matériau granuleux. Dans les faits, le premier est caractérisé par sa résistance en cisaillement et l'autre, par un coefficient de friction interne. Ces deux caractéristiques sont cependant mesurées en utilisant des efforts de même nature.

Un montage similaire à un assemblage sandwich tel que celui présenté à la Figure 4.17 permet de comparer les propriétés des différentes poudres lorsqu'elles sont mises sous vide. Celui-ci est constitué de deux tôles d'aluminium d'une épaisseur de 1,25 mm ayant une surface de 50 mm par 255 mm, bordées par une bande mince de silicium les séparant de 7 mm. Un sac conique étanche permet l'application du vide à l'intérieur de l'échantillon, créant une charge de compression entre les deux plaques d'aluminium. Cet assemblage, lorsque placé sur un montage de flexion 3 points, permet de comparer facilement des poudres contraintes avec une bonne répétabilité. Dans ce cas ci, un montage en flexion 4 points n'est pas nécessaire, car les contraintes dans les peaux ne sont pas critiques et la mesure du cisaillement dans la poudre n'est pas affectée par une concentration de contraintes au centre de l'échantillon.

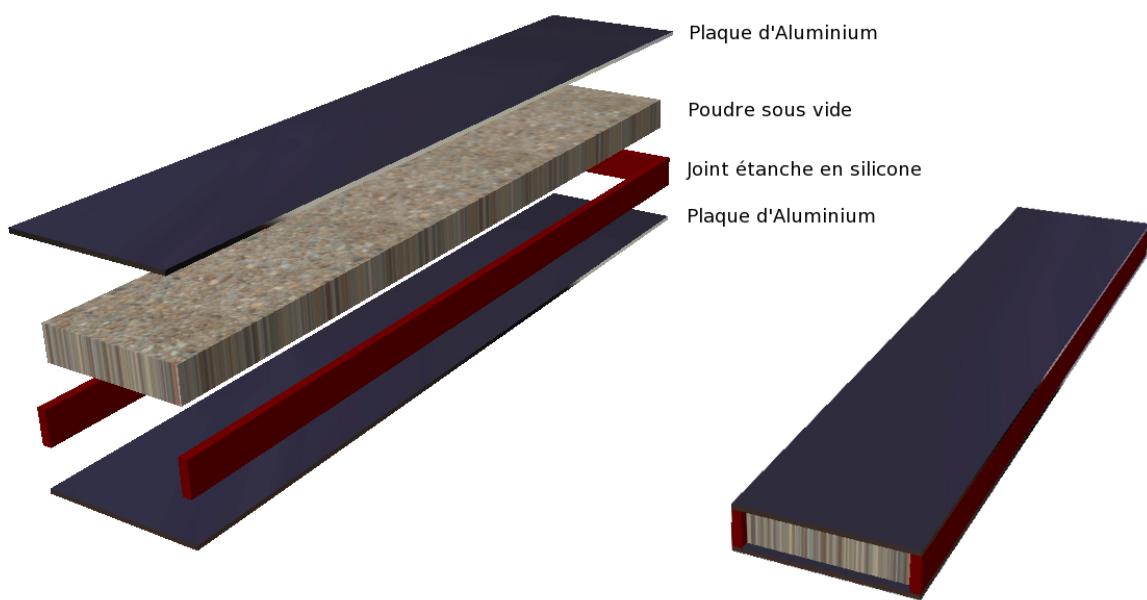


FIGURE 4.17 : Détails de l'échantillon de test.

Tel que mentionné précédemment, les propriétés des matériaux granuleux se caractérisent en induisant un glissement et en calculant le coefficient de friction interne de celui-ci. Dans notre cas, comme les déformations prévues du moule sont relativement faibles, la réponse du matériau au début du glissement nous intéresse, de même que la valeur brute du coefficient de friction interne. Une analyse de cette réponse peut être effectuée par un montage en flexion tel que celui décrit dans la norme ASTM C 393/C 393M-06. La Figure 4.18 illustre l'application de cette norme. La méthode d'analyse de ces propriétés est décrite à la section 4.6.1.



Source: Touchstone Research Laboratory

FIGURE 4.18 : Mesure du cisaillement du noyau, par la norme ASTM C 393/C 393M-06.

#### 4.5.2 Description du banc d'essai

Lors des essais de caractérisation, une MTS équipée d'une cellule de charge de 50 kN est utilisée et les données sont recueillies à l'aide du Logiciel « *Test Loop 2.0* ». La distance de support est de 190 mm, la vitesse de 0,25 mm/s et la déflection maximale de 7 mm. Afin d'effectuer les mesures, le plan d'expérience présenté au Tableau 4.5 a été réalisé. Différentes alternatives ont été étudiées, telles que le traitement de la poudre de fer par oxydation, le mélange de différentes poudres, l'humidification de la poudre et un traitement d'adhésion

mécanique aux peaux. La Figure 4.19 montre le montage réalisé sur la MTS pour effectuer le plan d'expérience.

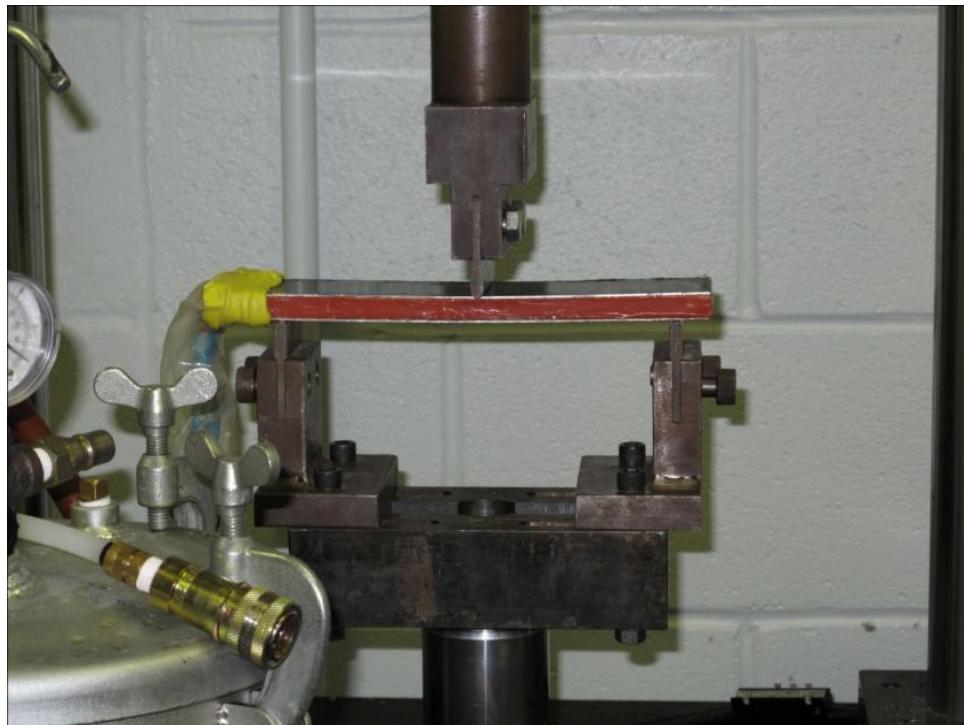


FIGURE 4.19 : Montage de flexion 3 points.

Les résultats de cette analyse sont détaillés et étudiés à la section 4.6. Les sections suivantes décrivent les différentes variantes de poudres testées et l'impact de paramètres comme l'état de surface des grains, la granulométrie de la poudre et l'accrochage mécanique aux parois.

TABLEAU 4.5 : Mesure du coefficient de friction interne des poudres compactées

Type de Poudre	Pression :	Nombre de tests		
		0 kPa	-40 kPa	-80 kPa
Sable de Joliette		1	2	2
Sable siliceux		1	2	2
Silicate d'Aluminium		1	2	2
Poudre d'acier		1	2	2
Poudre d'acier + $H_2O$		1	2	2
Poudre d'acier oxydé		1	2	2
Mélange d'acier et de Silicate		1	2	2
Sable siliceux avec accrochage mécanique*		1	2	2
Silicate d'aluminium avec accrochage mécanique*		1	2	2
Poudre d'acier avec accrochage mécanique*		1	2	2
Échantillon vide sans poudre**		2	0	0

\* Traitement d'accrochage mécanique aux peaux du sandwich, voir la section 4.5.5.  
\*\* Avec et sans traitement d'accrochage mécanique.

#### 4.5.3 Amélioration des performances par oxydation de la poudre d'acier

Tel que mentionné dans la section 4.4.1, l'état de surface a un impact important sur les propriétés en friction des poudres. Une méthode envisagée pour améliorer l'état de surface est l'oxydation de la poudre d'acier. À cette fin, de l'acide chlorhydrique est mélangée à la poudre d'acier Atomet 24 et le mélange est laissé au repos pendant deux heures. Par la suite, l'amas d'oxyde de fer est émietté et tamisé afin d'obtenir des grains de dimension uniforme. Une cuisson au four assure ensuite l'élimination complète de l'acide et de l'eau résultant de la réaction d'oxydation de l'oxyde de fer,  $Fe_2O_3$ .

#### 4.5.4 Amélioration des performances par mélange de poudres

Une autre méthode consiste à modifier la granulométrie de la poudre pour en augmenter la densité et réduire le mouvement possible des grains. Comme les poudres testées ont différentes grosseurs de grain, l'ajout de poudre fine à un sable plus grossier pourrait permettre d'en améliorer les propriétés. Cette technique est en fait utilisée en génie civil, lors de la fabrication des routes et des fondations, afin d'améliorer la stabilité du sol. De la poudre d'acier sera donc ajoutée au silicate d'aluminium, afin d'en étendre la granulométrie. Les propriétés de ce mélange seront ensuite comparées à celles de la poudre d'acier.

#### 4.5.5 Amélioration des performances par accrochage mécanique aux parois

Tout comme pour un panneau sandwich, les propriétés du montage présenté à la section 4.5.1 sont liées à l'interface entre les peaux et le cœur. Dans ce cas-ci, si le coefficient de friction entre les parois et la poudre est trop faible, c'est ce dernier qui sera mesuré, plutôt que le coefficient interne de la poudre. Afin de résoudre ce problème, de la poudre de silicate a été collée sur les faces internes des peaux, imitant une surface de papier sablé. Cette couche supplémentaire a une épaisseur d'environ 1mm par paroi, les rebords de silicone ont été élargies de 2 mm pour conserver une configuration similaire. La Figure 4.20 illustre le résultat obtenu.



FIGURE 4.20 : Traitement de surface des parois internes du montage en flexion.

## 4.6 Analyse des résultats

La propriété critique d'un moule par poudre sous contrainte est la résistance à la déformation du remblai poudreux. Le coefficient de friction interne étant la propriété qui gouverne le comportement mécanique des matériaux poudreux, celui-ci peut être déduit à partir d'un essai de flexion 3 points. Cette section explique la procédure utilisée pour arriver à cette déduction et compare les résultats obtenus des essais sur les différentes poudres.

### 4.6.1 Interprétation des données

Le coefficient de friction interne est obtenu en calculant la déformation latérale moyenne du matériau granuleux, en fonction de la déflexion du panneau sandwich. Le rapport entre le glissement moyen du matériau et la flèche du laminé est aussi utilisé pour calculer l'effort de glissement à partir de la force appliquée sur le montage. En comparant l'effort de glissement au déplacement relatif des deux parois, on obtient ainsi une évaluation rapide et efficace du comportement d'un matériau poudreux pour de petites déformations en compression. Le coefficient de friction interne peut donc en être déduit, et son évolution détaillée en fonction de la variation de la pression et du déplacement. Les hypothèses suivantes ont été posées :

- La déformation longitudinale des parois d'aluminium est faible par rapport à leur flèche.
- L'effort de flexion résulte de la flexion du montage sans poudre et du glissement latéral de la poudre dans l'échantillon.
- On considère que l'épaisseur de l'échantillon reste constante quelle que soit la pression et la déflexion.

La théorie des poutres permet d'évaluer le glissement moyen entre les plaques de l'échantillon en fonction de sa déflexion par l'Équation 4.2. Les détails de ce calcul est disponible à l'Annexe B.

$$d_x = \frac{3ts}{2L} \quad (4.2)$$

où :

- |       |   |                                       |
|-------|---|---------------------------------------|
| $d_x$ | = | glissement moyen                      |
| $t$   | = | distance entre les plaques            |
| $s$   | = | déplacement vertical de l'échantillon |
| $L$   | = | longueur de l'échantillon             |

En ce qui concerne l'échantillon utilisé lors de ce plan d'expérience, la force normale est liée à la pression et le frottement s'exerce longitudinalement. Le déplacement étant nul au centre et maximum aux extrémités de l'échantillon, le coefficient de friction interne est calculé en fonction du déplacement moyen de l'échantillon. Le coefficient de friction peut être évalué en fonction de la force normale appliquée au montage et de la pression à l'intérieur de l'échantillon au moyen de l'équation suivante :

$$k = \frac{F_F}{F_N} = \frac{2(F_p - F_e)}{3Ptw} \quad (4.3)$$

où :

- $F_F$  = force de friction dans le matériau poudreux
- $F_N$  = force normale appliquée sur le matériau poudreux
- $F_p$  = composante de la force de friction dans la poudre
- $F_e$  = composante de la force appliquée due à la flexion du montage sans poudre
- $P$  = pression de vide appliquée dans le montage
- $t$  = distance entre les plaques
- $w$  = largeur de l'échantillon

Le coefficient de friction interne s'est révélé indépendant de la pression interne dans l'échantillon. La Figure 4.21 montre un exemple permettant de valider cette affirmation pour la poudre d'acier. Ce comportement est récurrent dans tous les essais effectués malgré une variation plus élevée du coefficient de friction de certains matériaux. Les causes présumées de cette variabilité élevée sont la grosseur des grains, relativement importante par rapport au déplacement, et l'augmentation de la compacité de certaines poudres lors du déplacement des grains.

Dans la prochaine section, les poudres sont d'abord comparées, puis l'efficacité des différentes altérations est évaluée. Pour terminer, l'impact du traitement de surface décrit à la section 4.5.5 est détaillé.

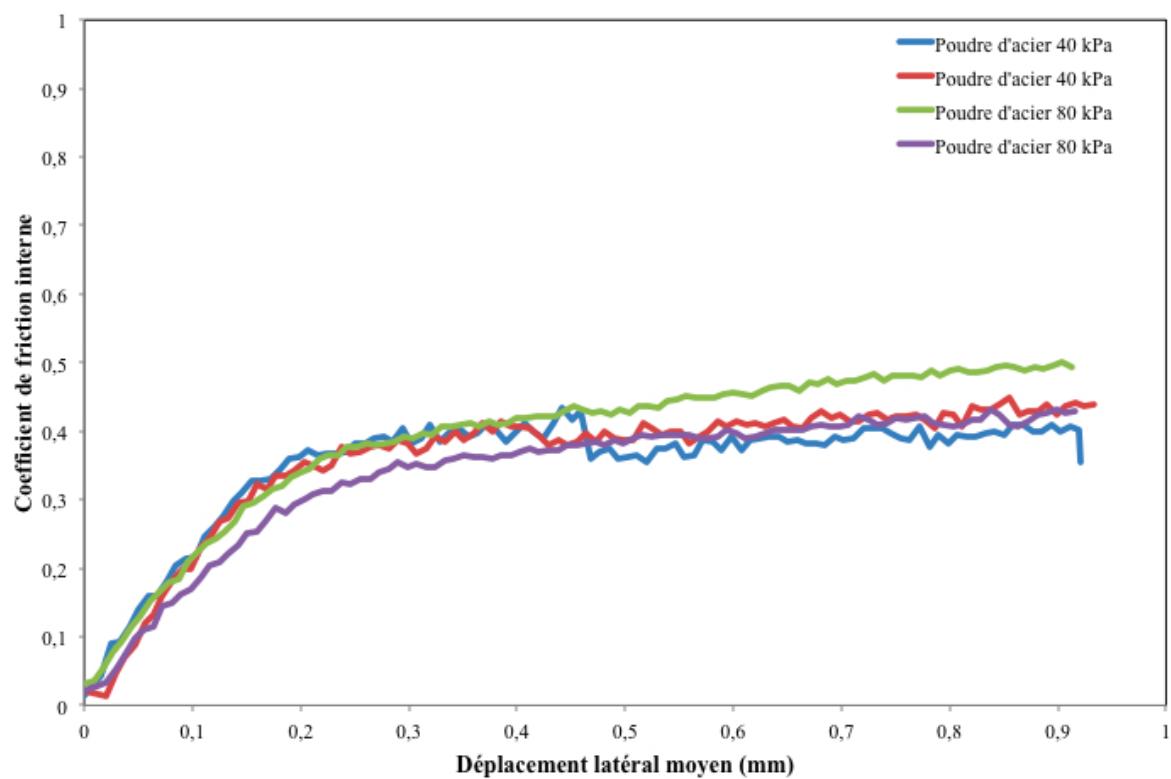


FIGURE 4.21 : Variation du coefficient pour des essais à différentes pressions.

#### 4.6.2 Comparaison des coefficients de friction

Le Tableau 4.6 donne les coefficients moyens obtenus pour les différentes poudres testées. On y remarque que le silicate d'aluminium offre un coefficient de friction interne largement supérieur aux sables et poudres d'acier. Il existe cependant un écart considérable entre les résultats obtenus dans cet essai et les coefficients de friction statique observés à la section 4.4.3, ceci peut indiquer des mécanismes de glissement possiblement différents. La section 4.5.5 offre une réponse à cet écart. La Figure 4.22 illustre l'évolution du coefficient de friction interne pour chacun de ces cas. On y remarque que pour de très petites déformations, le silicate d'aluminium et la poudre d'acier ont un coefficient de friction interne plus élevé.

Les données présentées aux tableaux 4.6 et 4.7 sont obtenus à partir de l'analyse de quatre échantillons par type de poudres. Le faible nombre d'échantillon permet, en partie, d'expliquer l'écart type élevé présenté. Cependant, certains facteurs comme la grosseur des grains et la compaction de la poudre semblent aussi induire une certaine variabilité dans les résultats, faisant augmenter l'écart type observé.

TABLEAU 4.6 : Coefficients de friction interne dynamique des différentes poudres

Matériau	Coefficient de friction interne	Écart type
Sable	0,49	0,09 (19%)
Sable fin	0,43	0,07 (15%)
Silicate d'Aluminium	0,93	0,15 (17%)
Poudre d'acier	0,44	0,04 (9%)

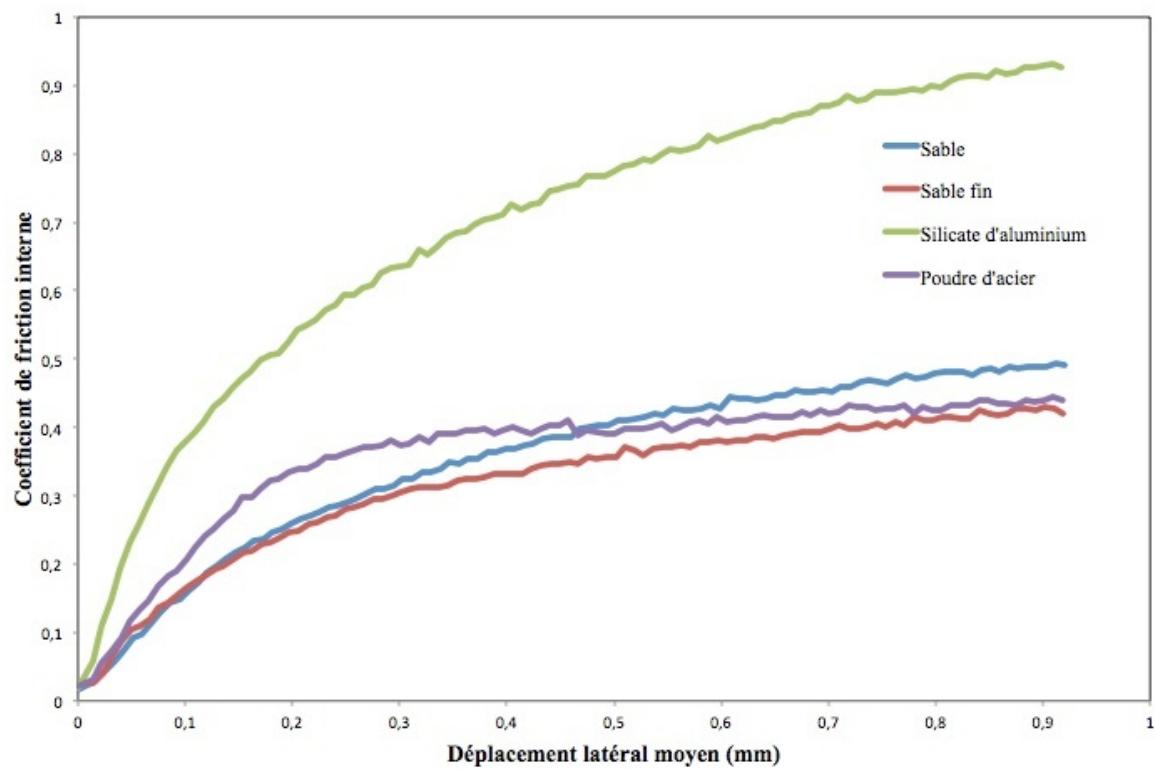


FIGURE 4.22 : Évolution du coefficient de friction interne.

### 4.6.3 Amélioration des propriétés par altération du mélange

Tel que discuté aux sections 4.5.3 et 4.5.4, différentes variantes ont été testées afin de déterminer si une des variantes proposées présente de meilleures caractéristiques. Comme l'indique le Tableau 4.7, l'ajout de liquide ou le mélange de différentes poudres ne semble pas améliorer les propriétés mécaniques. Par contre, le traitement d'oxydation donne de bons résultats. Les résultats obtenus montrent cependant une dégradation de la poudre lorsqu'elle est utilisée à répétition, résultant en une baisse du coefficient de friction interne. Cette dernière option est donc à proscrire, car ses performances dans une utilisation cyclique sont fortement diminuées.

TABLEAU 4.7 : Coefficients de friction interne dynamique des différentes poudres

Matériau	Coefficient de friction interne	Écart type
Poudre d'acier	0,44	0,04 (9%)
Acier mouillé	0,42	0,07 (17%)
Acier oxydé	0,60	0,14 (23%)
Mélange d'acier/AluminoSilicate	0,41	0,09 (21%)

### 4.6.4 Amélioration de la friction de surface

L'amélioration de l'adhérence mécanique de la poudre aux parois de l'échantillon, telle que décrite à la section 4.5.5, s'est avérée particulièrement efficace. En plus d'améliorer significativement les propriétés mesurées de chacune des poudres, le traitement d'adhérence mécanique appliqué aux surfaces de l'échantillon donne un coefficient de friction interne plus réaliste pour les poudres dont les propriétés sont anormalement faibles. Le Tableau 4.8 permet d'apprécier l'impact de ce traitement. Cette amélioration signifie que lorsque les surfaces de l'échantillon ne sont pas traitées, le glissement se produit surtout à leur niveau. De plus, l'évolution du coefficient de friction représenté à la Figure 4.23 indique une différence fondamentale entre les essais effectués avec un traitement de surface. L'absence de stabilisation des courbes semble indiquer une réorganisation continue des grains lors de la déformation de la masse poudreuse.

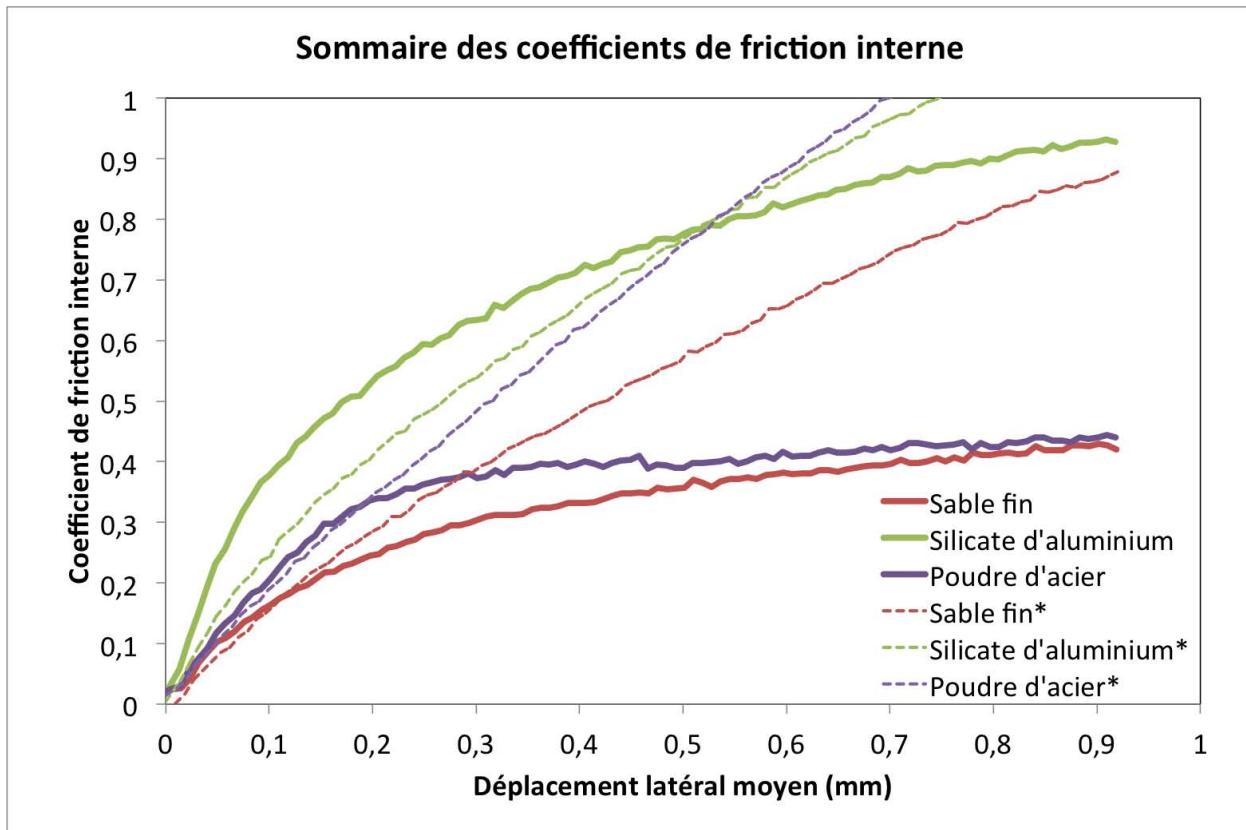


FIGURE 4.23 : Évolution du coefficient de friction interne.

TABLEAU 4.8 : Coefficients de friction interne dynamique des différentes poudres

Matériau	Surfaces non-traitées	Surfaces traitées
Sable fin	0,43	0,87
Silicate d'Aluminium	0,93	1,08
Poudre d'acier	0,44	1,18

#### 4.6.5 Sélection de la poudre

Suite aux résultats obtenus grâce au MEB, à la comparaison de la granulométrie des différentes poudres et au plan d'expérience, le silicate d'aluminium a été retenu pour son coefficient de friction interne élevé, sa faible densité, pour sa bonne disponibilité et son faible prix de revient. De plus, la faible quantité de poussière qu'il contient facilite grandement son utilisation avec des installations de pompe à vide. Sa faible densité permet aussi une manipulation plus aisée lorsque la poudre est utilisée pour un moule de plus grande taille. On constate aussi que pour des petites déformations, ce sable est celui qui possède le meilleur coefficient de friction interne. Cette caractéristique est très favorable car elle indique de plus faibles déformations du moule. La poudre d'acier a aussi démontré d'excellentes propriétés et serait probablement un excellent choix dans le cas où un transfert thermique entre la structure du moule et la pièce est souhaitable. Comme sa densité apparente est plus élevée, elle s'applique cependant à des moules de plus petite taille. Ses grains plus fins signifient aussi la nécessité d'utiliser un système de filtration afin de préserver les équipements associés au réseau de vide.

#### 4.7 Conclusion

Dans l'optique de réduction des coûts de fabrication de moules pour la mise en forme des matériaux composites, une nouvelle technique de fabrication de l'outillage a été proposée. Tiré du domaine de la métallurgie, ce type de moule promet d'allier flexibilité d'utilisation, facilité de construction, solidité et rentabilité. Il incorpore un élément nouveau dans le domaine du moulage des matériaux composites, soit l'utilisation d'un matériau poudreux et la possibilité de passer d'une masse déformable en une masse solide, par l'application du vide.

Afin d'obtenir un moule possédant de bonnes propriétés mécaniques, différentes poudres techniques et sables ont été sélectionnés pour fins de qualification. Parmi celles-ci, des sables naturels, des poudres métalliques et des céramiques ont été évalués. Une étude sommaire a

permis d'écarter rapidement les poudres les moins intéressantes et d'obtenir une meilleure définition des paramètres influençant les propriétés mécaniques d'une poudre sous contrainte. Par la suite, un montage expérimental a été mis en place et un plan d'expérience a été réalisé, permettant d'étudier plus en détails certaines propriétés plus intéressantes des matériaux poudreux sous contrainte. Suite aux résultats obtenus, la poudre de silicate d'aluminium a été retenue, en raison de ses propriétés supérieures, de sa disponibilité et de sa faible densité.

En somme, cette étude des propriétés des matériaux poudreux a permis de mettre en valeur l'impact de la géométrie et de la granulométrie sur leurs coefficients de friction interne statique et dynamique. Elle a aussi permis d'étudier l'importance de l'accrochage mécanique aux parois ainsi que l'influence de l'humidification et le mélange de poudres pour une utilisation comme renfort d'un moule RTM. L'évolution du coefficient de friction interne a aussi été représentée, illustrant les impacts des mouvements micro-structurels de la poudre en déformation. Enfin, elle aura permis de déterminer que la poudre d'aluminosilicate possède les caractéristiques requises au moule à base de poudre sous vide et de se diriger vers une configuration de moule appropriée.

## CHAPITRE 5

### Conception et fabrication du moule

Dans les chapitres 3 et 4, un procédé de fabrication de pièces creuses de géométrie complexe a été développé et un nouveau type de moule a été proposé. Le présent chapitre traite des détails de conception liés à l'application du procédé d'infusion sur vessie fermée. Des éléments de conception comme la stratégie d'injection, le choix des ports d'entrée et de sortie et l'étanchéité y sont détaillés. Enfin, la fabrication du moule et son installation pour la production y sont également décrits. Comme mentionné précédemment, la pièce à fabriquer est une pale d'éolienne d'une longueur de 1,5 m. Tel que décrit à la section 3.4.2, celle-ci est fabriquée d'une seule pièce et constituée d'un laminé en fibres de verre et de résine vinylester.

#### 5.1 Stratégie d'injection

Dans la fabrication de matériaux composites par transfert de résine, plusieurs stratégies d'imprégnation du renfort fibreux peuvent être utilisées. La sélection dépend d'un grand nombre de facteurs comme la géométrie de la pièce, le type de moule et le type de résine. Les points d'injection pouvant se trouver au centre de la pièce ou sur sa circonference, le principal défi est de remplir la pièce le plus rapidement possible en s'assurant d'imprégner la totalité des fibres de la pièce. À cette fin, des logiciels spécialisés permettent de simuler l'écoulement de résine et de prédire la forme du front d'imprégnation, le temps de remplissage et les derniers points de remplissage.

Le logiciel PAM-RTM prédit la forme et la vitesse de propagation du front de résine. Une étude sommaire des paramètres d'infusion a été réalisée afin d'obtenir les caractéristiques réelles du laminé et donc des résultats de simulation de qualité. Ces caractéristiques ont été obtenues en effectuant une infusion filmée avec les mêmes matériaux et en déduisant la perméabilité équivalente du laminé à l'aide de la forme intégrée de l'équation de Darcy présentée à l'équation 5.1. La viscosité publiée de la résine Derakane 411-350 a été utilisée et le taux de fibres moyen a été mesuré après la fabrication.

Comme l'indique l'Équation 3.2, le rapport entre la perméabilité, la porosité et la viscosité est l'élément crucial du calcul de la vitesse d'avancement du front de résine. Comme l'influence de ces trois paramètres est mesurée simultanément, ce rapport est directement mesuré et aucune approximation n'est induite dans le calcul de la vitesse d'avancement du front de résine. Les données recueillies ont donc permis au logiciel PAM-RTM de donner des résultats représentant bien la réalité. Le Tableau 5.1 résume les propriétés utilisées pour simuler l'écoulement de la résine dans la pale. La Figure 5.1 montre l'avancement du front de résine tel que prédit par le logiciel d'éléments finis pour la stratégie d'infusion retenue. Celui-ci a aussi prévu un temps de remplissage de 7 minutes et un dernier point de remplissage près de la largeur maximale de la pale.

$$t_r = \frac{\phi \mu L^2}{2 K P_0} \quad (5.1)$$

où :

- $t_r$  = temps de remplissage
- $\phi$  = porosité du milieux poreux
- $\mu$  = viscosité du fluide
- $L$  = avancement du front de résine
- $K$  = perméabilité
- $P_0$  = pression d'entrée de résine

TABLEAU 5.1 : Paramètres de simulation utilisés pour l'écoulement de la résine dans la pièce

Paramètre	Valeur
Différentiel de pression ( $kPa$ )	90
Viscosité ( $mPa \cdot s$ )	370
Porosité du renfort	0,68
Perméabilité ( $m^2$ )	7,5E-11

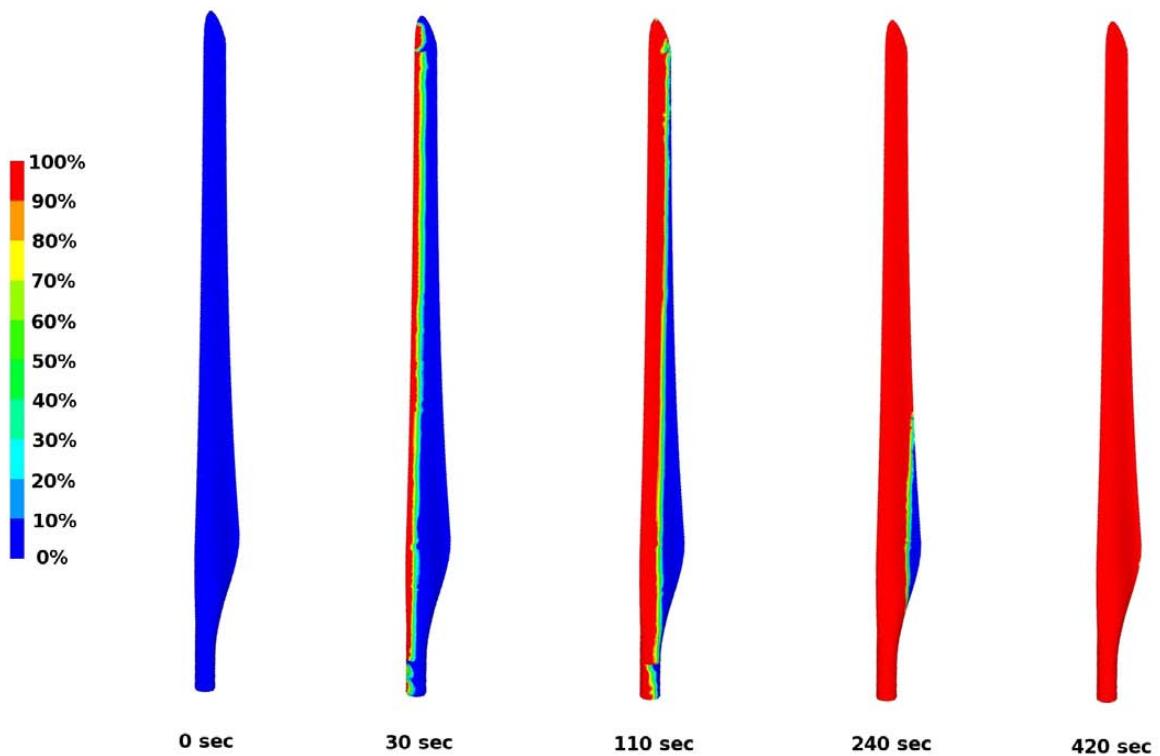


FIGURE 5.1 : Simulation de l'écoulement dans la pale à l'aide du logiciel PAM-RTM[8].

### 5.1.1 Ports d'entrée et de sortie

Cette dernière stratégie d'injection implique une entrée de résine situé sur toute la longueur du bord d'attaque de la pale et nécessite donc un canal d'acheminement de la résine. Un second canal sera aussi mis en place au bord de fuite afin d'éviter les emprisonnements d'air et les accumulations de résine. Le canal d'alimentation est composé d'un demi-cercle de 5 mm de rayon et d'une restriction de 1 mm par 5 mm. Comme l'angle d'incidence et la corde de la pale varient sur sa longueur, la ligne d'entrée de résine constitue donc une courbe tridimensionnelle, nécessitant un acheminement de la résine plus complexe qu'à la normale. Deux options peuvent être envisagées, soit de positionner les canaux sur un plan et d'utiliser un passage de résine à angle tel que présenté à la Figure 5.2, ou de faire suivre les canaux le long des bords d'attaque et de trainée, tel qu'illustré à la Figure 5.3.

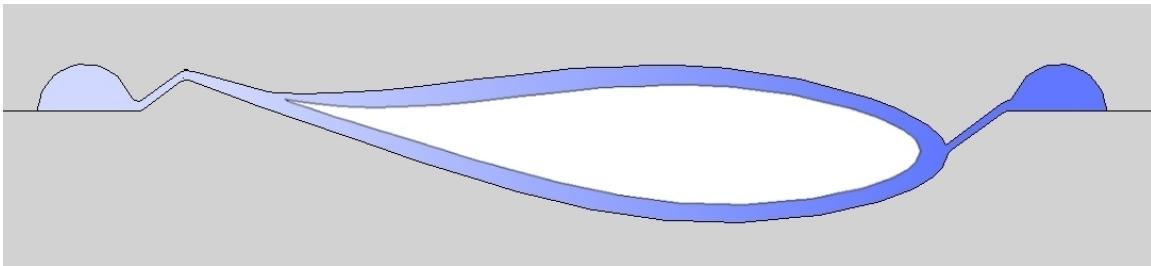


FIGURE 5.2 : Positionnement des canaux d'entrée et de sortie de la résine sur un même plan.

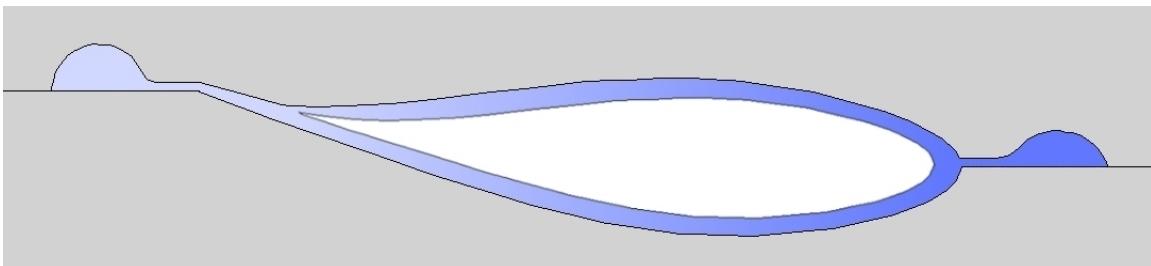


FIGURE 5.3 : Positionnement des canaux d'entrée et de sortie de la résine au niveau des bords d'attaque et de fuite.

La première option présente plusieurs avantages reliés à la planéité du rebord du moule, notamment la facilité de fabrication et de mise en étanchéité du moule. Il est cependant impossible de respecter la dimension de la restriction, car la hauteur du bord d'attaque et de fuite varient de près de 3 cm sur la longueur. Pour cette raison, la deuxième option a été envisagée. Elle permet de conserver une géométrie du canal d'admission constante sur toute la longueur de la pale et facilite le nettoyage.

Afin de permettre une bonne flexibilité d'utilisation, quatre points d'entrée de résine ont été positionnés le long des canaux situés au bord d'attaque et au bord de fuite. Des ports d'injection standards vendus pour les moules RTM-Lite ont été utilisés. La Figure 5.4 montre la configuration utilisée et la position des points d'entrée de la résine. Les canaux longent les bords d'attaque et de fuite. Les cercles blancs représentent les ports d'injection. On y voit aussi la chambre de vide en circonférence de la pale, bordée par deux joints d'étanchéité.

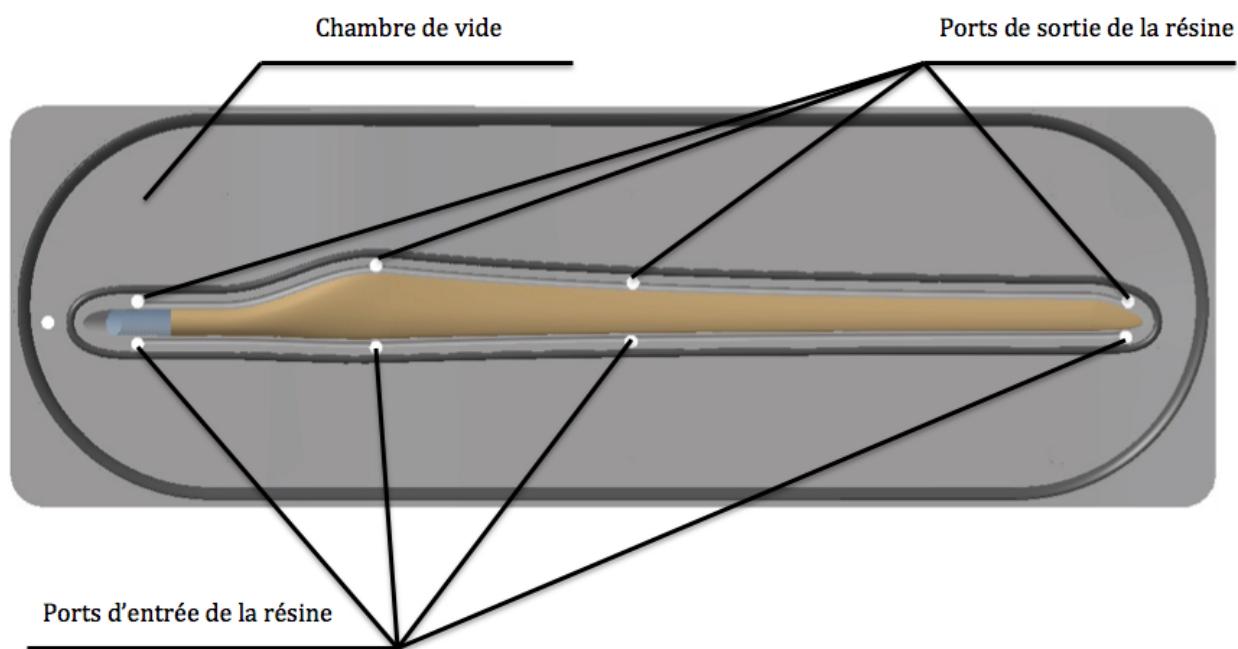
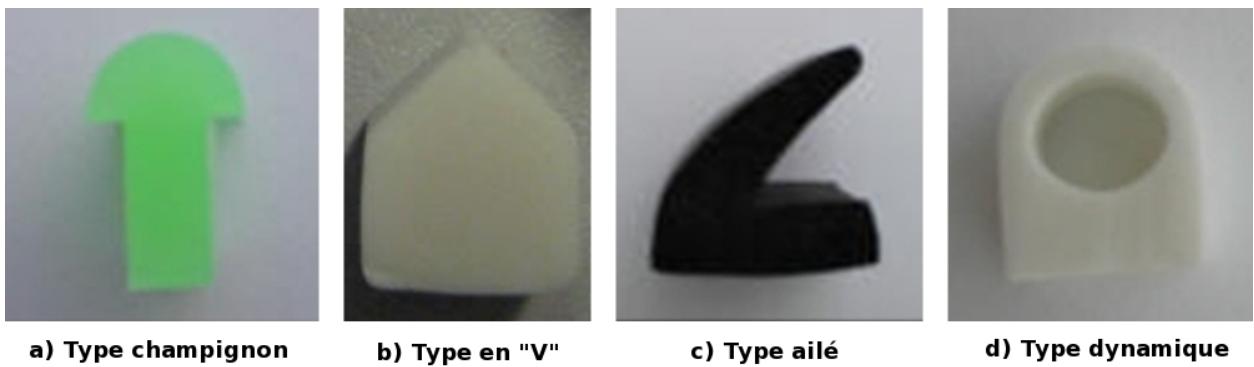


FIGURE 5.4 : Canaux d'alimentation du moule et chambre d'étanchéité.

## 5.2 Étanchéité et fermeture du moule

Lors de l'utilisation de moules légers, le risque de fuite devient élevé lorsque la rigidité du moule est trop faible et que la pression à l'intérieur du moule est trop forte. La Figure 5.5 montre les différents joints d'étanchéité qui permettent de sceller le moule. Les deux premiers joints de type champignon et en "V" sont généralement utilisés dans des cas où le différentiel de pression est important tandis que le profil ailé du troisième joint permet de grandes déformations. Il s'agit d'un joint dynamique possédant une cavité creuse dans laquelle il est possible d'appliquer une pression, permettant une meilleure étanchéité.



Source: JHM Technologies

FIGURE 5.5 : Joints d'étanchéité typiques utilisés pour le moulage par RTM-Lite.

Afin d'assurer la meilleure étanchéité possible, une approche à base d'un joint double a été utilisée. Le but est d'appliquer le vide entre ces deux joints afin de créer une force de fermeture, qui assure l'étanchéité du moule et permet d'appliquer une pression positive dans la cavité sans nécessiter d'installation externe comme une presse par exemple. Cette pression, bien qu'elle ne soit pas nécessaire au bon fonctionnement du procédé de fabrication, permet de tester les limites du moule. Le joint extérieur de type ailé facilite le contact entre les deux parties du moule et le joint interne de type dynamique crée une barrière efficace, tout en facilitant le nettoyage. En plus de procurer une étanchéité accrue, un tel système est caractérisé par le faible différentiel de pression entre les deux côtés du joint d'étanchéité en contact avec la résine. Cette chambre de vide possède une surface de  $0,6 \text{ m}^2$  et, par l'application d'une pression de vide de 0,95 atm., permet d'obtenir une force de fermeture du moule de 57500 N, soit environ 13000 lbf est obtenue. La Figure 5.4 donne une excellente idée de l'étendue de cette surface.

### 5.2.1 Cloisonnement de la poudre sous vide

Le dernier point important sur la conception du moule porte sur la méthode de cloisonnement de la poudre sous vide. Tel que mentionné dans le chapitre précédent, la friction intergranulaire est directement proportionnelle à la pression exercée sur la poudre. Cette dernière, même si elle est causée par le vide, n'est possible que si la déformation du moule le permet. Il est donc très important de contrôler cette dernière et de faire en sorte que seules les surfaces non-critiques se déforment et permettent la compression de la poudre. L'approche suivie utilise un fond amovible déposé sur la poudre compactée manuellement puis fixé aux parois latérales du moule. Une fois cette partie fixée, la majorité de la déformation est prise par les parois les plus flexibles, soit les parois latérales. De plus, la chambre de vide aide à maintenir la géométrie de la paroi contre le moule supérieur. La Figure 5.6 illustre la chambre de cloisonnement de la poudre, le panneau inférieur amovible sur lequel est déposé le moule, les canaux d'alimentation et joints d'étanchéité présentés précédemment.

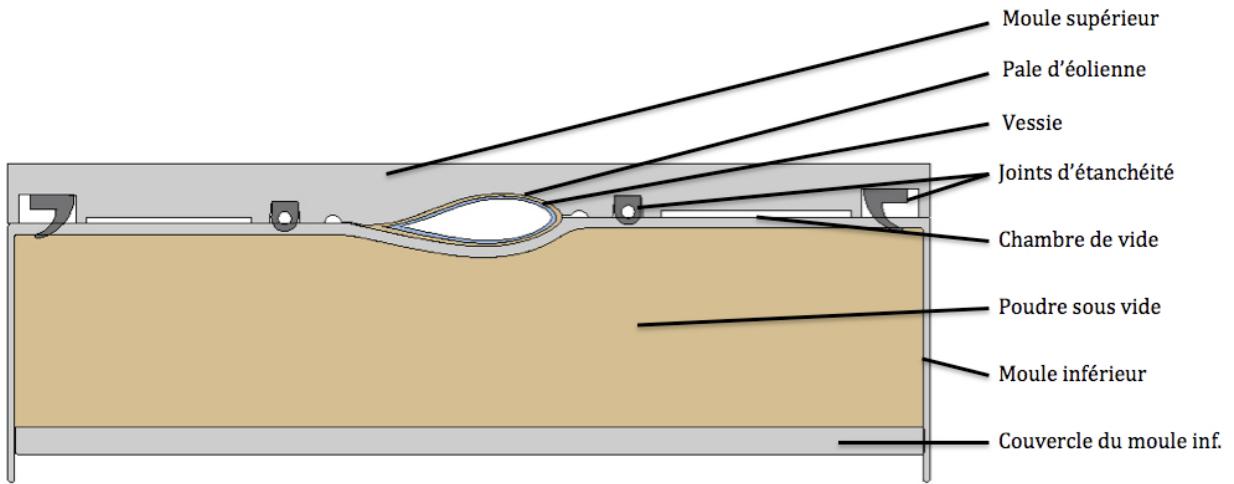


FIGURE 5.6 : Vue en coupe du cloisonnement de la poudre sous vide.

### 5.2.2 Présentation du moule

Finalement, le moule développé utilise le procédé développé au chapitre 3, avec une vessie étanche comme cœur de pièce et l'infusion comme procédé d'imprégnation de la résine. De plus, il permet de mettre en pratique le concept de moule développé au chapitre 4, qui repose

sur la friction intergranulaire des matériaux poudreux comme base structurelle. Les Figures 5.7 et 5.8 montrent respectivement l'assemblage finale du moule de pale d'éolienne à poudre sous vide et les détails du moule supérieur.

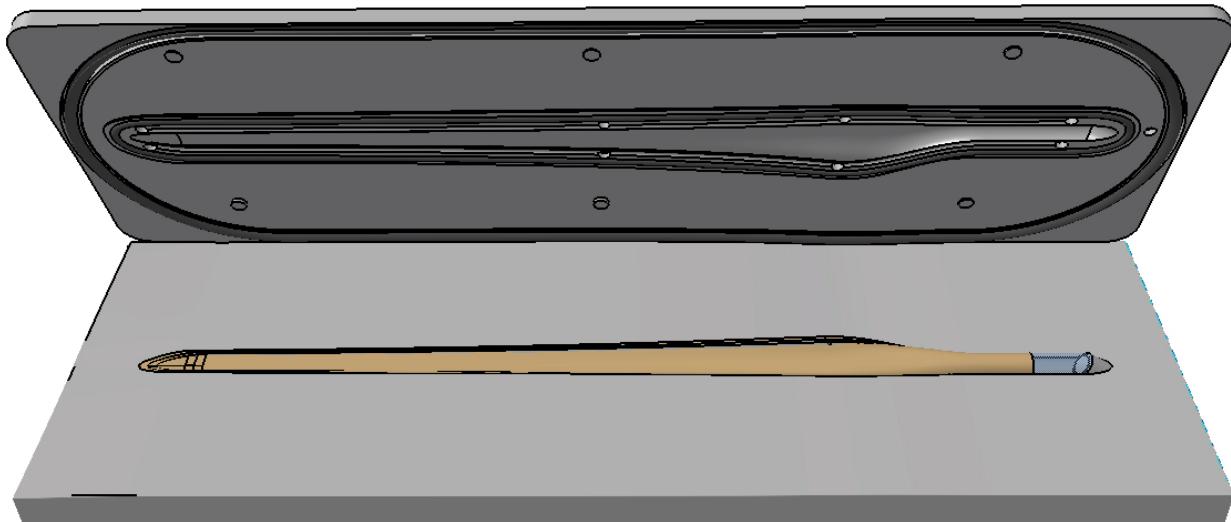


FIGURE 5.7 : Montage des parties inférieure et supérieure du moule de pale d'éolienne à structure de poudre sous vide.

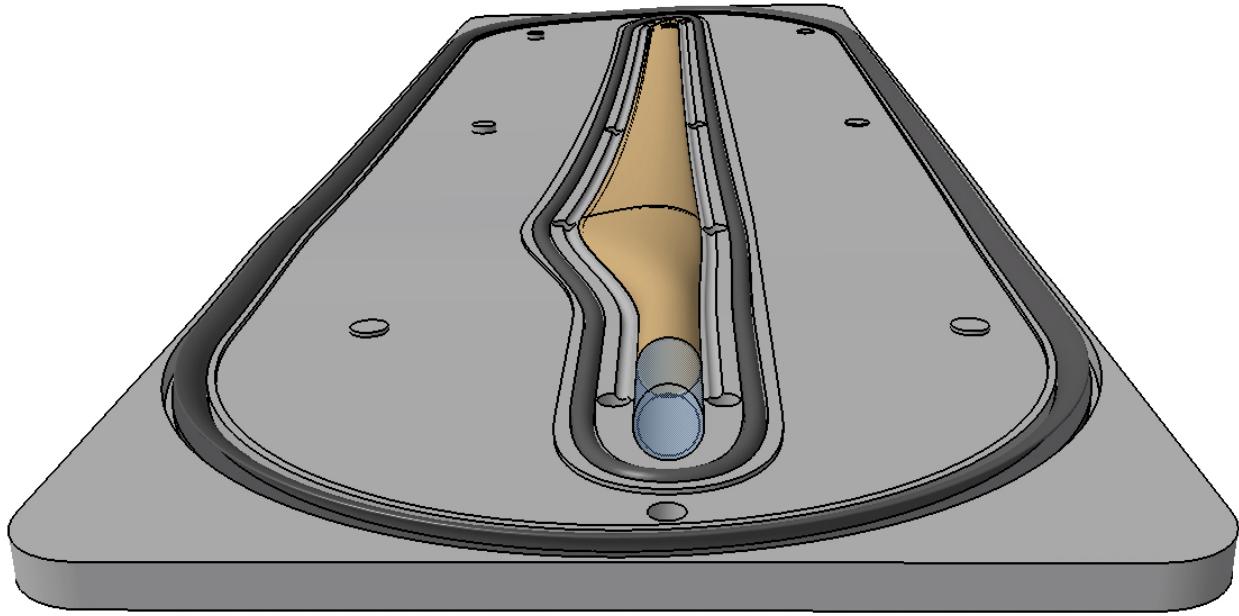


FIGURE 5.8 : Détails de la partie supérieure du moule.

### 5.3 Fabrication du moule

La configuration du moule étant établie et sa géométrie définie, la forme de la matrice servant à la fabrication du moule en composites a été déterminée. Celle-ci représente en fait l'empreinte du moule ou l'inverse de sa géométrie. Certaines précautions ont été prises pour faciliter la fabrication du moule comme l'utilisation d'un angle de démoulage de 2 degrés aux surfaces verticales.

Les matrices de moulage en polyuréthane ont ensuite été fabriquées par la compagnie Techno-Dem, renforcées par des structures de bois, puis polies avec une finition grit 800. Un tel degré de finition est nécessaire au démoulage de la pièce. La Figure 5.9 montre une des deux matrices, soit celle servant à fabriquer la partie inférieure du moule.

Par la suite, la fabrication de chacune des parties du moule s'est déroulée en deux étapes. Un mince laminé composé d'un voile de surface et de deux plis en fibres de verre a d'abord été infusée sur la surface de la matrice. Cette étape permet un démoulage plus facile, surtout lorsque la pièce est d'une géométrie complexe comme c'est le cas avec la partie supérieure du moule. De plus, comme l'infusion des couches supérieures risque d'être plus ardue, elle

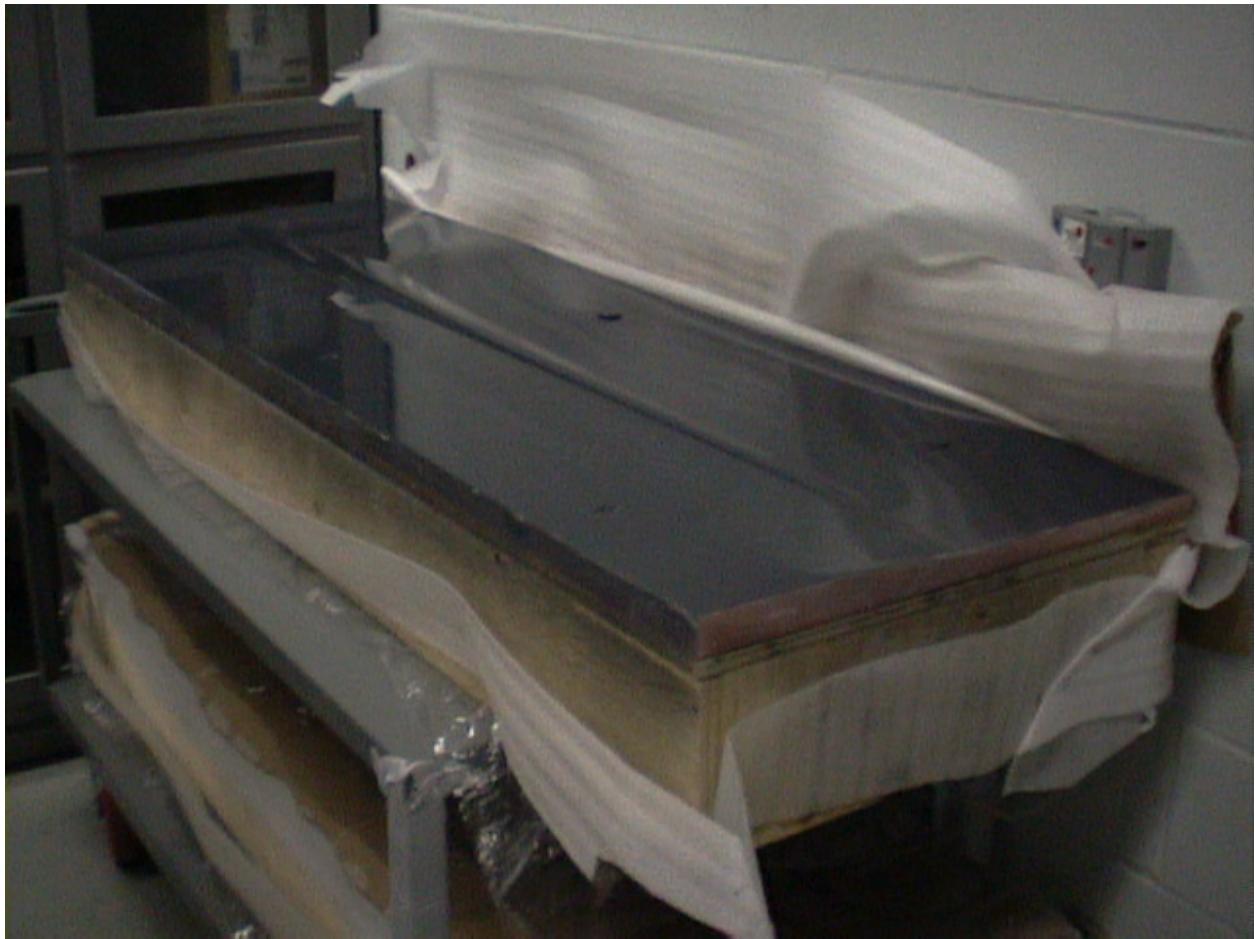


FIGURE 5.9 : Matrice de fabrication de la partie inférieure du moule.

permet de s'assurer de la qualité de la surface en contact avec la pièce avant la fabrication de la structure du moule. Les Figures 5.10, 5.11 et 5.12 montrent le réseau d'acheminement de la résine utilisé pour l'infusion de cette couche ainsi que la pièce produite et son fini de surface.

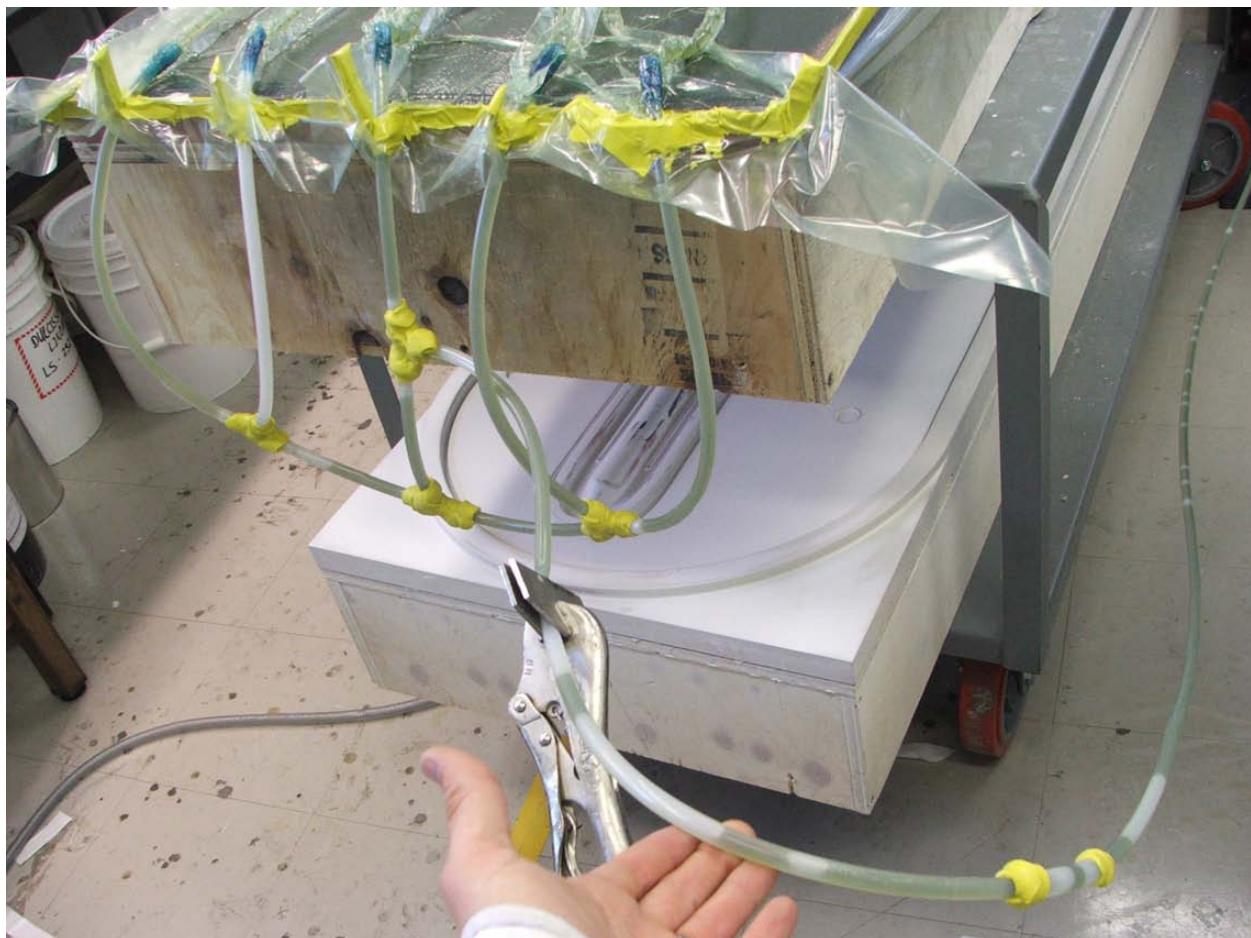


FIGURE 5.10 : Infusion de la couche de surface de la partie inférieure du moule.



FIGURE 5.11 : Couche de surface de la partie inférieure du moule.

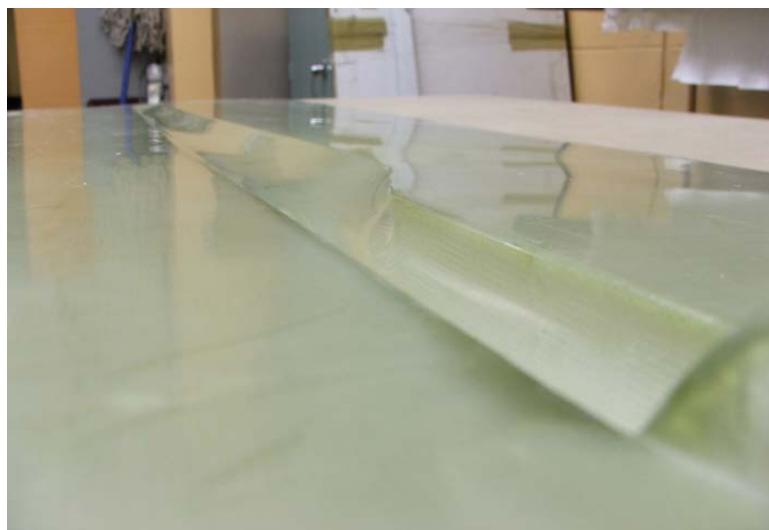


FIGURE 5.12 : Finition de la couche de surface de la partie inférieure du moule.

Une fois cette surface fabriquée, des capteurs ont été installés, tel que discuté à la section 5.3.1. Puis, une structure de bois a permis d'obtenir la géométrie nécessaire au moulage des rebords du moule inférieur servants à contenir le sable. Sur la surface traitée de ce nouveau moule ont été infusés 10 plis de fibres de verre. La Figure 5.13 montre l'infusion ainsi que la pièce fabriquée.

Par la suite, un panneau sandwich faisant office de couvercle de soutien de la poudre céramique a été fabriqué. Le traitement de surface discuté à la section 4.5.5 y a été appliqué, ainsi que sur le fond du moule. La buse du moule a ensuite été remplie d'une poudre d'aluminosilicate, dont le dessus a été soigneusement mis au niveau. Une fois le couvercle en place, un tassemement de la poudre été effectué avant la fixation de ce dernier et l'application d'un joint d'étanchéité. Les Figures 5.14, 5.15 et 5.16 illustrent ces dernières étapes.

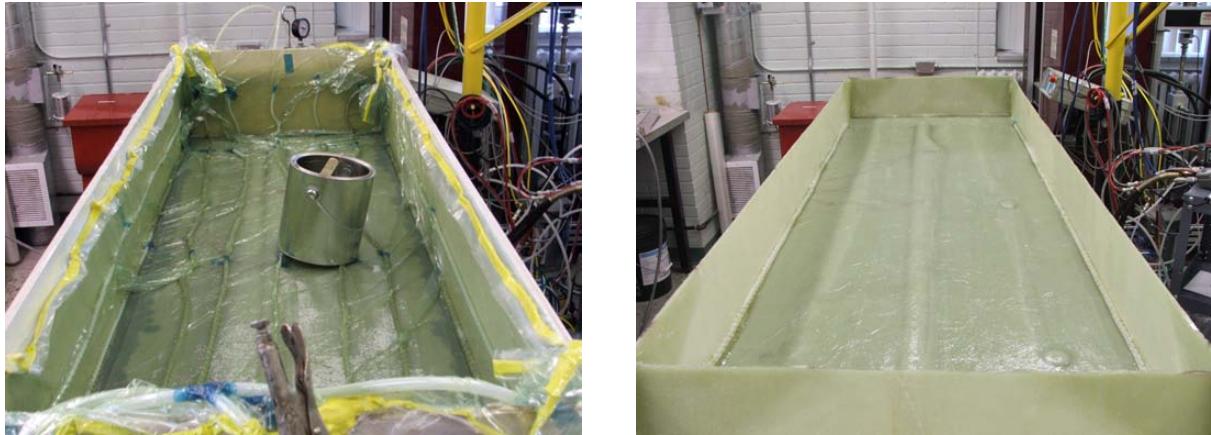


FIGURE 5.13 : Infusion du moule inférieur et pièce résultante.



FIGURE 5.14 : Traitement de surface des parois du moule qui seront en contact avec le sable.



FIGURE 5.15 : Mise à niveau de la poudre céramique.



FIGURE 5.16 : Assemblage final du moule inférieur.

La fabrication du laminé du moule supérieur a été effectuée de manière similaire, à l'exception qu'aucune paroi verticale n'est nécessaire, les ports de résine et de vide empêchant l'utilisation de la poudre céramique. Comme le montre la Figure 5.17, les ports d'entrée et de sortie de la résine et le port de vide de la chambre circonférentielle ont été installés sur le moule entre les deux infusions, facilitant leur installation et assurant, grâce à la seconde infusion, une bonne étanchéité. Pour réaliser cette dernière infusion, 10 plis de fibres de verre ont également été utilisés, plus 4 couches de fibres de verre courtes au milieu du laminé, donnant ainsi une plus grande épaisseur du laminé et améliorant les performances mécaniques. L'application de la fibre sèche a aussi été effectuée en prenant soin de ne pas couvrir les éléments ajoutés sur le dessus du moule.

Suite à la fabrication de ces deux moules, les joints d'étanchéités à lèvre et dynamique ont été installés et fixés à l'aide de silicone RTV, puis des charnières et des béquilles d'ouverture permettent de faciliter les fabrications. La Figure 5.18 montre l'assemblage des deux moules dans son état final.

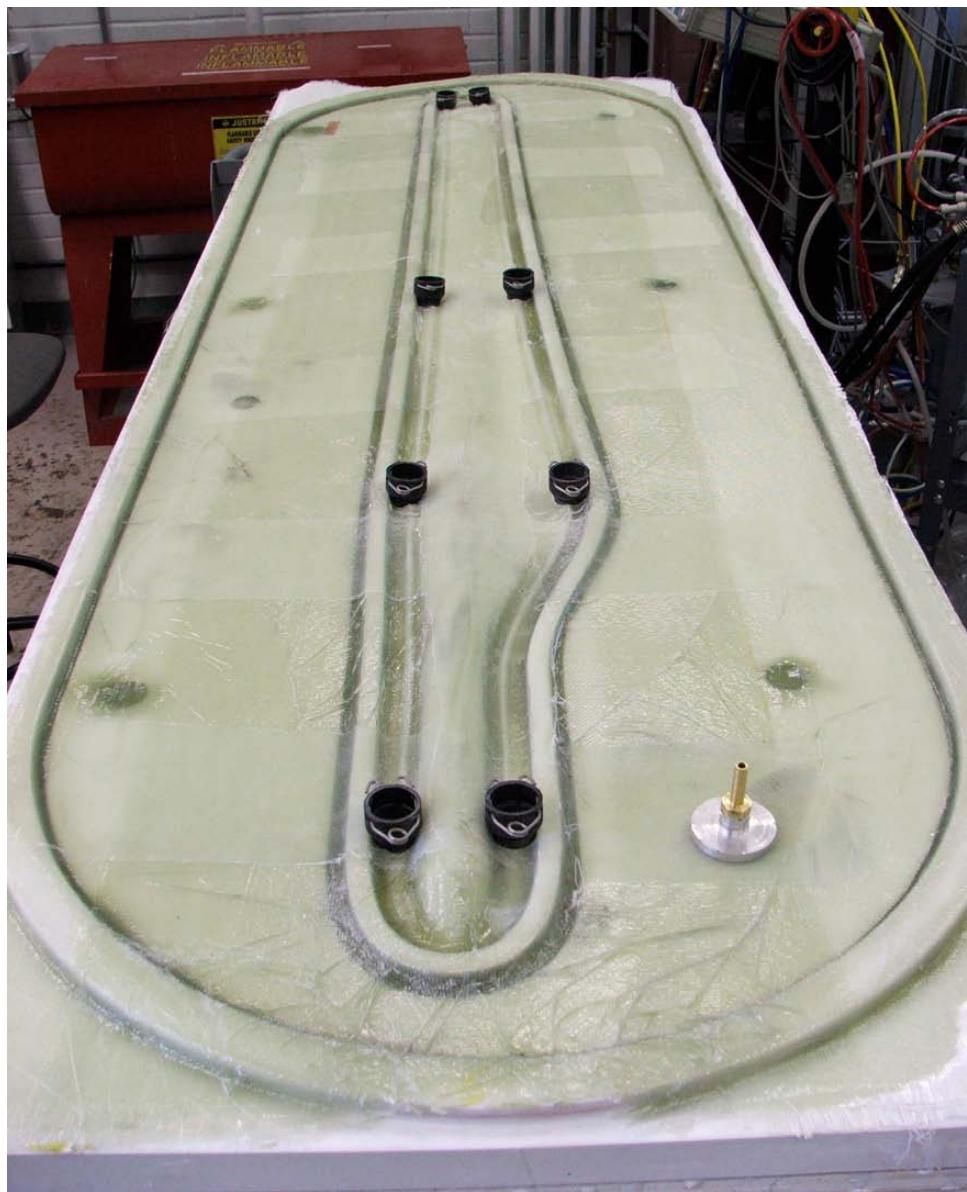


FIGURE 5.17 : Installation des ports d'entrée et de sortie de la résine et du port de vide de la chambre circonférentielle.



FIGURE 5.18 : Assemblage des parties inférieure et supérieure du moule.

### 5.3.1 Instrumentation du moule

Comme le procédé d'infusion sur vessie fermée utilise deux moules rigides, il est très difficile d'avoir un aperçu de ce qui se déroule à l'intérieur du moule. Pour cette raison, des capteurs ont été placés à l'intérieur du laminé du moule inférieur après infusion de la couche de surface. Les Figures 5.19 et 5.20 montrent l'installation de ces jauge avant la deuxième infusion du moule inférieur. On y voit deux capteurs de déformation, qui contiennent chacun une jauge mesurant la déformation longitudinale et une autre mesurant la déformation transversale. Le troisième capteur de plus grande dimension est un capteur thermoflux qui permet de détecter le flux de chaleur et donne une résolution largement plus grande que les thermocouples standards. Ensemble, ces capteurs auront permis de connaître la déformation du moule, l'état de la vessie (par la pression qu'elle applique sur la paroi du moule), le passage de la résine au niveau du capteur thermoflux et l'état de polymérisation de la résine. Comme on peut voir dans le chapitre suivant, ces informations se sont révélées primordiales au développement et à l'analyse du procédé d'infusion sur vessie fermée et du moule renforcé par poudre sous vide. Les informations relatives aux jauge de déformation, soit les jauge CAE-06-125UT-350 de la compagnie Vishay, et au capteur thermoflux HFS-4 de la compagnie Omega sont disponibles en Annexe.

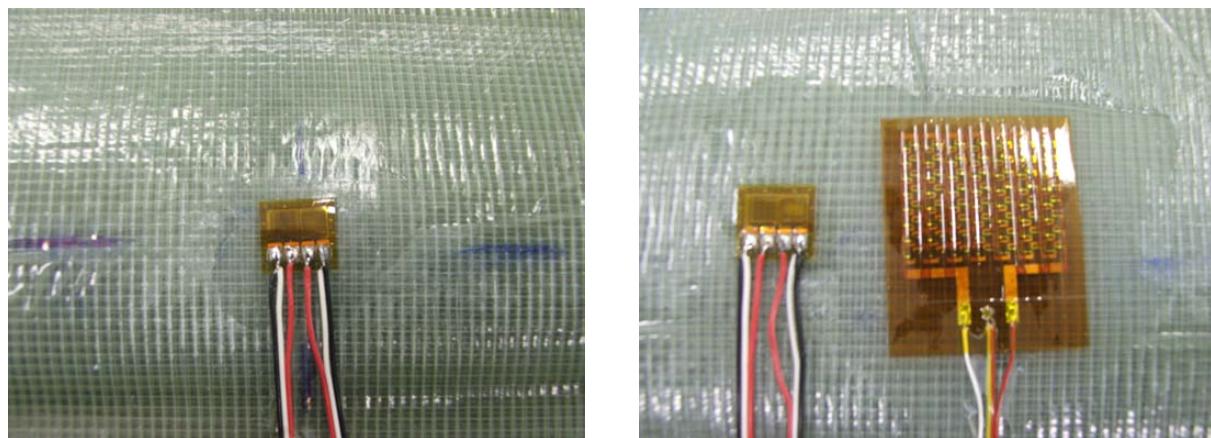


FIGURE 5.19 : Installation des jauge de déformation et du capteur thermoflux sur le moule inférieur.

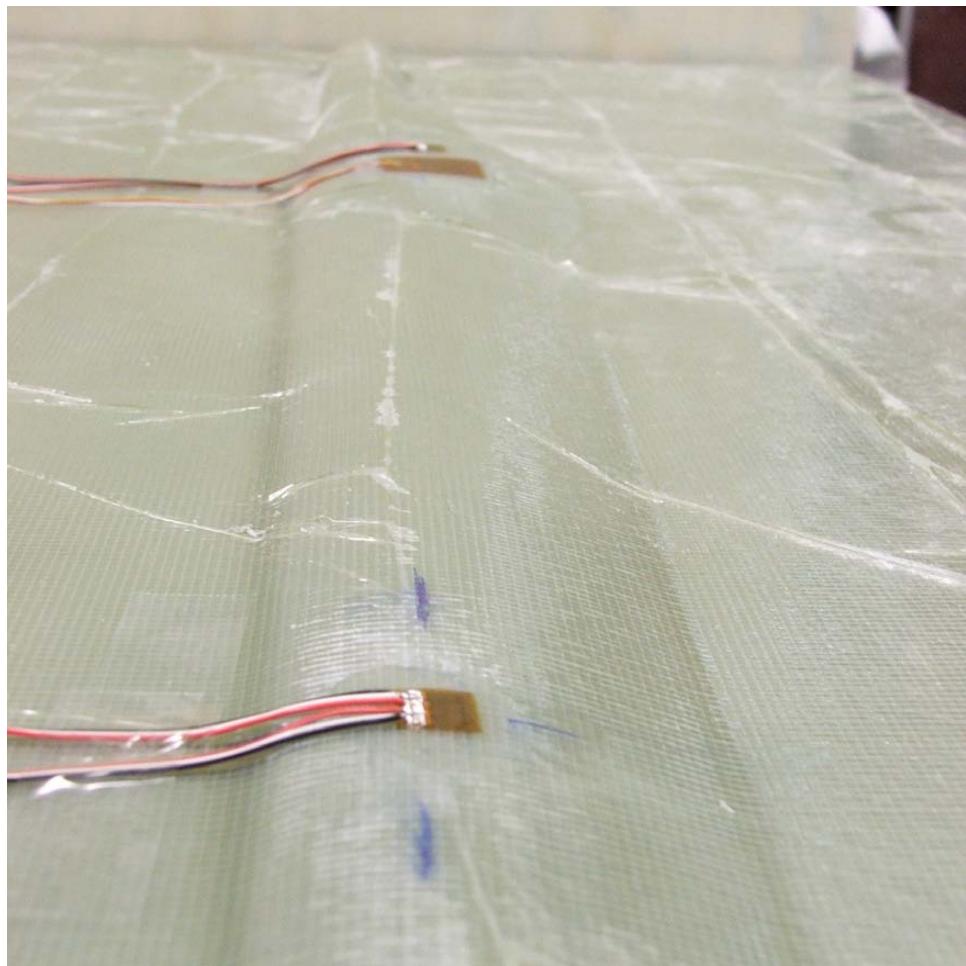


FIGURE 5.20 : Position des jauges de déformation et du capteur thermoflux sur la couche de surface du moule inférieur.

## CHAPITRE 6

### Fabrication de pièces et analyse des résultats

Ce chapitre décrit la fabrication des pièces et analyse la performance du moule. Quelques pièces ont d'abord été fabriquées afin de vérifier le temps d'infusion, l'étanchéité du moule et le bon fonctionnement des différents systèmes. Cette période d'essais a aussi permis de définir une procédure de fabrication de pièces par le procédé de moulage sur vessie fermée avec le moule renforcé par poudre contrainte. Une analyse de la déformation du moule a ensuite été effectuée, afin d'évaluer la résistance des moules renforcés par sable sous vide.

#### 6.1 Fabrication de pièces

Après la fabrication de premières pièces pour valider le moule et la procédure d'infusion sur vessie, des pales d'éolienne d'une longueur de 1,5 m ont été fabriquées. Les détails de leur composition est disponible à la section 3.4.2. Afin de faciliter l'étape d'enlèvement de la vessie, une technique a été développée permettant de retirer cette dernière de l'intérieur, à partir de l'extrémité de la pièce. Pour y arriver, la vessie est fabriquée avec une protubérance à son extrémité, qui est ensuite repliée vers l'intérieur, puis attachée à une ficelle un peu plus longue que la pièce. La Figure 6.1 montre une telle ficelle attachée à l'extrémité de la pièce. Cette dernière, laissée à l'intérieur de la vessie lors de la fabrication, permet de retirer plus facilement la vessie lors du démoulage. Enfin, une brosse de plastique fixée sur une perceuse permet d'enlever les résidus de résine qui ont tendance à s'accumuler dans les plis de la membrane et à demeurer à l'intérieur de la pièce.



FIGURE 6.1 : Ficelle de démoulage attachée à l'extrémité de la vessie et laissée pour l'étape de démoulage.

À partir des essais décrits à la section 3.2 et de la fabrication des pièces décrites ci-haut, la procédure de fabrication suivante a été établie :

### **1) Préparation de la vessie**

À cette étape, la vessie est découpée à l'aide d'un patron, puis soudée sur toute sa longueur. L'extrémité est repliée vers l'intérieur et la ficelle d'enlèvement est installée. La vessie est ensuite insérée dans un tube de 850 ml de volume intérieur et gonflée jusqu'à ce qu'elle occupe tout l'espace. Son extrémité est alors refermée et son étanchéité est vérifiée en la compressant légèrement et en vérifiant si le volume a diminué, grâce au tube de calibration. La Figure 6.2 montre un exemple d'une vessie complète avant l'ajout de la préforme.

### **2) Préparation de la préforme**

Une fois la vessie fabriquée, un patron est utilisé pour la découpe des fibres. Un ruban de préformage de type Tack-Strip de la Compagnie Airtech est utilisé pour assembler les différents plis. Ensuite, la vessie est positionnée en utilisant le ruban de préformage, déjà collé sur les fibres pour maintenir sa position. Enfin, les fibres sont repliées autour de la vessie pour former la préforme. La Figure 6.3 montre la préforme avant placement dans le moule.

### **3) Application de l'agent démoulant**

Une étape importante est l'application d'un agent de démoulage. Dans notre cas, une cire de démoulage est appliquée, qui permet d'enlever facilement la pièce sans endommager le moule et facilite son nettoyage.

### **4) Placement de la pièce dans le moule**

Une fois l'agent de démoulage appliqué et la préforme fabriquée, celle-ci est déposée dans le moule. Les fibres qui se détachent de la bordure du tissus de verre sont alors taillées pour éviter qu'elles ne se retrouvent sous le joint d'étanchéité. La Figure 6.4 montre la préforme correctement positionnée dans le moule avant l'infusion.

### **5) Fermeture du moule**

Une fois la préforme en place, le moule est fermé pour protéger la préforme pendant la préparation de la résine. Le pot de vide est aussi branché, permettant de contenir tout débordement de résine, conformément à la configuration présentée à la Figure 6.5.

### **6) Mesure, débullage et dégazage de la résine**

À cette étape, la bonne quantité de résine doit être pesée, et le promoteur et l'inhibiteur ajoutés. Ensuite, la résine est dégazée en utilisant un morceau de scotch-brite ou une retaille de fibres pour faciliter la germination du  $CO_2$  dissous. Le pot de résine est laissé

sous la cloche à vide pendant quelques minutes, jusqu'à ce que les bulles aient cessé de se former. La Figure 6.6 montre la résine prête avant le dégazage et le scotch-brite utilisé pour favoriser la germination du  $CO_2$ .

### **7) Mise à zéro des instruments de mesure et démarrage du système d'acquisition**

Avant l'application de la pression dans le moule, les jauge de déformation et la jauge de thermoflux doivent être remis à zéro. Le système d'acquisition de données est ensuite démarré.

### **8) Application du vide dans le moule**

Une application simultanée du vide dans la poudre du moule inférieur, dans la cavité de la pièce et dans la chambre à vide circonférentielle permet d'obtenir un minimum de déformation de la paroi du moule inférieur.

### **9) Vérification de l'étanchéité de la vessie**

Une vérification de la lecture des jauge de déformation, immédiatement après l'application du vide, permet de s'assurer de l'étanchéité de la vessie. Lorsque celle-ci a une perte, l'air à l'intérieur de la vessie cesse progressivement d'exercer une pression sur les fibres et cet effet est visible par les jauge de déflexion.

### **10) Début d'infusion**

Une fois l'étanchéité de la vessie confirmée, le catalyseur doit être mélangé à la résine en prenant soin d'incorporer le moins de bulles possible. Enfin, la tuyau d'alimentation est inséré dans le pot de résine et la résine pénètre la cavité du moule. L'heure du début de l'infusion doit être notée à ce moment.

### **11) Vérification du passage de la résine au dessus du capteur thermoflux.**

Au moment supposé du passage du front de résine au niveau du capteur thermoflux, vérifier qu'un flux de chaleur causé par l'écart de température entre la résine et le moule est bien détecté par le capteur.

### **12) Fin de l'infusion**

Lorsque la résine ressort de la cavité, relier le tuyau d'entrée de la résine au pot de vide afin de compacter au maximum les fibres et d'éliminer toute accumulation de résine.

### **13) Fin de la polymérisation**

Lorsque le capteur de thermoflux indique la fin de la polymérisation, arrêt du système d'acquisition et démoulage de la pièce.



FIGURE 6.2 : Vessie fermée servant à la fabrication de la pale.



FIGURE 6.3 : Préforme de fibres enroulée autour de la vessie fermée, présentée avant le placement dans le moule.



FIGURE 6.4 : Positionnement de la préforme dans le moule.

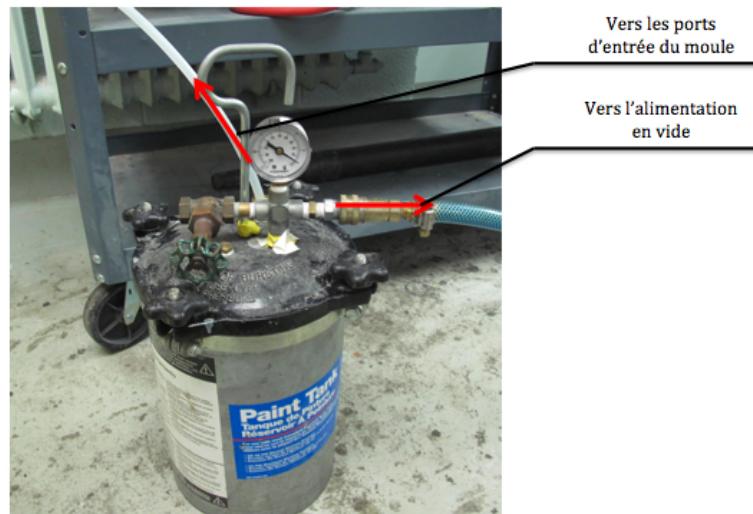


FIGURE 6.5 : Branchements à effectuer sur le pot de vide.

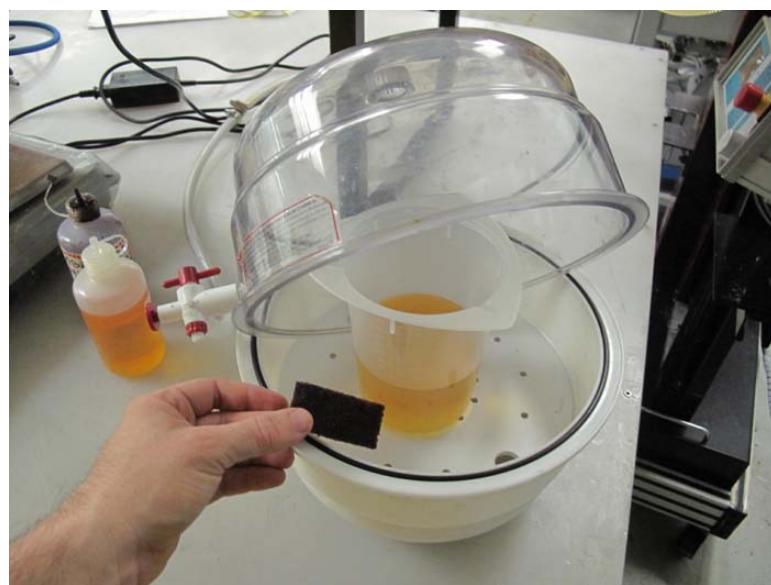


FIGURE 6.6 : Résine, scotch-brite et cloche à vide avant l'étape de dégazage.

### 6.1.1 Analyse des courbes de transfert thermique

Lors d'une fabrication, les capteurs permettent de suivre l'évolution de l'infusion et de la polymérisation de la pièce. Le capteur de déformation évalue la déformation du moule et s'assure que la vessie demeure étanche après l'application du vide. Comme le montre la Figure 6.7, le capteur thermoflux donne une indication claire du passage du front de résine, permettant d'évaluer l'état de remplissage de la pièce. De plus, l'évolution de la température mesurée par un thermocouple ne montre pas de changement significatif. Le capteur thermoflux fournit un suivi de la polymérisation de la résine, permettant ainsi de connaître le moment idéal de démoulage. La Figure 6.8 montre un exemple de la courbe obtenue lors d'une fabrication. On y voit aussi la courbe théorique de dégagement de chaleur obtenue du logiciel Poly-Cure à partir du modèle cinétique.

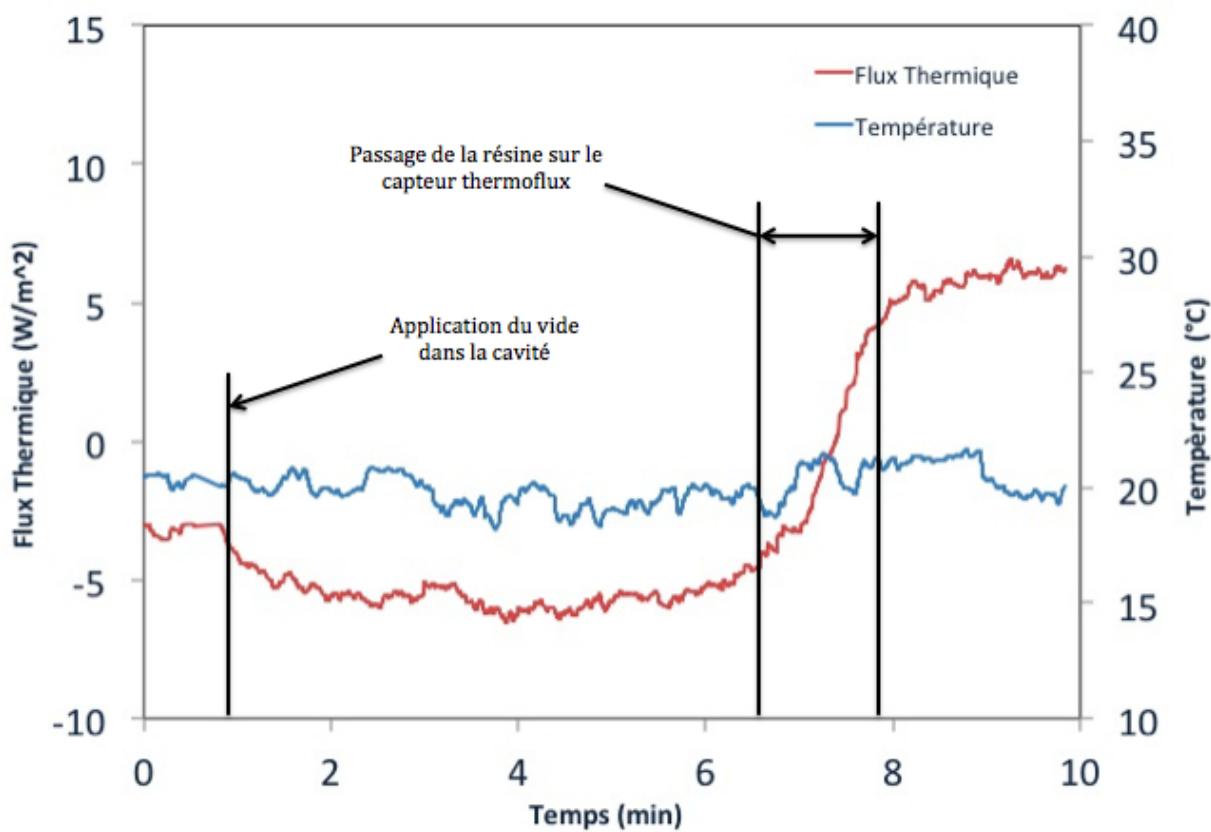


FIGURE 6.7 : Effet de la mise sous vide de la pièce et du passage du front de résine sur le capteur de flux thermique.

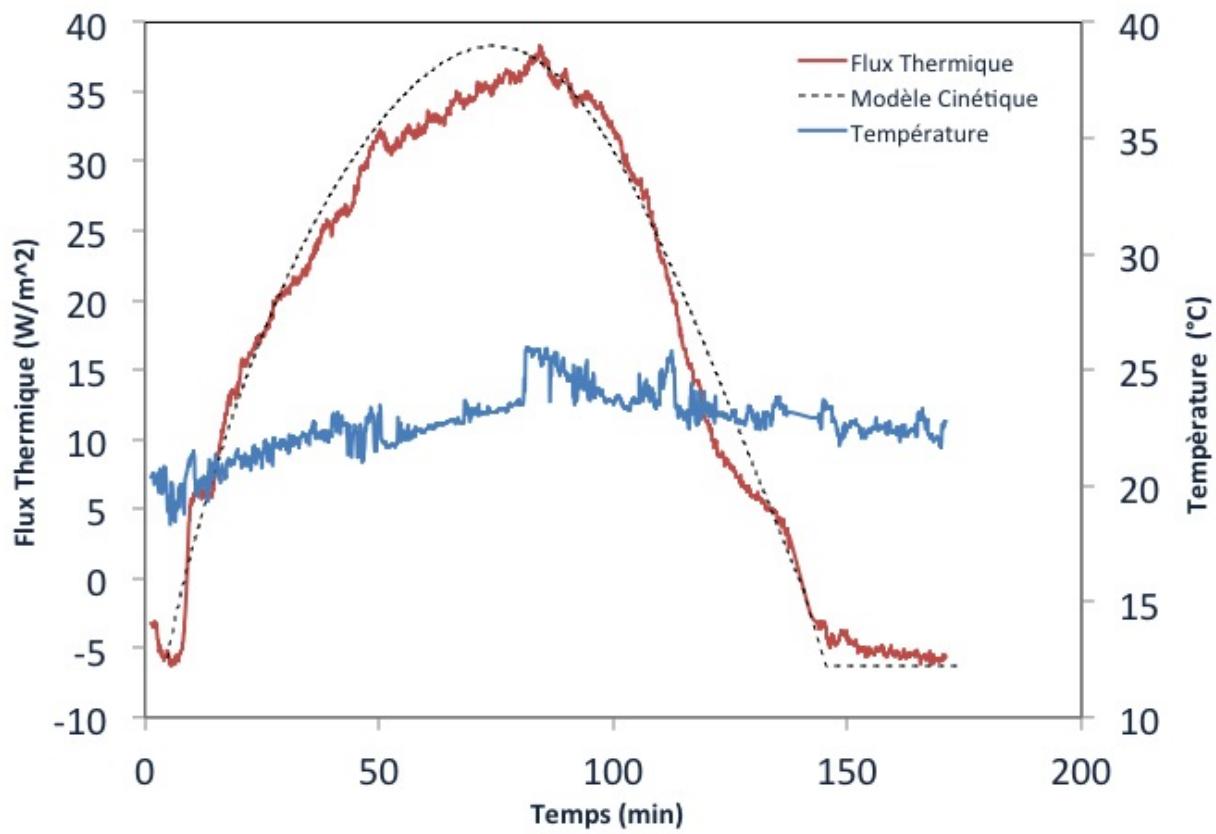


FIGURE 6.8 : Dégagement de chaleur mesuré lors de la polymérisation de la pale.

### 6.1.2 Fabrication de pièces complexes à cœur vide

Au total, 10 pièces ont été produites par ce procédé. Les Figures 6.9 à 6.11 donnent un exemple de la qualité des pièces produites, au niveau du fini de surface et de l'allure générale de la pièce. Suite au démoulage, les pièces ont été nettoyées afin d'enlever la résine accumulée dans les canaux au niveau des bords d'attaque et de fuite et en pied de pale.

Les pièces ont un taux volumique de fibres variant entre 0,63 et 0,70 et une faible porosité apparente. Certaines ont cependant de légers défauts dûs au pincement des fibres, dans la partie cylindrique du pied de pale. Ce pincement fait ressortir légèrement les fibres, tel qu'illustré à la Figure 6.12. Un meilleur contrôle des dimensions de la préforme a permis de limiter ce problème sans toutefois l'éliminer complètement. La Figure 6.11 montre des défauts retrouvés dans certaines pièces. Ces défauts sont également répartis sur la totalité de la pièce et, dans la grande majorité des cas, sont visibles à l'intérieur de la pièce sans être en contact avec la surface extérieure de la pièce. De plus, les inclusions d'air sont généralement orientées dans l'axe de la pièce, c'est à dire perpendiculairement à la direction d'avancement du front de résine. Ces éléments semblent indiquer un problème d'imprégnation des fibres, probablement causé par la perméabilité à double échelle des tissus. La résine semble entourer les fibres avant que celles-ci ne soient complètement imprégnées, emprisonnant une faible quantité d'air à l'intérieur des mèches.



FIGURE 6.9 : Exemple de pale fabriquée par infusion sur vessie sacrificielle fermée.



FIGURE 6.10 : Vue en angle d'une pale fabriquée par infusion sur vessie sacrificielle fermée.



FIGURE 6.11 : Fini de surface d'une pale fabriquée par infusion sur vessie sacrificielle fermée.



FIGURE 6.12 : Défauts engendrés par le pincement des fibres.

## 6.2 Analyse de déformation du moule renforcé par poudre contrainte

Le procédé d'infusion sur vessie fermée étant un procédé à basse pression, les déformations détectées lors d'une fabrication demeurent pratiquement nulles. De plus, elles ont un impact seulement sur la géométrie de la pièce sans modifier son épaisseur grâce à la vessie flexible à l'intérieur de la pièce. L'efficacité de la structure de poudre comprimée du moule ne peut donc pas être testée lors d'une fabrication par ce procédé. Pour cette raison, la déformation du moule a du être évaluée séparément au moyen d'une pression pneumatique à l'intérieur de la cavité.

La relation entre la déflexion du moule et la pression appliquée dans la cavité a été établie en deux étapes. Premièrement, une lecture des jauge de déformation a été effectuée pour différentes pressions appliquées dans la cavité en configuration standard (vide dans la chambre de vide circonférentielle et dans la poudre), permettant de connaître la relation entre la pression exercée dans le moule et la réponse des capteurs. La relation entre la déflexion du moule et la déformation des capteurs a ensuite été établie, au moyen de la procédure ci-dessous :

### Procédure de mesure de la déformation du moule de sable constraint :

- 1) Fermer du moule.
- 2) Mettre à zéro des capteurs et démarrage du système d'acquisition de données.
- 3) Appliquer le vide dans la chambre de vide circonférentielle.
- 4) Augmenter la pression d'air dans la cavité.
- 5) Lorsque la jauge de déformation indique la valeur souhaitée, appliquer le vide dans le sable afin de rigidifier le moule.
- 6) Enlever le vide dans la chambre de vide circonférentielle et ouverture du moule.
- 7) Mesurer la déflexion du moule au niveau des capteurs de déformation.
- 8) Noter la déformation des jauge et les deux mesures de déflexion du moule.
- 9) Fermer le moule.
- 10) Recommencer les étapes 3 à 9.

La mesure a été effectuée pour 5 déformations couvrant la même plage que les mesures décrites au paragraphe précédent et permettant d'établir une corrélation entre la pression appliquée dans le moule et la déflexion. Les déflexions ont été mesurées à partir du montage

présenté à la Figure 6.13, constitué d'un pied à coulisse, d'une plaque épaisse de 10 mm x 25 mm x 200 mm et de trois boulons. Notez que le troisième boulon est utilisé pour la stabilité latérale et n'est pas montré sur figure. Les mesures de déflexion ont été effectuées au centre des jauges de déformation encastrées dans le moule inférieur. La Figure 6.14 présente les résultats obtenus. On remarque que la déflexion maximale atteint 0,35 mm pour une pression de 175 kPa, ce qui est relativement élevé considérant la faible largeur de la cavité du moule. Cependant, il est probable qu'une part significative de cette valeur soit due au tassement des grains, qui n'est pas relié aux dimensions de la cavité.

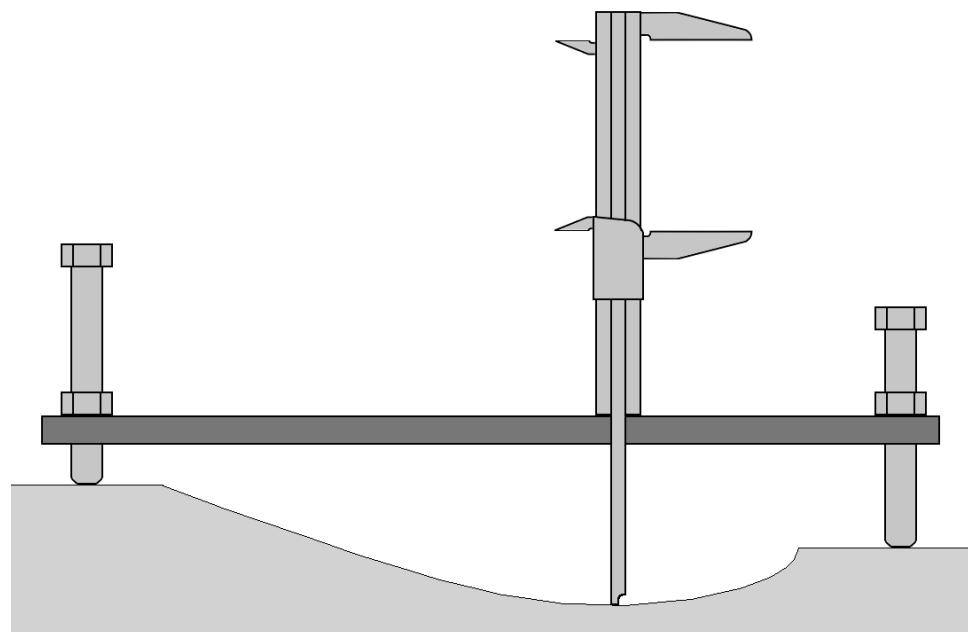


FIGURE 6.13 : Outil utilisé pour mesurer la déformation du moule inférieur.

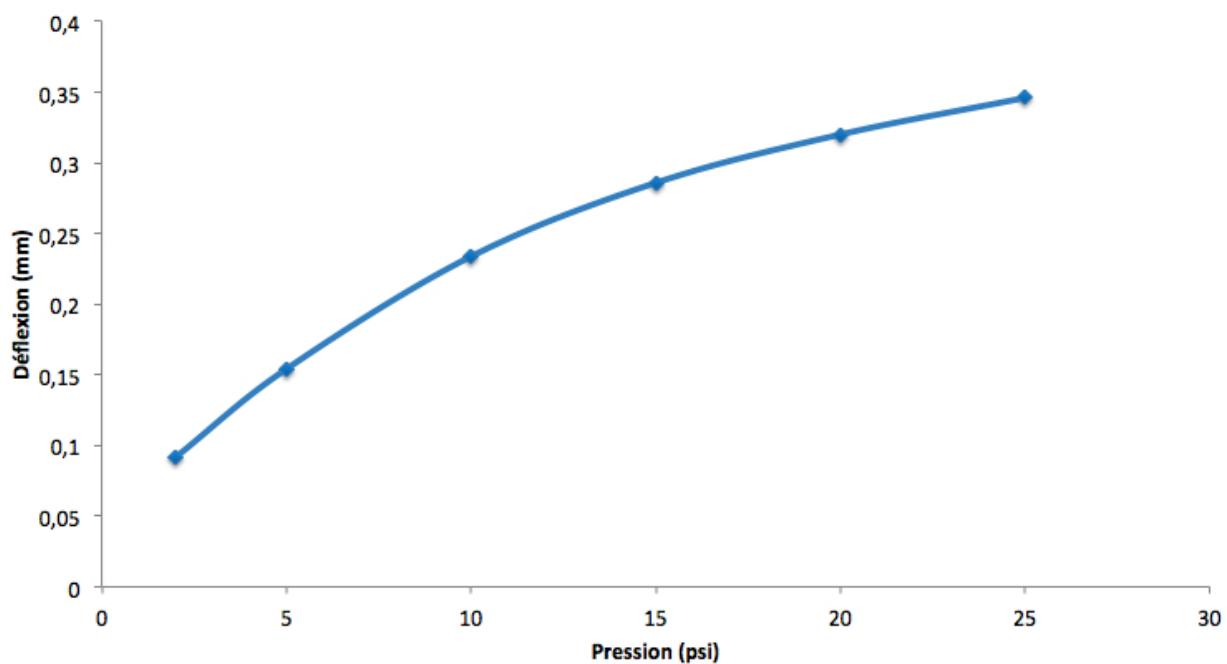


FIGURE 6.14 : Mesure de la déformation causée par une pression positive dans la pièce.

## CHAPITRE 7

### Conclusion

Les matériaux composites connaissent présentement un essor grandissant. Que ce soit pour les industries aéronautique, automobile, les équipements de sport et de loisir ou le matériel militaire, ces matériaux offrent la possibilité de diminuer de façon significative le poids des équipements en maintenant des propriétés mécaniques équivalentes aux matériaux courants. Les travaux de recherche de la Chaire sur les composites à haute performance visent à développer des outils et des procédés de production qui augmentent la qualité et la rentabilité des pièces composites.

L'objectif du projet était d'explorer les possibilités de réduction des coûts du point de vue du procédé de mise en forme et de l'outillage. Comme le coût relié à l'assemblage représente souvent une part importante des coûts de production, le procédé d'infusion sur vessie sacrificielle fermée a été développé afin de simplifier la fabrication de pièces composites complexes nécessitant habituellement une opération d'assemblage. Une deuxième approche pour réduire les coûts de fabrication a porté sur le développement d'un moule RTM rigide à faible coût.

Ce projet cherche à répondre au besoin de réduction des coûts de fabrication des matériaux composites dans les industries aéronautique et automobile. Comme l'a démontré la revue des procédés de fabrication, de nombreux efforts ont été fournis par diverses compagnies et regroupements de chercheurs afin de fabriquer des pièces composites complexes d'une manière économique. Une grande partie de ces efforts vise le développement de nouveaux procédés plus économiques comme le moulage par transfert de résine (procédé RTM) ou la fabrication hors-autoclave.

L'efficacité d'une structure de moule par poudre contrainte a été démontrée en sélectionnant la meilleure poudre disponible, puis en vérifiant si cette dernière permet d'obtenir les propriétés mécaniques recherchées. Suite aux essais effectués sur les échantillons contenant la poudre sous vide, un moule a été conçu et fabriqué. Enfin, les pièces de développement, puis les pièces réelles ont démontré l'efficacité du procédé d'infusion sur vessie fermée.

La première partie de ce projet, qui portait sur le développement d'un procédé d'infusion sur vessie fermée, a permis de valider les points suivants :

1. Une vessie plastique fermée remplie d'air peut être utilisée dans une fabrication par infusion de pièce en matériaux composites.
2. L'utilisation d'une vessie fermée diminue le nombre d'étapes nécessaires à la fabrication d'une telle pièce.
3. La qualité d'une pièce peut être augmentée par l'utilisation d'une vessie fermée en éliminant des joints d'assemblage.
4. Le prix de fabrication d'un produit peut être diminué par cette technique.

La deuxième partie de ce projet a porté sur le développement d'un moule renforcé par poudre sous contrainte. Les points suivants ont pu être validés :

1. Parmi les poudres disponibles sur le marché, le silicate d'aluminium a été identifié comme présentant les meilleures propriétés, tout en étant peu coûteux.
2. L'addition de liquide ou d'autres substances s'est révélée peu bénéfique et n'a pas résulté en une amélioration des propriétés mécaniques des poudres contraintes.
3. L'utilisation de poudre contrainte comme structure d'un moule a donné des résultats concluants et peut conduire à des économies importantes au niveau de l'outillage.

Un des défis rencontrés lors de la fabrication est le maintien de la bonne géométrie de la cavité avant l'application du vide dans la poudre du moule inférieur. En effet, avec le nombre de fabrications, la compaction de la poudre tend à augmenter légèrement et la gravité fait en sorte que les côtés du moule ont tendance à prendre une forme convexe et le dessus, une forme concave. Un suivi de la déformation de la surface supérieure doit donc être effectué afin de s'assurer de la bonne géométrie de la pièce fabriquée.

La faisabilité de cette nouvelle approche ayant été démontrée, quelques améliorations pourraient être apportées au procédé. L'utilisation d'une membrane flexible ayant une meilleure comptabilité avec la résine permettrait notamment une mise en oeuvre avec un temps de gel plus long pour des pièces de grande taille. Au niveau du moule, il est probable que l'utilisation de vibreurs permettrait d'obtenir une meilleure compaction initiale de la poudre et donc de diminuer les déformations subséquentes du moule. Une étude de l'effet de la rigidité des parois pourrait aussi améliorer la performance du moule. Enfin, une configuration où la base et les côtés seraient rigides et la paroi supérieure amovible permettrait d'obtenir un moule dont la géométrie est facilement modifiable. Ceci conférerait une grande adaptabilité à la base du moule et ouvrirait la porte à d'autres économies au niveau de l'outillage.

Ce projet innovateur a permis d'explorer de nouvelles pistes de réduction des coûts au niveau des procédés de fabrication des matériaux composites et des technologies de fabrication des moules. Il présente la première application connue des vessies sacrificielles fermées utilisées pour la fabrication de matériaux composites. De plus, il démontre l'utilité des poudres céramiques pour renforcer un moule RTM.

## Références

- [1] AFENDI, M., BANKS, W. M. et KIRKWOOD, D. (2005). Bubble free resin for infusion process. *Composites Part A : Applied science and manufacturing*, vol. 36, pp. 739–746.
- [2] AMOUROUX, S., HEIDER, D. et GILESPIE, J. W. (2010). Characterization of membranes used in pressure driven composite processing. *Composites Part A : Applied science and manufacturing*, vol. 40, pp. 207–214.
- [3] BADER, M. G. (2002). Selection of composite materials and manufacturing routes for cost-effective performance. *Composites Part A : Applied science and manufacturing*, vol. 33, pp. 913–934.
- [4] BERENBERG, B. (2003). Liquid Composite Molding Achieves Aerospace Quality. *High Performance Composites*.
- [5] CHAN, C. Y. et PAGE, N. W. (1997). Particle fractal and load effects on internal friction in powders. *Powder Technology*, vol. 90, pp. 259–266.
- [6] CORTES, R., MARTINEZ, M. A., NAVARRO, C. et SANCHEZ-GALVEZ, V. (1993). Measurements of internal, friction coefficient of SiC and Al2O3 powders. *Journal of materials science*, vol. 28, pp. 6737–6740.
- [7] DEO, R. B., STARNES, J. H. et HOLZWARTH, R. C. (2001). Low-Cost Composite Materials and Structures for Aircraft Applications. *Low Cost Composite Structures and Cost Effective Application of Titanium Alloys in Military Platforms*. pp. 1.1–1.11.
- [8] ESI GROUP (2011). <http://www.esi-group.com> [Consulté le 20 Novembre 2009].
- [9] FONDERIE GIROUX (2000). Description du procédé v-process. [http://www.giroudfonderie.com/rep-presentation/ido-1/moulage\\_v\\_process.html](http://www.giroudfonderie.com/rep-presentation/ido-1/moulage_v_process.html) [Consulté le 20 Novembre 2009].
- [10] HEIDER, D. et JOHN WILLIAM GILLESPIE, J. (2010). VARTM Variability and substantiation. *FAA Joint Advanced Materials and Structures (JAMS) Center of Excellence*.
- [11] LACOVARA, B. (1995). Considering Resin Transfert Molding.
- [12] RESEARCH AND TECHNOLOGY ORGANISATION, éditeur (2001). *Low Cost Composite Structures and Cost Effective Application of Titanium Alloys in Military Platforms*.
- [13] WILSON, R. S. (2003). Brevet de grande-bretagne WO/2003/103933. Tiré de <http://www.sumobrain.com/patents/wo2003103933.html>.

- [14] WINTERTON, H. F. et FANG, H.-Y. (1975). *Foundation Engineering handbook*. Van Nostrand Reinhold.

## ANNEXE A

### Comparaison des coûts de fabrication

TABLEAU A.1 : Comparaison économique des procédés de fabrication pour une pale d'éolienne de 1,5 m

Procédé	Moule (\$)	Main-d'oeuvre (\$)	Matériaux (\$)	Usinage (\$)	Total (\$)
Collage de pièces infusées	2500	135	50	0	235
Préimprégnés sur vessie de silicone	10500	45	100	0	166
Injection sur vessie de silicone	10500	67,5	50	0	138,5
Préimprégnés sur vessie sacrificielle	10000	45	100	0	165
Injection sur vessie sacrificielle	10000	67,5	50	0	137,5
Usinage de noyau en polyurethane	2500	45	50	90	235

## ANNEXE B

### Détails de calculs

#### Développement de l'Équation 4.2

Selon la théorie des poutres, la flèche ( $s$ ) et la rotation ( $\theta$ ) des extrémités d'une poutre supportée en deux points et chargée en son centre se calcule par les Équations suivantes :

$$s = \frac{P L^3}{48 E I} \quad (\text{B.1})$$

$$\theta = \frac{P L^2}{16 E I} \quad (\text{B.2})$$

Si on considère de petits déplacements ( $\sin\theta \simeq \theta$ ), le glissement aux extrémités de la plaque peut être calculé comme suit (voir la Figure B.1) :

$$d_x = t \sin\theta = t \theta = t \frac{P L^2}{16 E I} = t \frac{P L^3}{48 E I} \frac{3}{L} = t s \frac{3}{L} \quad (\text{B.3})$$

Comme le glissement au centre de la poutre est nul, le glissement moyen dans la poutre est représenté par l'équation suivante :

$$d_x = \frac{3 t s}{2 L} \quad (\text{B.4})$$

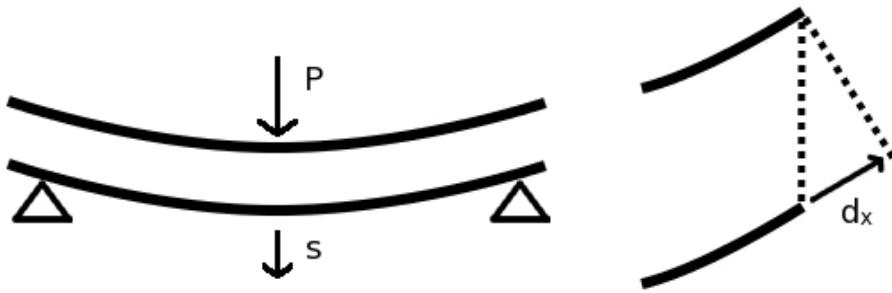


FIGURE B.1 : Représentation schématique de la force (P), de la flèche (s) et du glissement aux extrémités des plaques ( $d_x$ ).

### Développement de l'Équation 4.3

Un coefficient de friction est défini par le rapport entre la force de friction et la force normale exercée sur la surface où se produit la friction.

$$k = \frac{F_F}{F_N} \quad (\text{B.5})$$

La force de friction s'exerce dans le plan de la peau du sandwich et peut être mesurée à partir de la force exercée au centre du montage. Le ratio qui permet de traduire la force de friction en force mesurée peut être déduit à partir de l'équation 4.2, qui traite du glissement entre les peaux en fonction de la déflexion du montage. Ce ratio est noté  $\frac{s}{d_x}$ .

$$F_F = F_y \frac{s}{d_x} \quad (\text{B.6})$$

Afin d'isoler la force associée à la friction intergranulaire, la force  $F_y$  est dissociée en  $F_p$ , soit la composante causée par la friction dans la poudre et  $F_e$ , la composante associée à la peau et au silicium constituant l'enveloppe des échantillons. Celle-ci est mesurée en effectuant un essai de flexion sur un échantillon vide.

$$F_F = (F_p - F_e) \frac{s}{d_x} \quad (\text{B.7})$$

En considérant l'équation 4.2, on obtient :

$$F_F = (F_p - F_e) \frac{2L}{3t} \quad (\text{B.8})$$

La force normale est causée par le vide à l'intérieur de l'échantillon et peut être traduit par l'équation suivante :

$$F_N = P S = P (w L) \quad (\text{B.9})$$

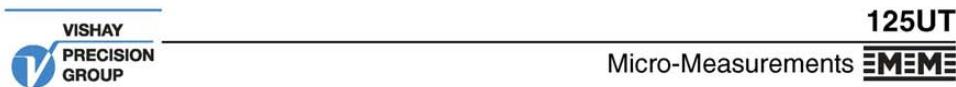
Connaissant  $F_F$  et  $F_N$ , il est possible de déterminer le coefficient de friction interne  $k$  :

$$k = \frac{F_F}{F_N} = \frac{(F_p - F_e) \frac{2L}{3t}}{P w L} \quad (\text{B.10})$$

$$k = \frac{2(F_p - F_e)}{3Ptw} \quad (\text{B.11})$$

## ANNEXE C

### Fiche technique de la jauge de déformation 125UT



#### General Purpose Strain Gages - Tee Rosette

GAGE PATTERN DATA					
	<b>GAGE DESIGNATION</b> See Note 1  CEA-XX-125UT-120 CEA-XX-125UT-350	<b>RESISTANCE (OHMS)</b> 120 ± 0.4% 350 ± 0.4%			
<b>OPTIONS AVAILABLE</b> See Note 2					
<b>P2</b> <b>P2</b>					
DESCRIPTION					
Two-element 90° tee rosette for general-purpose use. Exposed solder tab area 0.10 x 0.07 in [2.5 x 1.8 mm].					
GAGE DIMENSIONS		Legend: ES = Each Section S = Section (S1 = Sec 1) CP = Complete Pattern M = Matrix			
Gage Length 0.125 ES 3.18 ES	Overall Length 0.325 CP 8.26 CP	Grid Width 0.165 ES 4.19 ES	Overall Width 0.365 CP 9.27 CP	Matrix Length 0.42 10.7	Matrix Width 0.45 11.4
inch					
millimeter					
GAGE SERIES DATA					
See Gage Series data sheet for complete specifications.					
Series	Description	Strain Range	Temperature Range		
CEA	Universal general-purpose strain gages.	±5%	-100° to +350°F [-75° to +175°C]		

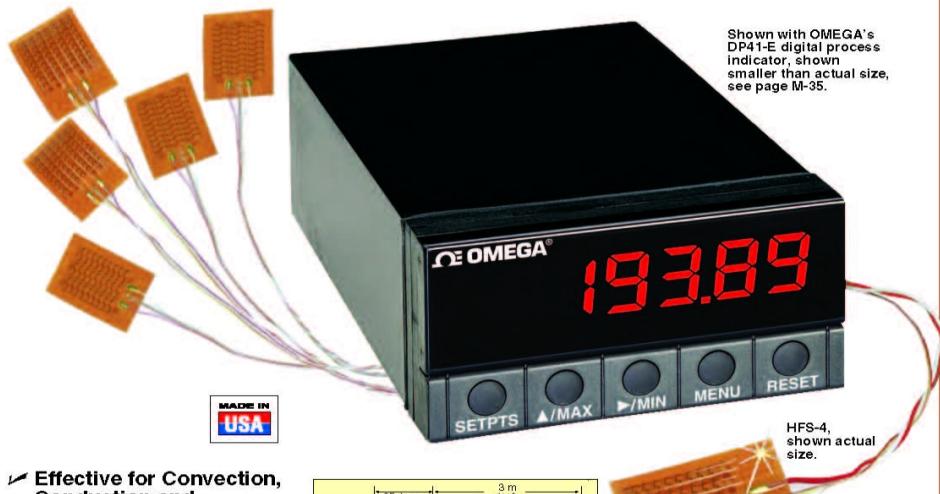
Note 1: Insert desired S-T-C number in spaces marked XX.

Note 2: Products with designations and options shown in bold are not RoHS compliant.

## ANNEXE D

### Fiche technique du capteur thermoflux

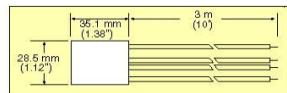
## Thin-Film Heat Flux Sensors



- ✓ Effective for Convection, Conduction and Radiation Heat Transfer
- ✓ Conveniently Interfaces with Voltmeters and Recorders
- ✓ Easily Attaches to Curved and Flat Surfaces
- ✓ Temperature Range from -200 to 150°C (-330 to 300°F)

Each HFS series heat flux sensor functions as a self-generating thermopile transducer. It requires no special wiring, reference junctions or signal conditioning. A readout is accomplished by connecting a sensor to any direct reading DC microvoltmeter or recorder.

The HFS series sensor is designed for precise measurement of heat loss or gain on any surface. It can be mounted on flat or curved surfaces, and employs butt-bonded junctions with a very low thermal profile for efficient reading. The sensor is available with an integral thermocouple for discrete temperature measurement needed to describe the heat flux, and is available in two different sensitivity ranges. All models utilize a multi-junction thermopile construction. The carrier is a polyimide film which is bonded using a PFA lamination process.



#### Specifications

Upper Temperature Limit: 150°C (300°F)

Number of Junctions:

HFS-3: 54

HFS-4: 112

Carrier: Polyimide Film (Kapton®)

Nominal Sensor Resistance:

HFS-3: 140 Ω

HFS-4: 175 Ω

Lead Wires: #30 AWG solid copper, PFA insulated color coded, 3.1 m (10' long)

Weight: 28 g (1.0 oz)

For epoxies and cements compatible with HFS Series, see OMEGABOND® epoxies on page F-21.

Model No.	Nominal <sup>†</sup> Sensitivity <sup>‡</sup> (μ V/Btu/ Ft <sup>2</sup> -Hr)	*Max Rec'd Heat Flux (Btu/ Ft <sup>2</sup> Hr)	Built-in T/C Type K	Resp. Time (sec)	Thermal Capacitance (Btu per Ft <sup>2</sup> °F)	Thermal Resistance (°F per Btu/ Ft <sup>2</sup> Hr)	Nominal Thickness mm (inches)
HFS-3	3.0	30,000	YES	0.60	0.02	0.01	0.18 (0.007)
HFS-4	6.5	30,000	YES	0.60	0.02	0.01	0.18 (0.007)

\* Exceeding the maximum recommended heat flux can result in a large enough temperature rise to cause delamination of the Kapton® bonding material. The given maximum values assume a 38°C (100°F) ambient.

† Nominal sensitivity is ±10%. Sensitivity is supplied with unit.

#### To Order (Specify Model Number)

Model Number**	Description
HFS-3	3.0 μV/BTU/Ft <sup>2</sup> Hr sensor w/Type K TC
HFS-4	6.5 μV/BTU/Ft <sup>2</sup> Hr sensor w/Type K TC

Comes complete with operator's manual and sensitivity calibration.

\*\* Other sizes and styles available, consult Applications Engineering.

## ANNEXE E

### Fiche technique de l'acier P-20

# DATA SHEET


**LATROBE SPECIALTY  
STEEL COMPANY**

Latrobe, PA 15650-0031 USA

**LSS™ P20 Mold Steel**  
(ASTM P20)

Issue 1

Typical Composition

C	Mn	Si	Cr	Mo
0.33	0.80	0.65	1.75	0.40

**LSS P20 mold steel** is a versatile, low-alloy tool steel that is characterized by good toughness at moderate strength levels. The steel is commonly used for plastic injection mold cavities and tooling and for die casting dies for zinc. LSS P20 is typically sold in the prehardened condition at a hardness of approximately 300 HBW.

Density: 0.284 lb/in<sup>3</sup> (7861 kg/m<sup>3</sup>)  
 Specific Gravity: 7.86  
 Modulus of Elasticity:  $30 \times 10^6$  psi (207 GPa)  
 Thermal Conductivity: 24 BTU/hr/ft/°F (41.5 W/m/°K)  
 Machinability: 60 - 65% of a 1% carbon steel

Coefficient of Thermal Expansion:

Temperature, °F	in/in × 10 <sup>-6</sup>	Temperature, °C	mm/mm × 10 <sup>-6</sup>
70 - 200	6.7	21 - 93	12.0
70 - 500	7.2	21 - 260	12.9
70 - 1000	7.6	21 - 538	13.7

**HEAT TREATING INSTRUCTIONS**  
 (See Tech-Topics Bulletin 102 for a more thorough explanation of heat treating.)

**STRESS RELIEVING:**  
 Because LSS P20 is sold in a prehardened condition, hardening heat treatment is not necessary. After machining and intermittently during service, the steel may be thermally stress relieved by heating to 900°F (482°C), equalizing and holding for one hour per inch (25.4 mm) of thickness, and cooling in air to ambient temperature.

In those rare circumstances where the steel must be rehardened, the steel must first be annealed prior to hardening.

**HARDENING:**  
**Critical Temperature:**  
 Ac1: 1405°F (763°C)  
**Preheating:** Heat at a rate not exceeding 400°F per hour (222°C per hour) to 1150-1250°F (621-677°C) and equalize.

**Austenitizing (High Heat):** Heat rapidly from the preheat to 1550°F (843°C). Soak for 30 minutes for the first inch (25.4 mm) of thickness, plus 15 minutes for each additional inch (25.4 mm).

**Quenching:** Pressurized gas, or interrupted oil to 150-125°F (66-51°C). For the oil quench, quench until black, about 900°F (482°C), then cool in still air to 150-125°F (66-51°C).

**Tempering:** Temper immediately after quenching. Hold at temperature for 1 hour per inch (25.4 mm) of thickness, 2 hours minimum, then air cool to ambient temperature. Tempering temperatures and hardnesses are given below.

Temperature	HRC	Temperature	HRC
400°F (204°C)	48-49	1000°F (538°C)	39-40
600°F (316°C)	46-47	1100°F (593°C)	33-34
800°F (427°C)	43-44	1150°F (621°C)	30-31

**ANNEALING:** Heat at a rate not exceeding 400°F per hour (222°C per hour) to 1450°F (788°C), and hold at temperature for 1 hour per inch (25.4 mm) of maximum thickness; 2 hours minimum. Then cool slowly with the furnace at a rate not exceeding 50°F per hour (28°C per hour) to 1150°F (621°C). Continue cooling to ambient temperature in the furnace or in air.

The data presented herein are typical values, and do not warrant suitability for any specific application or use of this material. Normal variations in the chemical composition, the size of the product, and heat treatment parameters may result in different values for the various physical and mechanical properties.

[www.latrobesteel.com](http://www.latrobesteel.com)

COPYRIGHT© 2007 by Latrobe Specialty Steel Co.

TM-Trademark of Latrobe Specialty Steel Co.

01/07