

Titre: Fabrication par injection flexible de pièces coniques pour des applications aérospatiales
Title: [Fabrication par injection flexible de pièces coniques pour des applications aérospatiales](#)

Auteur: Vincent Shebib Loiselle
Author: [Vincent Shebib Loiselle](#)

Date: 2013

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Shebib Loiselle, V. (2013). Fabrication par injection flexible de pièces coniques pour des applications aérospatiales [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/1282/>
Citation: [Shebib Loiselle, V. \(2013\). Fabrication par injection flexible de pièces coniques pour des applications aérospatiales \[Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal\]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/1282/](#)

Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/1282/>
PolyPublie URL: [https://publications.polymtl.ca/1282/](#)

Directeurs de recherche: Marek Balazinski, & Edu Ruiz
Advisors: [Marek Balazinski, & Edu Ruiz](#)

Programme: Génie mécanique
Program: [Génie mécanique](#)

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

FABRICATION PAR INJECTION FLEXIBLE DE PIÈCES CONIQUES POUR
DES APPLICATIONS AÉROSPATIALES

VINCENT SHEBIB LOISELLE

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 2013

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

FABRICATION PAR INJECTION FLEXIBLE DE PIÈCES CONIQUES POUR
DES APPLICATIONS AÉROSPATIALES

présenté par : SHEBIB LOISELLE Vincent

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

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

M. LAKIS Aouni A., Ph.D., président

M. BALAZINSKI Marek, Docteur ès sciences, membre et directeur de recherche

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

M. LÉVESQUE Martin, Ph.D., membre

DÉDICACE

À Marianne, Étienne et Geneviève, ma nouvelle famille

REMERCIEMENTS

Il est d'après moi très périlleux de faire du développement seul. Même si les consensus sont difficiles à obtenir, même si les discussions allongent les délais, il est toujours salutaire de partager et d'évaluer les idées des collègues, des amis, de la famille. Plus l'idée a été entendue et discutée, plus elle évolue vers quelque chose de viable et fonctionnel. En considérant cette collaboration couplée à une capacité d'analyse scientifique, je crois qu'il est possible de développer n'importe quoi. Ce projet de maîtrise de dimension surréaliste n'aurait pu se conclure aussi bien sans la participation de tous ceux qui m'ont fourni une opinion, un conseil, un coup de main. J'aimerais les remercier ici.

Premièrement, j'aimerais remercier ma copine Geneviève Pelland pour son appui, sa patience et son aide en particulier dans la correction de mes nombreuses fautes d'orthographe sur les quelque 30 présentations PowerPoint faites sur le projet. Je remercie aussi ma mère, Anne-Marie Shebib, ma sœur, Mylène Loiselle, et ma belle-mère, Jacqueline Coderre, qui m'ont grandement aidé pour le blitz final.

Ensuite, j'aimerais remercier mon codirecteur de maîtrise Eduardo Ruiz qui a été mon principal interlocuteur pendant le projet. Avec ses connaissances pratiques et théoriques des composites et ses bonnes idées, nous avons pu mener à bien ce projet. Merci à François Trochu qui m'a accueilli à la compagnie ERFT Composites en démarrage dans son bloc appartement de la rue De Bullion; merci à Martine Dauchier de Herackles en France pour son appui tout au long du projet; merci à Alexandre Ferreira-Benevides, toujours enthousiaste et prêt à discuter des solutions aux milliers de problèmes qui ont été soulevés durant le projet; merci à Hugo Delage, expert en conception, pour les conseils sur les moules d'injection; merci à Christian-Charles Martel, toujours prêt à fabriquer n'importe quoi; merci à Catherine Billotte pour les innombrables essais de caractérisation de résine; merci à tous les attachés de recherche, doctorants et post doctorants pour leur aide au moment opportun : Phillippe Causse, Roland Fotsing, Nicolas Vernet, Julian Gutiérrez et Christophe Ravey. Je remercie aussi mon directeur de maîtrise, Marek Balazinski pour m'avoir permis de réaliser le projet.

Au moment où la quantité de travail à accomplir sur le projet commençait à grandir comme à l'approche une montagne infranchissable, il est arrivé comme un sauveur avec son enthousiasme et son bagage pratique pour reprendre une partie du projet et m'aider pour la fabrication des

pièces. Je remercie Cédric Pupin, je ne pense pas qu'on aurait pu mieux tomber. Merci grandement à Joffrey, qui m'a beaucoup aidé sur les fabrications de plaques d'essais et des pièces finales.

J'aimerais aussi remercier tous les stagiaires qui ont travaillé avec moi, chacun sur un aspect spécifique du projet : Pierre-Luc Duval sur la conception du moule d'injection; Moez Fennira sur la conception et les essais au *NanoMoule*; Patrick Stephan sur les essais de compaction et préformage; Kaïs Hedider sur la mise à jour de la machine de compaction; Jérôme Canonici sur l'étanchéité des membranes; Francis Villiard pour l'étude des agents démolants et de la durée de vie des membranes; Maude Paquet pour la fabrication de plaques dans un moule *Polyflex*; Antony Fenet pour l'aide à la fabrication de la pièce 1; Josh Kingsford pour l'étude de corrosion et la fabrication de la pièce 2 et finalement Charles Perry sur l'étude de la compaction et la fabrication de la pièce 2.

En terminant, j'aimerais remercier les sous-traitants qui ont fabriqué les équipements : Découpage AESP pour les pièces de l'outil de compaction ; Usinage RLS pour l'usinage des cônes de compaction ; Fondrémie pour le coulage du moule d'injection ; CNC Tracy pour l'usinage du moule d'injection; Mégatube pour la hotte d'évacuation; Blizzair pour l'installation rapide des conduits de ventilations; Cp tech pour l'anodisation gratuite des échantillons; Usibec pour la découpe de la pièce finale et finalement Anodisation Verdun pour l'anodisation du moule.

RÉSUMÉ

Les matériaux composites sont présents dans les tuyères de moteurs spatiaux depuis les années soixante. Aujourd’hui, l’avènement des tissus tridimensionnels apporte une solution innovatrice au problème de délamination qui limitait les propriétés mécaniques de ces composites. L’utilisation de ces tissus nécessite toutefois la conception de procédés de fabrication mieux adaptés.

Une nouvelle méthode de fabrication de pièces composites pour des applications aérospatiales a été étudiée tout au long de ce travail. Celle-ci applique les principes de l’injection flexible (procédé *Polyflex*) à la fabrication de pièces coniques de fortes épaisseurs. La pièce de validation à fabriquer représente un modèle réduit de pièce de tuyère de moteur spatial. Elle est composée d’un renfort tridimensionnel en fibres de carbone et d’une résine phénolique. La réussite du projet est définie par plusieurs critères sur la compaction et la formation de plis du renfort et sur la formation de porosités de la pièce fabriquée.

Un grand nombre d’étapes ont été nécessaires avant la fabrication de deux pièces de validation. Premièrement, pour répondre au critère sur la compaction du renfort, la conception d’un outil de caractérisation a été entreprise. L’étude de la compaction a été effectuée afin d’obtenir les informations nécessaires à la compréhension de la déformation d’un renfort 3D axisymétrique.

Ensuite, le principe d’injection de la pièce a été défini pour ce nouveau procédé. Pour en valider les concepts proposés, la perméabilité du renfort fibreux ainsi que la viscosité de la résine ont dû être caractérisées. À l’aide de ces données, une série de simulations de l’écoulement pendant l’injection de la pièce ont été réalisées et une approximation du temps de remplissage calculée. Après cette étape, la conception du moule de tuyère a été entamée et appuyée par une simulation mécanique de la résistance aux conditions de fabrication. Également, plusieurs outillages nécessaires pour la fabrication ont été conçus et installés au nouveau laboratoire CGD (composites grandes dimensions).

En parallèle, plusieurs études ont été effectuées pour comprendre les phénomènes influençant la polymérisation de la résine. La caractérisation par DSC (calorimétrie différentielle à balayage) et par rhéologie ont fourni des informations importantes pour mieux prédire le comportement de la résine afin d’assurer une fabrication adéquate. De plus, une étude préliminaire de fabrication dans

un moule de petite taille muni d'un hublot a permis d'observer l'influence du dégazage sur le taux de porosités des pièces.

À l'aide des études réalisées et des informations fournies par le partenaire industriel, la gamme de fabrication de la pièce a été établie. Deux étapes supplémentaires ont été réalisées pour valider les choix effectués : une étude de fabrication de plaques dans un moule *Polyflex* de petite dimension et une simulation numérique du cycle de cuisson de la résine dans le moule de tuyère.

La fabrication de la première pièce épaisse a ensuite été entreprise. Les analyses effectuées sur la pièce fabriquée démontrent l'obtention de l'ensemble des critères demandés. Après la fabrication, une corrosion importante a été observée sur le moule d'injection. Une étude a donc été entamée pour identifier les mécanismes de corrosion ainsi que le traitement adéquat pour la contrer. Le moule a par la suite été traité avant la deuxième fabrication. Finalement, une deuxième pièce a été fabriquée avec une méthode améliorée. Sur la deuxième pièce, l'atteinte de la majorité des critères est encore une fois obtenue.

Le présent projet a permis de valider que le procédé *Polyflex* peut être utilisé pour fabriquer adéquatement une pièce conique de forte épaisseur destinée à faire partie d'un divergent de moteur spatial.

ABSTRACT

Composite materials are used in building space rocket motor since the 60's. Recently, the introduction of three-dimensional tissues in composite material fabrication has improved the mechanical properties by reducing the delamination problem. The use of these tissues though requires the elaboration of new and better adapted fabrication processes.

Throughout this work, a new process for aerospace application has been studied. This method applies the flexible injection technique (*Polyflex* process) for the elaboration of conical parts of great thickness. The validation part represents a scale model of a space rocket motor nozzle part. It is composed of a three-dimensional carbon fibre reinforcement and a phenolic resin. The success of the study was defined by several criteria on compaction level and fold formation in the reinforcement and on specific porosity values in the fabricated part.

In order to make two validation parts, several steps were necessary. First, to meet the compaction criteria, a compaction tool has been designed and compaction of reinforcement studied. Hence, it helped the understanding of the compaction of 3D axisymmetric reinforcement.

Then, the injection technique of the new process has been elaborated. The permeability of the carbon fiber reinforcement and the viscosity of the resin were characterized to validate the concepts used with a numerical simulation of the resin flow inside the mold. The simulation has also given an approximation of the filling time. After this step, the mold has been designed using mechanical simulation in order to validate the strength at the fabrication conditions. Also, specific equipments for the process have been created and upgraded for the installation of the fabrication site.

Simultaneously, several studies have been made to comprehend the phenomena influencing the polymerisation of the resin. The trials in DSC (differential scanning calorimetry) and in rheometry have given important information for an adequate processing of the resin. Furthermore, tests on a small mold with a sight glass have shown the influence of the degassing step on the porosity quantity in the parts.

Using these studies and the information given by the industrial partner, the parameters of the process have been established. Two steps were crucial in validating the choices made: a plate

fabrication study using the defined parameters and a simulation of the resin polymerisation inside the nozzle mold.

Analyses done on the first completed part have shown that the criteria have been met. However, an extensive corrosion has been observed inside the injection mold. Therefore, a study has been made to identify the corrosive mechanisms as well as the adequate treatment to reduce it. The mold has been treated before the second part was made. Finally, the fabrication of the second and last part has been done using improved fabrication parameters. On the second completed part, the majority of the criteria were once again met.

The actual project has validated the use of *Polyflex* fabrication process to adequately build a conical part of great thickness intended for a space rocket motor nozzle.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	VI
ABSTRACT	VIII
TABLE DES MATIÈRES	X
LISTE DES TABLEAUX.....	XIV
LISTE DES FIGURES.....	XVI
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXIII
LISTE DES ANNEXES.....	XXV
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE DU PROCÉDÉ <i>POLYFLEX</i>	7
1.1 Description du procédé.....	7
1.2 Développement.....	9
CHAPITRE 2 CARACTÉRISATION DU RENFORT FIBREUX	13
2.1 Caractérisation de la perméabilité du renfort	14
2.2 Caractérisation de la compaction de la préforme fibreuse	16
2.2.1 Conception et fabrication de l'outil de compaction	17
2.2.2 Étude de compaction des renforts coniques	26
2.2.3 Étude du préformage des renforts coniques	44
CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION DE LA RÉSINE.....	49
3.1 Caractérisation de la polymérisation	50
3.2 Caractérisation rhéologique.....	53
3.3 Étude de la formation des porosités à moule fermé	57

3.3.1	Montage et procédure expérimentale	58
3.3.2	Résultats de l'étude de formation de porosité	59
3.3.3	Conclusion de l'étude au <i>NanoMoule</i>	64
	CHAPITRE 4 DÉFINITION DU PRINCIPE D'INJECTION	66
4.1	Définition des paramètres influençant l'écoulement dans le moule	66
4.2	Simulation de l'injection de la résine	71
4.2.1	Maillage	71
4.2.2	Paramètres de simulation	73
4.2.3	Différence entre la simulation RTM et le procédé <i>Polyflex</i>	75
4.2.4	Résultats de la simulation numérique	76
4.3	Conclusion	81
	CHAPITRE 5 CONCEPTION ET PRÉPARATION DES OUTILLAGES	82
5.1	Moule d'injection	82
5.1.1	Études des membranes et choix de l'agent démoulant	83
5.1.2	Essais d'étanchéités	86
5.1.3	Conception du moule d'injection	87
5.2	Système d'injection	94
5.3	Système de chauffage	95
5.4	Fabrication et installation du système de manutention et du four	96
5.5	Acquisition de données	98
5.6	Mise à jour de la machine de compaction	98
5.7	Fabrication et installation de la hotte	99
	CHAPITRE 6 ÉTUDE DE LA GAMME DE FABRICATION	101
6.1	Définition du cycle de température et de pression	101

6.2	Fabrication de plaques dans un moule <i>Polyflex</i>	103
6.2.1	Mise en place du moule.....	104
6.2.2	Résultats	108
6.3	Simulation de cuisson de la résine dans le moule	113
6.4	Simulation du chauffage de la résine dans le pot d'injection.....	116
6.5	Procédure de fabrication.....	121
6.5.1	Chauffage de la résine	121
6.5.2	Dégazage dans le moule	121
6.5.3	Compaction du renfort et quantité de résine	122
6.5.4	Démoulage	122
CHAPITRE 7 INJECTION DE LA PREMIÈRE PIÈCE DE TUYÈRE.....		123
7.1	Matériaux utilisés	123
7.2	Fabrication de la première pièce de tuyère.....	124
7.2.1	Acquisition de données	124
7.2.2	Démoulage de la pièce P2	127
7.2.3	Analyse de la pièce composite P2 démoulée	127
7.3	Étude approfondie de la pièce P2	129
7.3.1	Densité et dimensions.....	129
7.3.2	Évacuation de l'eau de polymérisation	130
7.3.3	Découpe de la pièce et préparation des échantillons.....	130
7.3.4	Caractérisation de la densité.....	131
7.3.5	Analyses microscopiques	132
7.4	Comparaison avec la simulation de remplissage.....	136
7.5	Atteinte des critères de réussite	137

CHAPITRE 8 ÉTUDE DE CORROSION DANS LE MOULE	139
8.1 Corrosion galvanique	139
8.2 Analyses des observations sur les moules.....	140
8.3 Étude de corrosion sur l'aluminium.....	142
8.4 Traitement d'anodisation.....	146
8.5 Étude de corrosion sur l'aluminium anodisé.....	147
8.6 Analyse du pH et de la conductivité électrique des électrolytes	151
8.6.1 Anodisation du moule d'injection	154
CHAPITRE 9 FABRICATION DE LA DEUXIÈME PIÈCE DE TUYÈRE	156
9.1 Préformage du renfort P3	156
9.1.1 Comparaison des essais sur P2 et P3.....	158
9.2 Fabrication de la deuxième pièce de tuyère	160
9.3 Analyse de la pièce P3	165
9.3.1 Densité et dimensions.....	165
9.3.2 Perte d'eau.....	166
9.4 Comparaison avec la simulation de remplissage.....	167
9.5 Atteinte des critères de réussite	168
CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS	170
RÉFÉRENCE	174
ANNEXES	181

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1 : Dimensions mesurées à la règle des trois préformes reçues.....	14
Tableau 2-2 : Propriétés élastiques des matériaux de l'outil de compaction (Aluminium Association, 2005).....	24
Tableau 2-3 : Coefficients de friction mesurés entre l'acier inoxydable 316 et le PTFE.	26
Tableau 2-4 : Ratio de diminution d'épaisseur et d'augmentation de diamètres.	34
Tableau 2-5 : Dimensions externes de la préforme P2.....	43
Tableau 2-6 : Diminution finale des parois de P2.....	47
Tableau 3-1 : Masse volumique des échantillons de résine phénolique mesurée.	62
Tableau 4-1 : Perméabilités utilisées pour les modèles numériques	75
Tableau 5-1 : Indice de performance des agents démoulants sur le moule.....	85
Tableau 5-2 : Propriétés élastiques des matériaux du moule (Adams et al., 1990).	90
Tableau 6-1 : Paramètres des pièces fabriquées dans le moule de plaque <i>Polyflex</i>	107
Tableau 6-2 : Mesure réalisée sur les 4 pièces fabriquées dans le moule <i>Polyflex</i> simple.	111
Tableau 7-1 : Mesures effectuées sur la pièce P2.	129
Tableau 7-2 : Perte en eau pendant la fabrication de la pièce P2.....	130
Tableau 7-3 : Masse volumique des échantillons de la pièce composite P2.....	132
Tableau 7-4 : Comparaison entre les valeurs des critères demandés et les résultats obtenus pour la pièce P2.	138
Tableau 8-1 : Corrosion galvanique sur les échantillons d'aluminium 6061-T6 en contact avec la fibre de carbone.....	145
Tableau 8-2 : Corrosion galvanique sur les échantillons d'aluminium A356-T6 en contact avec la fibre de carbone.....	146
Tableau 8-3 : Corrosion et état de surface des pièces d'aluminium anodisées après l'essai de corrosion.....	150

Tableau 8-4 : pH et conductivité sur les solutions après les essais de corrosion.	151
Tableau 8-5 : Identification de l'élément affectant la conductivité et le pH de l'eau pendant les études de corrosion.	152
Tableau 9-1 : Diminution finale des épaisseurs du renfort P3.	158
Tableau 9-2 : Mesures effectuées sur la pièce P3.	166
Tableau 9-3 : Perte en eau à la fabrication de la pièce P3.	167
Tableau 9-4 : Comparaison entre les critères demandés et les résultats obtenus sur la pièce P3.....	169

LISTE DES FIGURES

Figure 0-1 : Composition de la tuyère du propulseur d'Ariane 5 (Dauchier, communication personnelle, 3 décembre 2013).....	2
Figure 0-2 : Schéma de flux du projet.....	6
Figure 1-1 : Étapes de fabrication par le procédé <i>Polyflex</i> (Causse, 2011).	8
Figure 1-2 : Premier moule <i>Polyflex</i> (Daqoune, 2007).	9
Figure 1-3 : Première pièce axisymétrique fabriquée par <i>Polyflex</i> (Ferreira-Benevides, 2011).	12
Figure 2-1 : Renfort de fibre étudié (renfort P2).	13
Figure 2-2 : Installation de mesure de perméabilité pour le renfort plan.	15
Figure 2-3 : Perméabilité en fonction du temps par le logiciel <i>Permlab</i>	15
Figure 2-4 : Contraintes dans un tube épais soumis à une pression interne.	17
Figure 2-5 : Concept initial de l'outil de compaction (Ferreirra-Benevides, communication personnelle, 2 juillet 2011).	18
Figure 2-6 : Forces sur la préforme soumise à une augmentation des diamètres internes.	19
Figure 2-7 : Outil conçu pour étudier la compaction interne des renforts coniques.	20
Figure 2-8 : Technique d'uniformisation des diamètres externes des renforts coniques.	21
Figure 2-9 : Technique de maintien des dimensions du renfort conique après compaction.	22
Figure 2-10 : (a) Forces sur le cône intérieur, (b) forces sur les languettes et (c) force sur le cône extérieur et la plaque des languettes.	23
Figure 2-11 : Analyse numérique de la première conception à une force de 301,5 kN à la presse hydraulique (40 bars sur la surface interne).	24
Figure 2-12 : Analyse numérique de la conception optimisée à une force de 301,5 kN (40 bars sur la surface interne) à la presse hydraulique.....	25
Figure 2-13 : Usinage du cône intérieur de l'outil de compaction.....	25
Figure 2-14 : Hypothèse menant à l'obtention d'une déformation maximale du renfort.	27

Figure 2-15 : Étape de mouillage des fibres avant compaction.	28
Figure 2-16 : Position des films indicateurs de pression.....	29
Figure 2-17 : Installation de la plaque des languettes et des caméras.....	29
Figure 2-18 : Position et type de caméras utilisées.	29
Figure 2-19 : Transport de l'outil de compaction vers la salle de la presse.....	30
Figure 2-20 : Outil de compaction dans sa position finale avant l'essai de compaction interne.....	30
Figure 2-21 : Déplacement et force pendant l'essai de compaction interne du renfort P2.....	32
Figure 2-22 : Pression en fonction de l'augmentation des diamètres du renfort P2.	33
Figure 2-23 : Espace entre les languettes et la préforme au début de l'essai de compaction.	35
Figure 2-24 : Image du grand diamètre externe (a) avant et (b) après la compaction interne.	36
Figure 2-25 : Films de pression utilisés lors de l'étape de compaction interne.	37
Figure 2-26 : Vue de la surface intérieure de la préforme P2 après le 2 ^e essai de compaction....	38
Figure 2-27 : Espace entre les surfaces des renforts (a) P2 et (b) N1 et le moule d'injection.	39
Figure 2-28 : (a) Dimension externe à atteindre pour les trois renforts, (b) superposition du renfort P2 avant et après compaction externe.	39
Figure 2-29 : Outil de compaction prêt pour l'essai de compaction externe sur le renfort P2.	40
Figure 2-30 : Outil de compaction dans sa position finale avant l'essai de compaction externe.	41
Figure 2-31 : Retrait du cône intérieur et de la préforme P2.....	42
Figure 2-32 : Forces et déplacements mesurés lors de l'essai de compaction externe de la préforme P2.	43
Figure 2-33 : Préforme P2 à la sortie de l'essai de compaction externe.....	44
Figure 2-34 : Installation de l'assemblage de maintien du cône intérieur et des tiges filetées.	46
Figure 2-35 : Renfort P2 préformé.	47

Figure 2-36 : Dimension de la préforme P2 (a) recherchée et (b) obtenue après préformage.	47
Figure 2-37 : Corrosion observée sur les pièces de l'outil de compaction après préformage.	48
Figure 3-1 : Essai DSC sur la résine phénolique avec une cupule en aluminium hermétique.	51
Figure 3-2 : Essai DSC sur la résine phénolique avec une cupule perforée.	51
Figure 3-3 : Cupule DSC haute pression.	52
Figure 3-4 : Cinétique de réaction de la résine phénolique à différentes rampes de chauffage en DSC.	52
Figure 3-5 : Comparaison entre la caractérisation et la prédiction du modèle cinétique de la résine phénolique, (a) vitesse de réaction et (b) degré de polymérisation.	53
Figure 3-6 : Mesure de la viscosité de la résine phénolique en fonction de la température.	54
Figure 3-7 : Comparaison entre les essais isothermes et le modèle de viscosité de la résine phénolique.	55
Figure 3-8 : Ratio du module de conservation sur le module de perte de la résine phénolique soumise à différents cycles isothermes.	56
Figure 3-9 : Comparaison entre les essais et le modèle du temps de gel de la résine phénolique.	57
Figure 3-10 : Schéma de raccordement du <i>NanoMoule</i>	59
Figure 3-11 : (a) Diagramme de phase de l'eau (« Pressure–temperature phase diagram of water », 2013) et (b) résine en ébullition sous la cloche à vide.	60
Figure 3-12 : Échantillons de résine phénolique issus de l'étude dans le <i>NanoMoule</i>	61
Figure 3-13 : Observations au microscope des échantillons de résine phénolique fabriqués au <i>NanoMoule</i>	61
Figure 3-14 : Porosités observées dans les échantillons avec différents cycles de dégazage.	64
Figure 4-1 : Positions des ports et du diffuseur.	67
Figure 4-2 : Forme et dimension de la cavité de compaction du moule de tuyère <i>Polyflex</i>	69
Figure 4-3 : Prédiction de l'écoulement de la résine à travers le moule de tuyère <i>Polyflex</i>	70

Figure 4-4 : Maillage du quart de pièce pour la simulation de l'écoulement 3D.....	72
Figure 4-5 : Maillage d'une coupe de la pièce pour la simulation de l'écoulement 2D.....	72
Figure 4-6 : Simulation du remplissage (a) 2D et (b) 3D sans effet de bord ($K_h=K_e=K_c$).....	77
Figure 4-7 : Simulation du remplissage 2D (a) sans et (b) avec effet de bord à la base de la pièce.....	78
Figure 4-8 : Simulation du remplissage 2D avec une perméabilité (a) égale à travers l'épaisseur et (b) 10 fois inférieures à la mesure effectuée.....	79
Figure 4-9 : Simulation du remplissage 2D (a) sans et (b) avec effet de bord sur la surface externe.....	80
Figure 5-1 : Banc d'essai pour la durée de vie des membranes.....	84
Figure 5-2 : Membrane après 16 fabrications avec un renfort mat et la résine phénolique.....	85
Figure 5-3 : Compatibilité des agents démolants avec le moule et la membrane silicone.....	86
Figure 5-4 : Montage expérimental développé pour étudier le comportement de la membrane et des joints à 28 bars.....	87
Figure 5-5 : Composants principaux du moule d'injection de tuyère <i>Polyflex</i>	88
Figure 5-6 : Technique d'éjection de la pièce après fabrication.....	89
Figure 5-7 : Analyse numérique de la première conception à 28 bars, (a) déformations et (b) contraintes.....	91
Figure 5-8 : Optimisation de la géométrie du moule après le calcul du premier modèle numérique.....	92
Figure 5-9 : Analyse numérique de la conception optimisée à 28 bars, (a) déformations et (b) contraintes.....	92
Figure 5-10 : Moule intérieur et extérieur après le coulage et le traitement T6.....	93
Figure 5-11 : Pièces du moule à la vérification chez l'usineur.....	93
Figure 5-12 : Assemblage du moule au laboratoire.....	94
Figure 5-13 : Système d'injection.....	95

Figure 5-14 : Système de chauffage du moule.....	96
Figure 5-15 : Système de manutention du moule.....	97
Figure 5-16 : Principales composantes des panneaux d'isolation du moule.....	97
Figure 5-17 : Acquisition de température du moule et du système de chauffage.	98
Figure 5-18 : Schéma hydraulique de la machine de compaction.....	99
Figure 5-19 : Machine de compaction après la mise à jour.	99
Figure 5-20 : Installation de la chambre ventilée conçue pour ce projet.	100
Figure 6-1 : Cycle de cuisson initiale de la pièce.....	103
Figure 6-2 : Montage expérimental utilisé pour la fabrication de plaques <i>Polyflex</i> simples.	104
Figure 6-3 : Installation du matériel poreux à l'intérieur du moule.....	105
Figure 6-4 : Photo de la quatrième pièce fabriquée.	108
Figure 6-5 : Délamination de l'extrémité évent de la pièce.....	109
Figure 6-6 : Observations au microscope des couches de composites délaminées de la pièce 1.....	109
Figure 6-7 : Porosités à la surface de la pièce 2.....	110
Figure 6-8 : Images au microscope de la pièce 2.....	111
Figure 6-9 : Condensation d'eau sur le tuyau d'évent pendant le dégazage, pièce 1.....	111
Figure 6-10 : Présence de cristaux dans les zones riches en résine de la pièce 3.	112
Figure 6-11 : Observations au microscope des pièces (a) 1 et (b) 3.	113
Figure 6-12 : Modèle numérique du moule pour les études de cuisson, (a) matériaux utilisés et (b) conditions thermiques limites.	114
Figure 6-13 : Distribution de la température (a) après 6.5 heures et (b) degrés de polymérisation après 12 heures.	115
Figure 6-14 : Évolution de la température au point le plus chaud du modèle.....	116
Figure 6-15 : Maillages (a) 2D et (b) 3D pour la simulation de chauffage du pot d'injection. .	117

Figure 6-16 : Résultats de la simulation à T1°C dans le pot d'injection, (a) 2D et (b) 3D.....	118
Figure 6-17 : Température du point le plus chaud des simulations à 60°C et T1°C.....	119
Figure 6-18 : Influence du refroidissement sur la température du centre du pot initialement à T1°C.....	120
Figure 6-19 : Influence du refroidissement sur la température du centre du pot initialement à 60°C.....	120
Figure 7-1 : Insertion de la préforme P2 dans le moule.....	123
Figure 7-2 : Évolution des températures du moule pendant la fabrication de la pièce P2.....	125
Figure 7-3 : Évolution du degré de polymérisation pendant la fabrication de la pièce P2.	125
Figure 7-4 : Évolution des capteurs de pression pendant la fabrication de la pièce P2.	126
Figure 7-5 : Démoulage de la pièce P2.....	127
Figure 7-6 : Pièce composite P2 à la sortie du moule.....	128
Figure 7-7 : Zone riche en résine sur la surface interne de la pièce P2.....	128
Figure 7-8 : Plan de découpe de la pièce P2	131
Figure 7-9 : Découpe de la pièce P2 et prise des échantillons.	131
Figure 7-10 : Types de porosités observées sur la pièce P2.....	133
Figure 7-11 : Mesures de porosité de l'échantillon 1A, (a) image de l'échantillon complet, (b) rognage pour seulement conserver le composite, (c)(d) image binaire avec les deux seuils sélectionnés.	135
Figure 7-12 : Mesure des porosités au microscope sur la pièce P2.....	135
Figure 7-13 : Comparaison du remplissage réel de la pièce de tuyère P2 et de la simulation numérique.....	137
Figure 8-1 : Principe de corrosion galvanique (Baillon, & Dorlot 2002)	140
Figure 8-2 : Corrosion sur le moule d'injection après la fabrication de la pièce P2.....	141
Figure 8-3 : Corrosion sur le moule de plaque <i>Polyflex</i> après 4 fabrications.	142

Figure 8-4 : Image au microscope des échantillons d'aluminium polis avant l'étude de corrosion, (a) 6061-T6 et (b) A356-T6.	143
Figure 8-5 : Pièces d'aluminium non traitées après le cycle de corrosion galvanique, (a) T5 - A356-T6 et (b) T1 - 6061-T6.	148
Figure 8-6 : Pièce d'aluminium 6061-T6 après le cycle de corrosion galvanique, (a) T2 - Anodisation sulfurique colmatée à l'eau, (b) T3 - Anodisation sulfurique colmatée au PTFE et (c) T4 - Anodisation dure colmatée au PTFE.	148
Figure 8-7 : Pièce d'aluminium 356-T6 après le cycle de corrosion galvanique, (a) T6 - Anodisation sulfurique colmatée à l'eau, (b) T7 - Anodisation sulfurique colmatée au PTFE, (c) T8 - Anodisation sulfurique colmatée au dichromate et (d) T9 - Anodisation dure colmatée au dichromate.....	149
Figure 8-8 : Conductimètre utilisé pour les mesures sur les électrolytes.....	151
Figure 8-9 : Diagramme de Pourpaix pour l'aluminium (Sukiman et al., 2012).....	154
Figure 8-10 : Moule d'injection après la fabrication de la 2 ^e pièce de tuyère.	155
Figure 9-1 : Dimensions recherchées pour le préformage du renfort P3.	156
Figure 9-2 : Renfort P3 après l'opération de préformage.	157
Figure 9-3 : Dimensions mesurées après préformage du renfort P3.	157
Figure 9-4 : Comparaison entre les compactations externes des renforts P2 et P3.....	158
Figure 9-5 : Comparaison entre les compactations internes des renforts P2 et P3.	159
Figure 9-6 : Comparaison des dimensions après préformage des renforts P2 et P3.	160
Figure 9-7 : Évolution des températures du moule pendant la fabrication de la pièce P3.	161
Figure 9-8 : Évolution du degré de polymérisation pendant la fabrication de la pièce P3.	162
Figure 9-9 : Lecture des capteurs de pression pendant la fabrication de P3.	163
Figure 9-10 : Démoulage de la pièce P3.	164
Figure 9-11 : Pièce P3 à la sortie du moule.....	165
Figure 9-12 : Comparaison du remplissage réel de la pièce de tuyère P3 à la simulation.	168

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

CCHP	Chaire des composites à haute performance
CGD	Composites grandes dimensions
DCI	Diagramme des corps libres
DSC	Differential scanning calorimetry
$\frac{da}{dt}$	Taux d'augmentation du degré de polymérisation
$\frac{dh}{dt}$	Flux de chaleur produit à la polymérisation
F_{presse}	Force appliquée par la presse
h	Épaisseur d'une cavité
H_t	Enthalpie jusqu'au point d'observation (temps t)
k	Constante de Kozeny-Carman
K	Perméabilité d'un renfort de fibre
K_c	Perméabilité à travers la circonférence du renfort de fibre
K_{comp}	Perméabilité de la cavité de compaction
K_e	Perméabilité à travers l'épaisseur du renfort de fibre
K_{eff}	Perméabilité des effets de bord
K_h	Perméabilité longitudinale (suivant la hauteur) du renfort de fibre
L	Longueur du moule
LCM	Liquid Composite Molding
$N_{\text{compaction}}, N$	Force normale à la surface interne du renfort
P_{interne}	Pression interne dans un cylindre
P_0	Différence de pression entre l'entrée et la sortie d'un moule
P01,P02	Pression du cycle de fabrication
PTFE	Polytétrafluoroéthylène

Q	Débit de résine
r_f	Rayon des fibres
r_i	Rayon minimum d'une pièce à imprégner
r_m	Rayon maximum d'une pièce à imprégner
RTM	Resin Transfert Molding
T	Température du moule
T1 à T5	Température de consigne du cycle de fabrication
t_{Gel}	Temps de gel
t_{uni}	Temps de remplissage d'un cas unidirectionnel
t_{radi}	Temps de remplissage d'un cas radial divergent
TGA	Thermogravimetric analysis
$\tan \delta$	Ratio du module de perte sur le module de conservation (solide viscoélastique)
V_f	Taux de fibres
α , DoC	Degrés de polymérisation
ΔH	Enthalpie de polymérisation
ΔP	Perte de charge dans une cavité
θ	Angle d'ouverture des cônes de l'outil par rapport à la verticale
μ	Viscosité dynamique
μ_c	Coefficient de friction cinétique
μ_s	Coefficient de friction statique
ε_s	Déformation admissible de la membrane

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 – Mesure de la perméabilité unidirectionnelle d'un renfort	177
ANNEXE 2 – Caractérisation de la compaction plan	180
ANNEXE 3 – Différentes idées pour la conception de l'outil de compaction	182
ANNEXE 4 – Calcul de résistance de l'outil de compaction	184
ANNEXE 5 – Essai de friction	210
ANNEXE 6 – Paramètres des matériaux pour la simulation de cuisson.	216
ANNEXE 7 – Plan d'urgence pour le pot d'injection.....	217
ANNEXE 8 – Procédure d'injection de la pièce de tuyère	218
ANNEXE 9 – Procédure de l'étude de corrosion sur l'aluminium.....	222
ANNEXE 10 – Procédure de l'étude de corrosion sur l'aluminium anodisé.....	225

INTRODUCTION

Un matériau composite est constitué par un mélange hétérogène de deux matériaux ou plus pour en former un nouveau. Le composé obtenu bénéficie des propriétés de chacun des constituants et devient en principe plus performant pour une application donnée. Les composites à matrice polymère sont généralement composés d'un renfort en fibres de verre, de carbone ou d'aramide et d'une résine thermodurcissable. La fabrication de pièces avec ces matériaux destinées au domaine aérospatial demande des ressources importantes en temps et en main-d'œuvre. Ceci rend les applications des composites généralement plus coûteuses qu'avec l'utilisation des matériaux métalliques. Toutefois, deux avantages principaux viennent fournir la raison de leur utilisation de plus en plus fréquente : leur faible densité par rapport aux matériaux métalliques et la possibilité d'orienter les fibres donnant la majeure partie de la rigidité et de la résistance selon les directions principales des contraintes.

Les tuyères de moteurs spatiaux sont des applications particulièrement intéressantes pour les composites. Les premières tuyères utilisaient des matériaux réfractaires comme le tungstène et le graphite polycristallin dans les zones les plus sollicitées thermiquement. Chacun de ces matériaux possédait pourtant un inconvénient majeur à savoir, la forte masse volumique pour le premier et la faible résistance aux chocs thermiques pour le second (Dauchier et Cavalier, 2002). La recherche de nouveaux matériaux a donc été entreprise dans les années soixante et s'est tournée vers une utilisation accrue des matériaux composites: matériau à renfort et matrice carbone dans la zone du col et du convergent, matériau à base de tissu de carbone ou de silice associé à une résine phénolique pour le déflecteur et le divergent (voir Figure 0-1).

Plusieurs propriétés sont nécessaires pour obtenir des pièces de tuyères viables dans les conditions extrêmes d'exploitation. Premièrement, un faible coefficient de dilatation thermique est nécessaire pour contrer les distorsions causées par la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de la tuyère. Aussi, un caractère réfractaire permet de supporter les températures pouvant atteindre 3200°C. Puis une résistance à l'ablation est de mise car les pièces de tuyères vont se dégrader en partie au contact des gaz de combustion. Deux phénomènes influencent la dégradation : l'ablation thermochimique et l'érosion mécanique. Les pièces composites doivent aussi être poreuses car à la température de service, les gaz générés par la dégradation du matériau doivent pouvoir s'évacuer sans compromettre l'intégrité de la pièce.

Finalement, parce que chaque kilo compte, une masse la plus faible possible est primordiale. Les composites peuvent, sous certaines conditions, remplir toutes ces fonctions extrêmes.

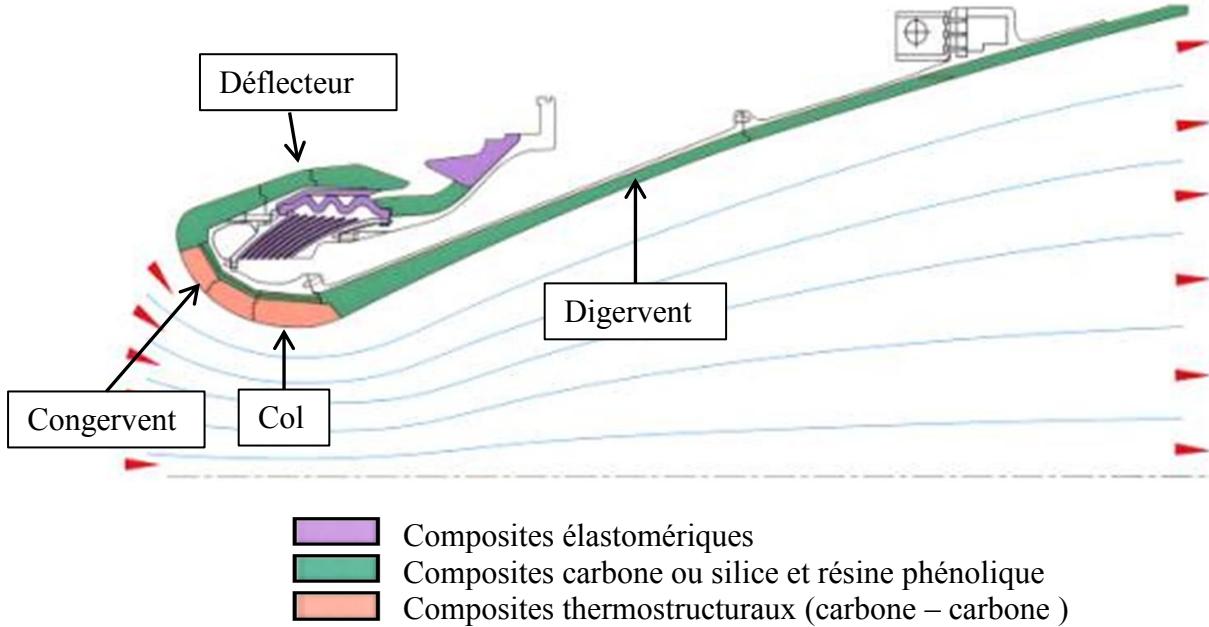


Figure 0-1 : Composition de la tuyère du propulseur d'Ariane 5 (Dauchier, communication personnelle, 3 décembre 2013).

Deux méthodes sont traditionnellement employées pour fabriquer ces pièces :

- le moulage par compression.

Cette méthode consiste à déposer des fibres courtes - préalablement imprégnées par de la résine phénolique - à l'intérieur d'un moule. Ensuite, les parties du moule sont refermées et une pression est appliquée à l'aide d'une presse pour que le mélange puisse remplir tous les interstices. Cette technique ne permet pas d'aller chercher le maximum des caractéristiques mécaniques du composite, les fibres étant courtes et orientées aléatoirement.

- l'enroulement de préimprégnés

La deuxième technique employée est l'enroulement de tissus de fibres préimprégnés de résine autour d'un mandrin. Par la suite, une polymérisation en autoclave est réalisée dans une atmosphère chauffée et pressurisée. La pièce, sortie de l'autoclave, subit un tournage intérieur et

extérieur pour l'amener à sa forme finale. Cette technique permet d'aligner les fibres selon les directions de sollicitations. Elle fournit donc des pièces beaucoup mieux adaptées à l'application. Néanmoins, elle comporte plusieurs inconvénients : elle nécessite une précaution très particulière pendant l'imprégnation pour assurer une quantité uniforme de résine sur chaque couche de renfort; elle nécessite un autoclave qui est en général très coûteux. Finalement, il est impossible d'intégrer des tissus tridimensionnels qui sont pourtant très intéressants pour éliminer la délamination des couches lorsque les phénomènes d'ablation et d'érosion ont lieu pendant le tir de la fusée.

Des recherches s'organisent donc pour trouver des alternatives aux procédés actuels de fabrication. Celles-ci se tournent vers des solutions semblables à l'infusion permettant l'emploi de renforts tridimensionnels. La technique de fabrication brevetée par le partenaire industriel (Boutefeu, Dauchier, Fages, & Cauchois, 2005) actuellement employée sur certaines pièces de tuyère utilise un enroulement de tissus secs et aiguilletés de manière à obtenir des fibres dans la direction radiale du renfort. Ces fibres pourront augmenter la résistance à l'ablation tout en permettant la manipulation à l'étape de fabrication d'un renfort relativement rigide possédant déjà la forme finale de la pièce. Le moule d'injection est composé d'une paroi rigide et d'une paroi flexible dans laquelle la pièce est positionnée. Le moule est installé dans un autoclave, la résine y est infusée et la cuisson est réalisée sous pression appliquée par l'entremise de la paroi flexible du moule. Cependant certains problèmes subsistent. Le procédé utilise toujours un autoclave, coûteux à mettre en oeuvre. De même, la paroi flexible étant celle en contact avec la surface externe du renfort, lors de l'application de la pression les fibres peuvent onduler ou créer des plis qui vont jusqu'à traverser l'épaisseur de la pièce. Ces zones risquent de se désagréger plus rapidement en service.

Un nouveau procédé de fabrication breveté par l'École Polytechnique de Montréal (Ruiz & Trochu, 2011) est actuellement en développement. Cette nouvelle approche utilise aussi une membrane flexible qui remplace une des deux parois rigides d'un moule RTM. Seulement, ce procédé utilise, à la place de l'autoclave, un fluide incompressible pour appliquer la pression sur la pièce à la cuisson. Ceci permet une réduction de matériel important par rapport à la cuisson en autoclave et, par le fait même, une réduction de coût. De plus, en appliquant le nouveau procédé à la fabrication de la tuyère, il semble envisageable de placer la membrane de manière à appliquer la pression sur la surface interne de la pièce. Cette modification tend les fibres au lieu de les

comprimer ce qui devrait réduire les ondulations et plis potentiels du renfort. Ce procédé, appelé injection flexible ou *Polyflex*, a été mis au point sur des pièces planes et cylindriques de faible épaisseur, mais il n'a jamais été développé pour une pièce axisymétrique plus épaisse. Finalement, la résine phénolique, qui polymérise par polycondensation, n'a jamais été étudiée ou utilisée pour une application *Polyflex*.

La présente étude vise à développer une nouvelle méthode de fabrication par injection flexible avec compaction interne (de l'intérieur vers l'extérieur). Le but est de produire une pièce composite conique d'épaisseur importante destinée à faire partie de la tuyère d'un propulseur de fusée. La pièce de validation représentant un modèle réduit d'un brut d'usinage de pièce de tuyère est composée d'un renfort tridimensionnel en fibres de carbone et d'une résine phénolique particulière pour l'application. En plus de l'obtention d'une pièce composite bien imprégnée, quatre critères principaux ont été énoncés par le partenaire industriel :

1. Une compaction du renfort est nécessaire et doit atteindre de 4 à 12 % de réduction de l'épaisseur.
2. Aucun pli sur le renfort ne doit traverser l'épaisseur.
3. La densité apparente de la pièce doit être comprise entre 1.35 ± 0.07 .
4. La porosité interne doit être comprise entre 5-10 %.

La réussite d'une fabrication de matériaux composites nécessite la compréhension de plusieurs sujets complexes. Chacun d'eux étant crucial à la réussite du projet, il est nécessaire de les étudier de manière approfondie. La Figure 0-2 présente un diagramme résumant les différents sujets étudiés dans ce travail. Les sujets ont été séparés en 3 groupes :

- a) Les éléments d'étude comprenant la compréhension du procédé de moulage *Polyflex*, du comportement du renfort fibreux et du cycle de polymérisation de la résine.
- b) Les éléments de conception, soit le principe d'injection, la fabrication des outillages et la gamme de fabrication.
- c) Les éléments d'analyse incluant la fabrication des pièces, l'exploitation des résultats et les modifications au procédé.

Sur le procédé Polyflex, l'étude de la littérature a été importante pour intégrer les principes déjà étudiés et validés au projet en cours (Chapitre 1). Pour le renfort, il a été nécessaire d'analyser sa perméabilité ainsi que son comportement en compaction (Chapitre 2). Cette dernière propriété nécessite la conception d'un outillage spécifique pour sa caractérisation. Au niveau de la résine, il a fallu caractériser la viscosité et l'évolution de sa polymérisation ainsi que comprendre la création de matières volatiles dues à la polymérisation, ceux-ci menant à la formation de porosités dans la pièce (Chapitre 3).

Une fois les trois premiers sujets bien étudiés, il a été possible d'aborder la définition du principe d'injection à moule fermé (Chapitre 4). Cette tâche a été appuyée par une simulation de l'écoulement pendant l'injection. Simultanément, la conception des outillages spécifiques à la fabrication de la pièce est entamée (Chapitre 5). La gamme de fabrication de la pièce a ensuite été définie et appuyée par des essais de fabrication sur des plaques et par une simulation de la polymérisation de la résine dans le moule (Chapitre 6).

Toutes ces étapes terminées, la première pièce a pu être fabriquée (Chapitre 7). Lors de cette fabrication, une corrosion importante est observée sur le moule d'injection. Une étude a donc été entamée pour identifier les mécanismes de corrosion ainsi que le traitement adéquat pour la contrer (Chapitre 8). Finalement, la deuxième pièce venant valider la reproductibilité du procédé a été réalisée (Chapitre 9).

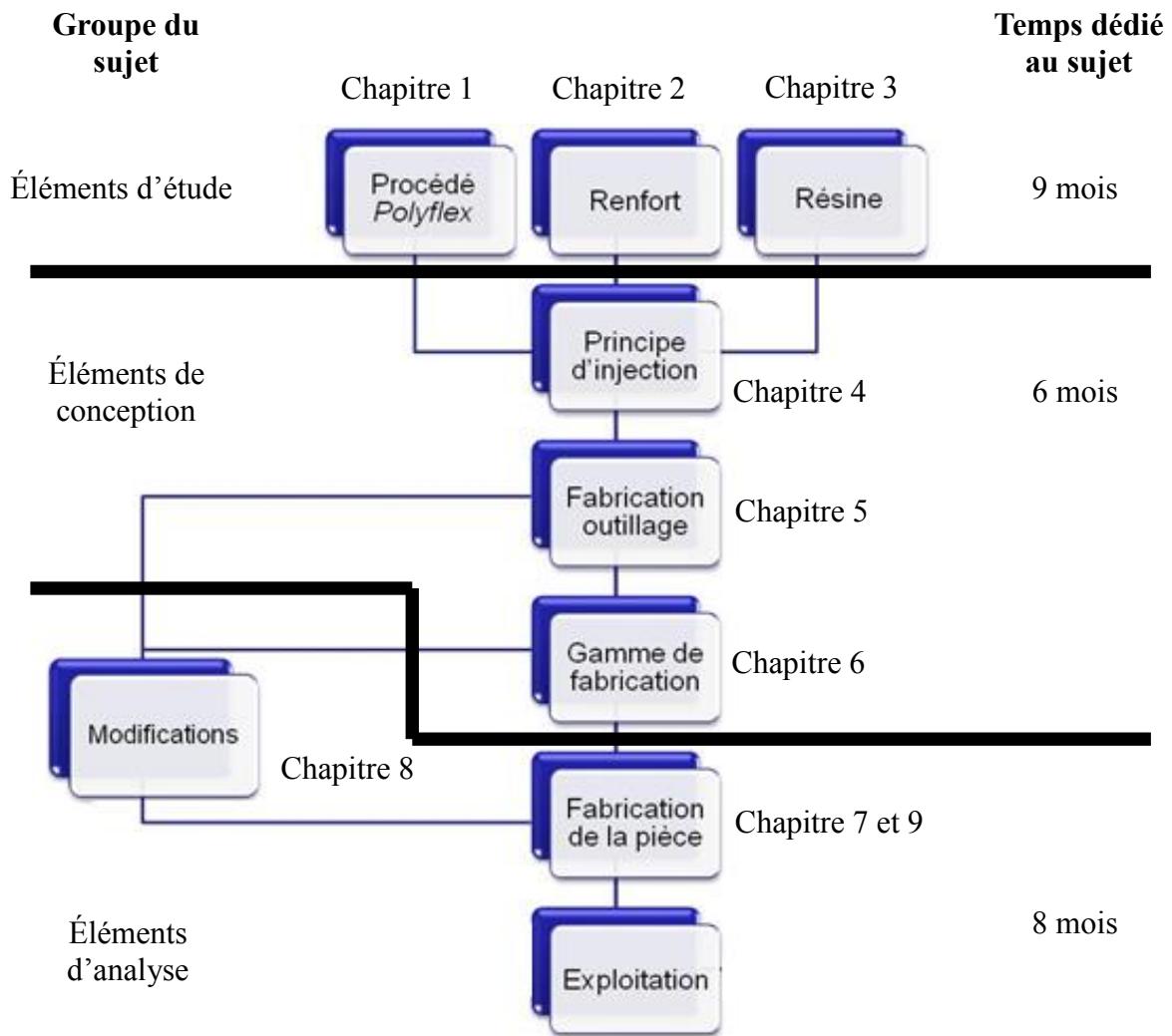


Figure 0-2 : Schéma de flux du projet.

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE DU PROCÉDÉ **POLYFLEX**

1.1 Description du procédé

Le procédé *Polyflex* ou injection flexible fait partie de la famille de procédés appelée LCM (Liquid composite molding). Ces procédés ont en commun une injection de résine liquide à l'intérieur d'un renfort de fibres initialement sec. Dans cette catégorie, on retrouve notamment le procédé RTM (Resin transfer molding) pour lequel le renfort est placé à l'intérieur d'un moule ayant toutes ces parois rigides. La résine est injectée à l'aide de l'application d'une pression à l'entrée du moule. Ce procédé est particulièrement utilisé lorsque des propriétés élevées sont désirées. Toutefois, comparativement à l'autoclave, il ne permet pas d'appliquer une pression de consolidation sur la résine pendant toute la durée de la polymérisation. Également, la cavité du moule étant fixe, la résine doit passer à travers toute la longueur du renfort pour imprégner la pièce, ce qui mène à des temps de fabrication relativement lents.

L'infusion de résine est un autre procédé notable de famille LCM. Il est réalisé dans un moule comportant une paroi rigide et une paroi flexible en contact avec l'air extérieur. La résine est infusée avec la différence de pression due à l'application du vide à l'évent. La différence de pression maximale est de 1 bar, ce qui réduit la vitesse d'imprégnation par rapport au RTM. Encore une fois ici, l'application d'une pression de consolidation est limitée à moins de l'emploi d'un autoclave pour réaliser la cuisson après l'infusion.

Pour sa part, le procédé *Polyflex* vient contrer les lacunes de ces deux procédés. Il comporte, comme le procédé d'infusion, une paroi flexible et une paroi rigide. Toutefois, la déformation de la paroi flexible est limitée. Ceci permet d'appliquer une pression d'injection sans craindre un ballonnement de la paroi flexible. De même, la déformation de la membrane permet d'ouvrir un conduit préférentiel pour que la résine passe au-dessus du renfort de fibre et imprègne la fibre à travers sa plus petite dimension, soit son épaisseur. Après l'injection, une étape de compaction est nécessaire. Lors de cette étape, un fluide incompressible applique une pression de l'autre côté de la membrane flexible de manière à terminer l'imprégnation. Cette pression est maintenue tout au long de la polymérisation à l'instar de la polymérisation en autoclave. La Figure 1-1, appuyée par les descriptions de chaque étape, présente le procédé.

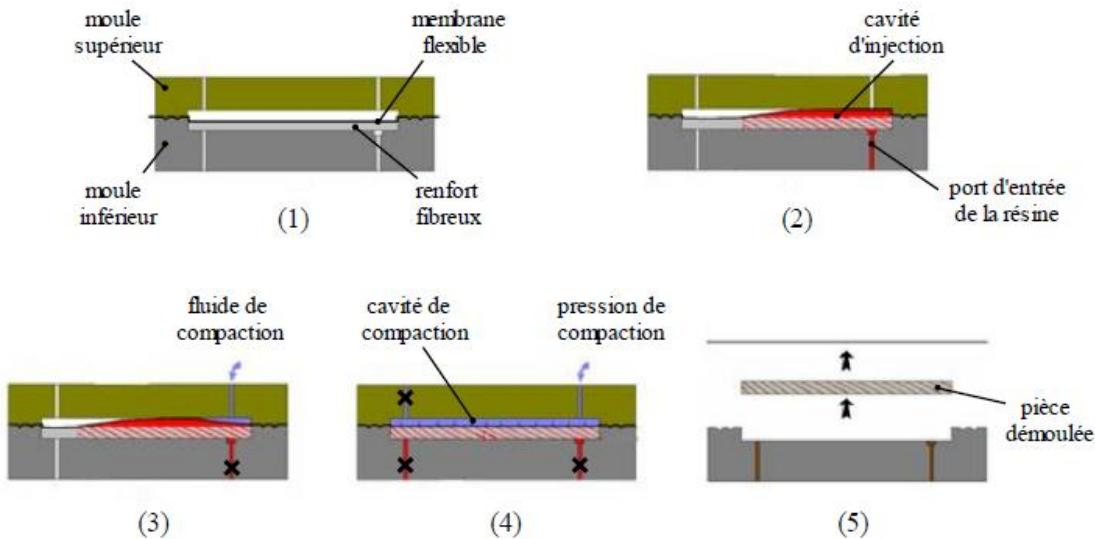


Figure 1-1 : Étapes de fabrication par le procédé *Polyflex* (Causse, 2011).

Étape 1 : Drapage et fermeture du moule

Le renfort de fibre est placé à l'intérieur du moule. Le moule est refermé et une pression de vide est appliquée dans la cavité d'injection du renfort de fibre ainsi que dans la cavité de compaction.

Étape 2 : Injection

La résine est injectée sous pression dans la cavité d'injection. La membrane se soulève pour ouvrir un conduit préférentiel au-dessus de la pièce. L'imprégnation peut se faire à travers l'épaisseur.

Étape 3 : Compaction

Une fois la quantité de résine nécessaire injectée, le port d'injection est fermé. Un fluide incompressible est alors injecté dans la cavité de compaction. Cette étape permet la fin de l'imprégnation.

Étape 4 : Cuisson

Le port d'entrée de la cavité d'injection et le port de sortie de la cavité de compaction sont fermés. La pression du fluide incompressible est maintenue tout au long du cycle de cuisson.

Étape 5 : Démoulage

La pression du fluide est retirée, le moule est ouvert et la pièce est retirée.

1.2 Développement

Depuis 2005, plusieurs mémoires et thèses ont été déposés sur le procédé *Polyflex*. La première étude a été réalisée par Briones (2005). Il a fait la conception du premier moule *Polyflex* (voir Figure 1-2) et a réalisé plusieurs plans d'expérience de manière à observer l'influence de certains paramètres sur l'imprégnation d'un renfort de fibre aléatoire. Cette première étude expérimentale du procédé s'est effectuée sur des pièces planes de faibles épaisseurs en utilisant une huile de silicium en remplacement de la résine afin de faciliter les manipulations. Le moule est fabriqué d'un matériel transparent pour mieux comprendre les phénomènes en jeu pendant l'imprégnation. La conclusion principale de l'étude est qu'il est possible d'obtenir une vitesse d'imprégnation 5 fois plus rapide qu'avec le procédé RTM. Il a aussi observé l'existence d'un phénomène de croisement des fluides : lorsque le fluide de compaction entre dans le moule, il peut, sous certaines conditions, dépasser l'endroit où la résine s'est arrêtée à l'étape d'injection. Lorsque ce phénomène survenait, Briones a observé une forte diminution de la vitesse d'imprégnation. Celle-ci diminue drastiquement parce que l'imprégnation qui était initialement à travers l'épaisseur se produit maintenant à travers la longueur du renfort.

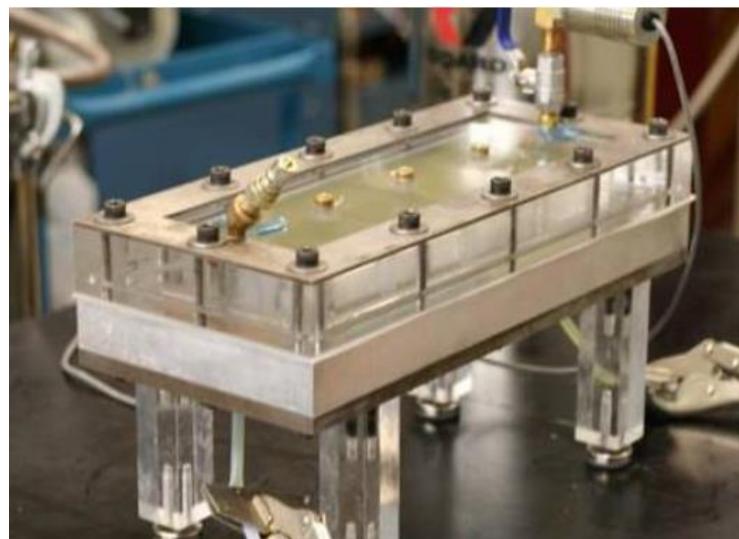


Figure 1-2 : Premier moule *Polyflex* (Daqoune, 2007).

De son côté, Touraine (2005) a étudié le procédé de manière analytique. Les comparaisons des résultats de Briones et Touraine ont montré une bonne corrélation entre la simulation et l'expérimentation jusqu'à la fin de l'étape d'injection. Néanmoins, les difficultés de modélisation d'un procédé aussi complexe se font sentir lors de l'étape de compaction. La voie de l'expérimentation est alors sélectionnée comme meilleur vecteur de développement du nouveau procédé.

Allard (2006) a repris le moule de Briones pour fabriquer les premières pièces réelles en remplaçant l'huile de silicone par une résine polyester, tout en gardant les renforts mats aléatoires. Il a optimisé les paramètres de fabrication et a défini qu'une application de pression cyclique avec des fréquences autour de 1 Hz permet de réduire le temps total d'imprégnation. Il obtient des temps jusqu'à 8 fois plus rapides que le temps théorique RTM. Il a aussi été le premier à essayer une étape de préparation des fibres appelée préformage. Ceci permet d'augmenter la dimension du conduit préférentiel et ainsi encore diminuer le temps d'imprégnation. Daqoune (2007) reprendra la même technique.

Daqoune (2007), pour sa part, a réalisé les premières pièces avec des renforts tridimensionnels et a obtenu des pièces de qualité avec des taux de fibres de plus de 58 %. Cette fois-ci, puisque les taux de fibres sont plus importants, la perméabilité des renforts est réduite. Du même coup, les vitesses d'imprégnation RTM sont réduites et l'avantage du conduit préférentiel du procédé *Polyflex* se fait encore plus sentir. Le temps de fabrication dans les meilleurs cas étudiés a été de 35 fois plus rapides que le temps théorique RTM. De plus, Daqoune a observé l'influence de la dimension de la cavité de compaction sur la qualité des pièces et le temps d'imprégnation. La dimension de la cavité influence principalement la distance atteinte par le front de résine pendant l'étape d'injection. Plus l'épaisseur de la cavité est petite, plus la distance parcourue à l'étape d'injection est grande et moins l'apparition du phénomène de croisement des fluides est observée. Il a alors décrit le choix de l'épaisseur de cavité comme paramètre critique influençant la présence de zones sèches et de différence d'épaisseur sur la pièce. Il a aussi observé une dimension minimale critique de cavité à partir de laquelle le temps d'injection augmente de façon importante. À partir de ce minimum, la perte de charge augmente substantiellement dans la cavité de dimension réduite. Il suggère finalement que pour chaque épaisseur de pièce, une dimension idéale de cavité de compaction existe pour optimiser le temps d'injection tout en gardant une bonne qualité de pièce.

Jusqu'ici, les moules n'ont pas été chauffés pendant l'étape de réticulation de la résine. Abdellaoui (2008) a donc étudié cet aspect du procédé qui nécessite de nouveaux montages. Deux moules ont été réalisés pour atteindre des températures de fabrication de 100°C. Le premier moule possédant une géométrie plane permet d'étudier plus en détail l'effet de l'application cyclique de la pression du fluide de compaction sur la vitesse d'imprégnation. Abdellaoui a défini des fréquences d'application optimale, mais propose que celles-ci ne soient optimales que pour le type de renfort de fibres utilisé. Il a aussi posé les bases du contrôle en température avec le fluide dans le but de refroidir ou de réchauffer rapidement la pièce imprégnée. Le deuxième moule avait pour but de fabriquer un toit de Chevrolet Corvette à échelle ¼. Ce moule est le premier montage *Polyflex* à géométrie tridimensionnelle.

Ensuite, Causse (2011) a effectué une étude approfondie de la fabrication de pièces fortement courbées avec le procédé. Il a utilisé un moule présentant 2 plis à 90°. Ce moule ayant une face parallèle à l'axe de fermeture n'aurait pas pu être réalisé avec le procédé RTM. Le procédé *Polyflex* en permettant le retrait de la membrane autorise ce genre de fermeture. Causse a prescrit des règles de conception en présence de zones fortement courbées, celles-ci sont utiles à Rifay (2010) pour ses travaux intégrant ce type de zones en plus de noyaux légers. Causse a aussi prescrit la nécessité d'un préformage du renfort pour éviter tout déplacement à la fermeture du moule et à l'injection de la résine.

Finalement, Ferreira-Benevides (2011), en s'appuyant sur les études précédentes, a entamé la fabrication d'une pièce complexe axisymétrique de dimension importante (plus de 1 mètre de diamètre) destinée à faire partie d'un moteur d'avion. Il a fait la modification d'un moule RTM pour l'utiliser en mode *Polyflex*. Ensuite, à l'aide des travaux d'Abdellaoui (2008), il a entamé la conception d'une machine de compaction intégrant une application cyclique de la pression et ayant une possibilité de chauffage du fluide. Cette machine est mise à jour et réutilisée dans le projet actuel. Il a aussi fait la conception d'un système complet d'acquisition et de contrôle de l'injection sous Labview. La fabrication des premières pièces axisymétriques de taille industrielle s'est soldée par une réussite (voir Figure 1-3). Ces pièces, surpassant leurs homologues fabriqués par RTM, prouvent les aptitudes du procédé à fabriquer des pièces complexes de dimensions importantes avec le procédé *Polyflex*.



Figure 1-3 : Première pièce axisymétrique fabriquée par *Polyflex* (Ferreira-Benevides, 2011).

L'étude des travaux effectués jusqu'ici a permis de bien cerner les possibilités et précautions à prendre pour réussir une pièce de composites utilisant le procédé *Polyflex*. Ces informations précieuses sont utilisées tout au long du projet dans le but de fabriquer la pièce de tuyère modèle réduit.

CHAPITRE 2 CARACTÉRISATION DU RENFORT FIBREUX

Le renfort utilisé dans ce projet est fabriqué par enroulement de couches de fibres de carbone orientées à 0° , $+45^\circ$ et -45° par rapport à la direction circonférentielle. Une opération d'aiguilletage est effectuée pendant l'enroulement de manière à rediriger certaines fibres dans la direction radiale. Ceci donne une préforme de fibre relativement rigide pouvant être manipulée sans risquer de la déformer (voir Figure 2-1). Trois préformes ont été fournies par le partenaire industriel. Celles-ci possèdent des dimensions sensiblement différentes des valeurs théoriques. Les différences peuvent aller jusqu'à 15 mm sur le diamètre. Le volume moyen est d'environ 50 L et le taux de fibre de 30 %. Le Tableau 2-1 présente les dimensions mesurées à la règle des trois préformes reçues. Un renfort plan, d'architecture de fibres similaire aux trois préformes coniques, a aussi été fourni pour des essais de caractérisation (500 X 100 mm).



Figure 2-1 : Renfort de fibre étudié (renfort P2).

Deux caractéristiques principales sont recherchées pour les étapes subséquentes. Celles-ci sont la perméabilité et le comportement en compaction. Les prochaines sections présentent leur caractérisation.

Tableau 2-1 : Dimensions mesurées à la règle des trois préformes reçues.

	N1	P2	P3
Petit diamètre intérieur (mm)	249	252	251
Petit diamètre extérieur (mm)	437	442	445
Grand diamètre intérieur (mm)	350	354	353
Grand diamètre extérieur (mm)	554	540	539
Hauteur (mm)	430	432	424

2.1 Caractérisation de la perméabilité du renfort

La perméabilité est une propriété qui définit la capacité d'un matériau poreux à laisser passer un fluide. Cette propriété varie avec la taille et la quantité de pores dans le matériau. Ainsi, le taux volumique de fibres influence fortement la perméabilité d'un renfort donné. Cette propriété est utile au chapitre 4 pour la simulation de l'écoulement à l'intérieur du moule d'injection et pour définir le temps de remplissage.

La détermination de la perméabilité s'effectue grâce à la méthode unidirectionnelle. Cette méthode, développée à l'École Polytechnique de Montréal, est expliquée en détail à l'annexe 1. Les mesures ont été effectuées sur le renfort plan, fourni par le partenaire industriel. La détermination de la perméabilité dans le plan des fibres nécessite habituellement 3 mesures unidirectionnelles différentes. Par la suite, une mesure de perméabilité à travers l'épaisseur peut être effectuée avec un autre montage pour obtenir une valeur dans la troisième direction de l'espace. Cependant, puisqu'une quantité limitée du renfort plan est disponible, une seule mesure a été exécutée. Celle-ci a été réalisée dans la direction de la hauteur de la préforme. Habituellement, une taille de renfort de $400*100\text{ mm}$ est requise pour ce genre d'essai. La taille a été réduite à $200*100\text{ mm}$ par manque de renfort. Le taux de fibres choisi pour l'essai est de 45 %. Cet essai a été réalisé avant d'obtenir les informations sur les renforts coniques qui comportent plutôt un taux de fibre de 30 %. Il est toutefois possible d'appliquer le théorème de Kozeny-Carman afin de retrouver une approximation de la valeur de perméabilité au taux de

fibres désiré. La pression d'injection choisie est de 1 bar absolu. Le montage après injection est présenté à la Figure 2-2.

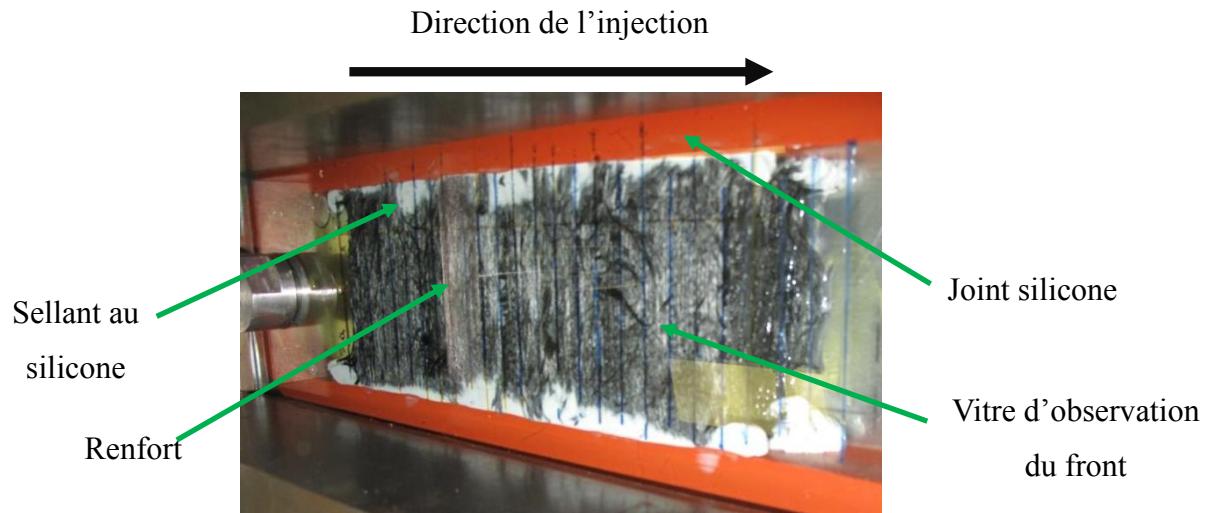


Figure 2-2 : Installation de mesure de perméabilité pour le renfort plan.

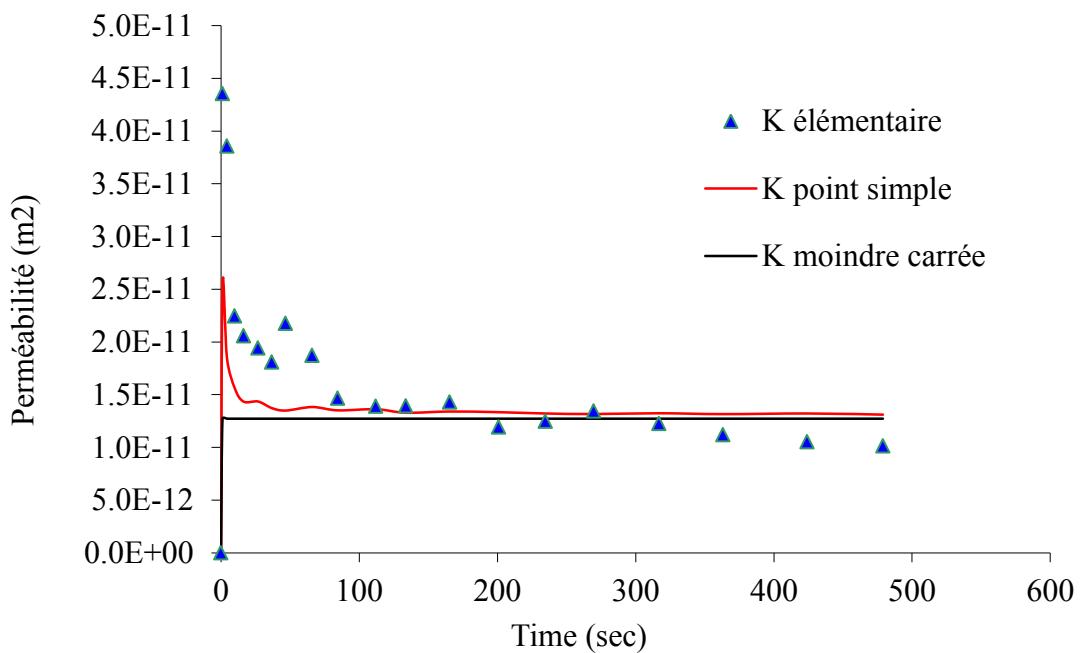


Figure 2-3 : Perméabilité en fonction du temps par le logiciel *Permlab*.

Le graphique obtenu avec *Permlab* montrant la convergence de la valeur de perméabilité est présenté à la Figure 2-3. Le calcul de la perméabilité à chaque point de mesure de l'avancement du front est représenté par les points bleus sur le graphique. La ligne rouge présente la perméabilité calculée avec la méthode des points simples (Ferland, Guittard, & Trochu, 1996). Finalement, la droite noire présente une estimation au sens des moindres carrés sur les valeurs de la méthode des points simples. C'est cette dernière qui fournit la valeur de perméabilité pour le renfort à un taux de fibres de 45 %, soit 1.266 E-11.

2.2 Caractérisation de la compaction de la préforme fibreuse

Le comportement en compaction interne du renfort est important pour définir la possibilité d'obtention d'un des critères de réussite du projet, soit la compaction de 4 à 12 % en épaisseur. Une première mesure a été effectuée sur le renfort plan, la force appliquée en fonction du taux de fibre est enregistrée. L'étude de compaction plane est présentée à l'annexe 2. Cet essai a fourni une première approximation de la compaction du renfort conique. Toutefois, plusieurs phénomènes peuvent venir influencer la compaction dans un renfort réel et particulièrement dans le cas d'un renfort axisymétrique. La technique employée pour le moule d'injection applique une pression par l'entremise d'une membrane sur la surface interne du renfort. Avec une forme axisymétrique, cette pression ne crée pas seulement des contraintes de compression radiale, mais aussi des contraintes de tensions circonférentielles (voir Figure 2-4). Ces contraintes vont s'ajouter aux contraintes de compression radiale de manière à réduire la déformation associée à une pression donnée. Il est difficile de les anticiper car beaucoup de paramètres ne sont pas connus comme la tension initiale, la tortuosité de même que la capacité de réorganisation des fibres. La caractéristique en compaction interne étant critique pour la réussite du projet, un montage a donc été réalisé pour étudier le comportement du renfort de fibres du projet.

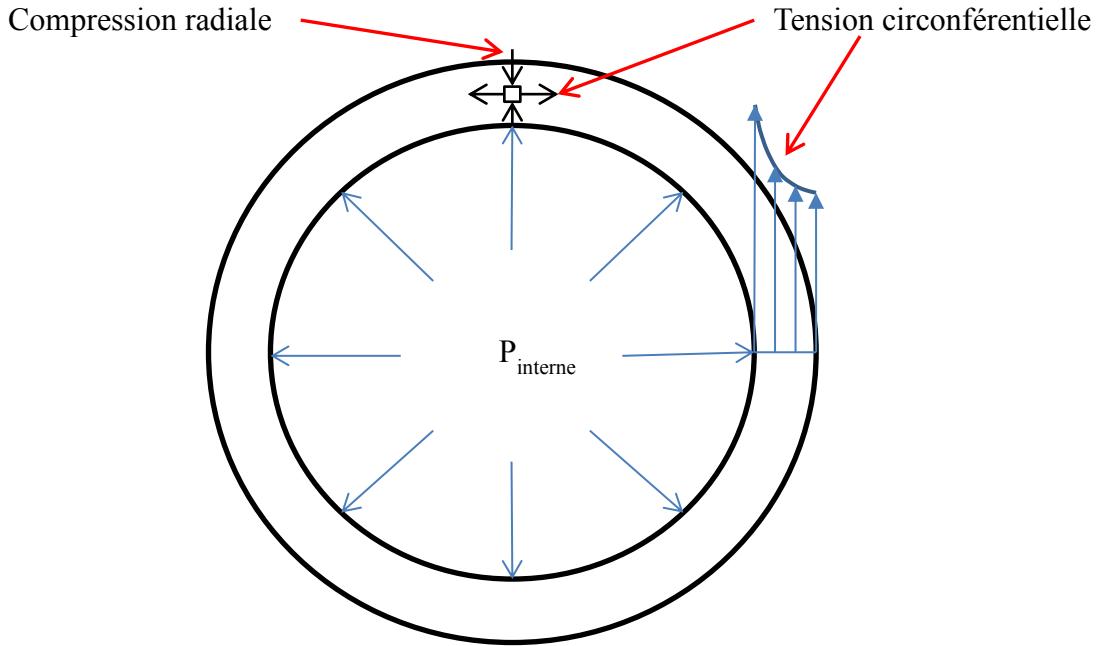


Figure 2-4 : Contraintes dans un tube épais soumis à une pression interne.

De plus, parce que les diamètres externes des renforts ne sont pas constants, une caractérisation supplémentaire a été nécessaire. Elle consiste à évaluer la possibilité d'ajuster les diamètres externes des renforts de manière à ce qu'ils puissent tous entrer dans le même moule d'injection. La surface externe du moule étant rigide, elle ne permet pas de variation dans la forme à y insérer. Ensuite, lorsque la préforme est retirée de l'outil, il est très probable qu'un retour élastique ne lui permette pas de conserver la forme que l'outil lui aurait donnée. Pour cette raison, il a été nécessaire d'évaluer une technique de maintien des dimensions de la surface externe. Finalement, s'il était aussi possible de maintenir les dimensions compactées sur la surface interne, la fabrication de la pièce en serait facilitée. Séparer les étapes de compaction et d'injection permet un meilleur contrôle des dimensions de la pièce finale. Le maintien des dimensions appelé préformage a aussi été caractérisé. Les prochaines sections décrivent la conception de l'outil de caractérisation ainsi que les essais effectués avec celui-ci.

2.2.1 Conception et fabrication de l'outil de compaction

Deux techniques ont été énoncées pour la conception de l'outil de compaction. La première consiste à utiliser deux membranes qui appliquent la pression de l'intérieur comme de l'extérieur

sur la préforme. Cette technique a rapidement été écartée étant donné les problèmes d'étanchéité et de fabrication de membrane qui aurait nécessité beaucoup de travail et très certainement un budget plus important. De même, il n'aurait pas été possible de définir les dimensions de la surface externe car l'application d'une pression ne permet pas d'assurer un déplacement défini à tout endroit sur la hauteur de la préforme de fibre.

La deuxième solution a donc été sélectionnée. Celle-ci est applicable parce que la forme de la pièce est conique (voir Figure 2-5). En faisant descendre un cône rigide à l'intérieur du renfort qui reste fixe, il est possible d'augmenter les diamètres internes de celui-ci. Inversement, en faisant descendre le renfort dans un autre cône rigide et fixe, on diminue ces diamètres externes. La prochaine section décrit la conception nécessaire à la mise en œuvre de cette idée. Plusieurs calculs ont été nécessaires pour dimensionner et mettre en œuvre une solution fonctionnelle.

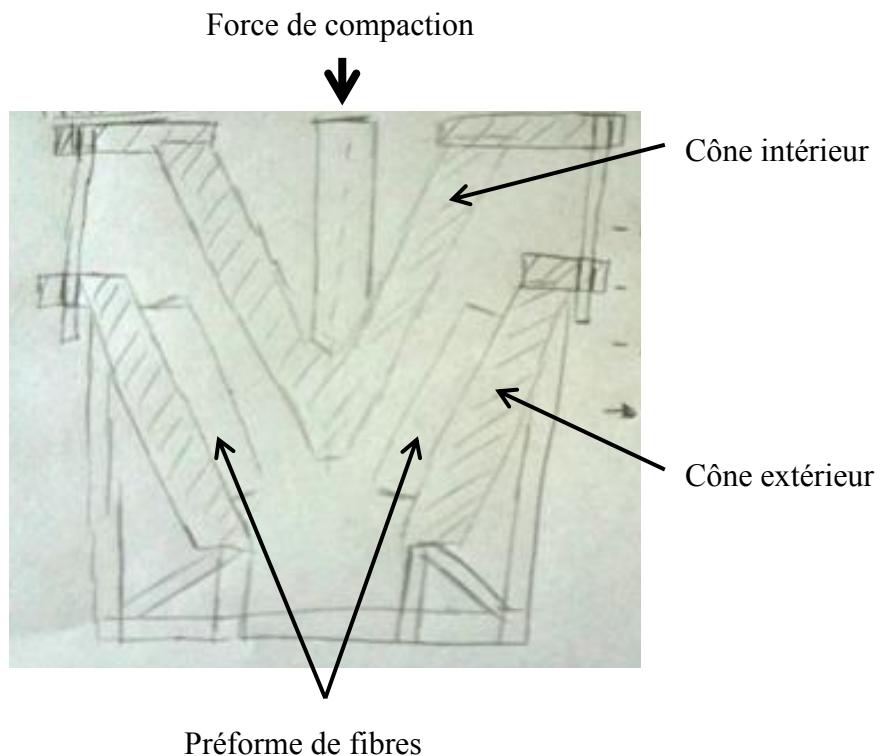


Figure 2-5 : Concept initial de l'outil de compaction (Ferreirra-Benevides, communication personnelle, 2 juillet 2011).

2.2.1.1 Compaction interne

La fabrication de la pièce demande une pression de 25 bars sur la surface extérieure pour l'obtention de la compaction désirée après moulage. L'étude de la compaction interne doit permettre d'obtenir les dimensions maximales qu'il est possible d'atteindre. Cette pression a été définie comme la pression de conception. La Figure 2-6 présente les forces en jeu sur la préforme pendant la descente d'un cône rigide à l'intérieur. À ce niveau de pression ($F_{\text{compaction}}$), des problèmes de cisaillement de la préforme dus à la friction (F_{Friction}) semblent évidents à la descente du cône. Il a donc fallu prévoir un mécanisme de diminution de la friction. Différentes idées, partiellement développées, sont présentées à l'annexe 3.

La solution finale est représentée à la Figure 2-7. Elle consiste à faire descendre un cône d'aluminium recouvert d'une feuille de PTFE de 3 mm d'épaisseur à l'intérieur de la préforme lubrifiée avec de l'eau. Le PTFE a été choisi pour son très bas coefficient de friction et pour sa tenue à haute température. La descente du cône est réalisée avec une presse hydraulique. La préforme est appuyée sur une butée empêchant son déplacement vertical. Des languettes d'acier inoxydable fixées sur une plaque au haut de l'assemblage sont appuyées sur la préforme. Celles-ci sont présentes pour reprendre la composante de friction. Le cône intérieur, lorsqu'il descend, glisse sur ces languettes. Les matériaux en contact lors du glissement sont donc le PTFE et l'acier inoxydable.

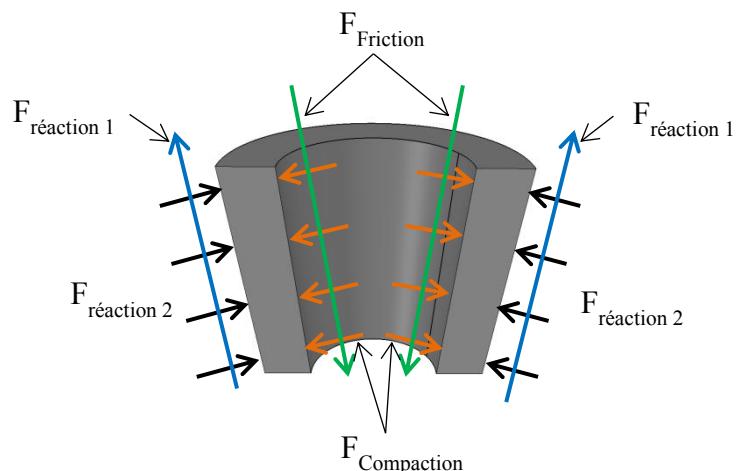


Figure 2-6 : Forces sur la préforme soumise à une augmentation des diamètres internes.

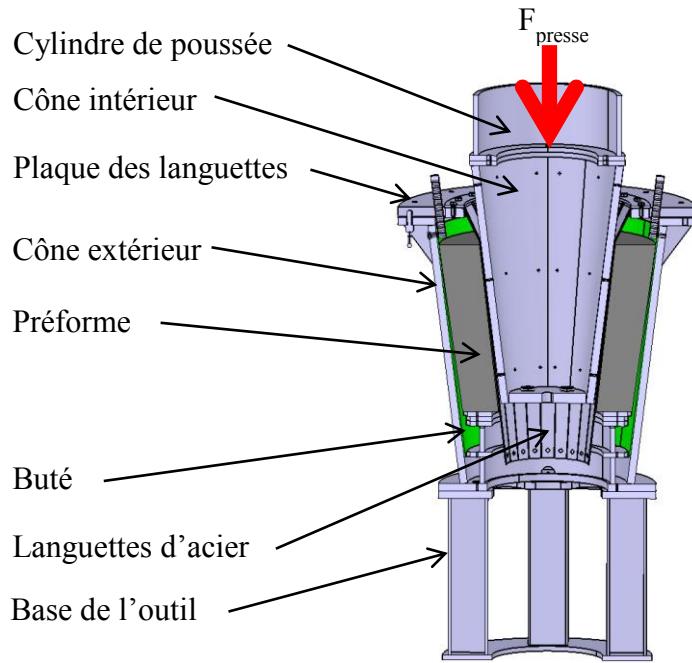


Figure 2-7 : Outil conçu pour étudier la compaction interne des renforts coniques.

2.2.1.2 Uniformisation des diamètres externes

Il est possible que lors de la compaction interne, les diamètres externes puissent venir s'appuyer sur le cône extérieur de l'outil de compaction. Aucune opération supplémentaire ne serait alors nécessaire pour remplir la fonction d'uniformisation des diamètres externes. Dans l'éventualité où ce phénomène ne se produirait pas, une technique de compaction externe a été préparée. L'annexe 3 présente deux idées proposées pour réaliser cette fonction. Parce que les forces en jeu lors de la compaction externe seraient beaucoup plus faibles, aucun système n'a été retenu pour reprendre la composante de friction.

La technique finale d'uniformisation des diamètres externes est représentée à la Figure 2-8. Elle consiste en l'application d'une force à l'aide d'une presse hydraulique sur la surface supérieure de la préforme par l'entremise des cales d'appuis. Cette force fait descendre la préforme dans le cône extérieur fabriqué en aluminium et recouvert d'une couche de PTFE de 3 mm d'épaisseur. La descente de la préforme à l'intérieur du cône réduit les diamètres externes de celle-ci. Une butée est positionnée au bas de l'assemblage. Lorsque la préforme atteint la butée, les diamètres extérieurs désirés sont atteints. La friction s'effectue entre la surface extérieure de la fibre et la

couche de PTFE. Le cône intérieur est positionné dans la préforme de manière à empêcher les fibres de flamber vers l'intérieur.

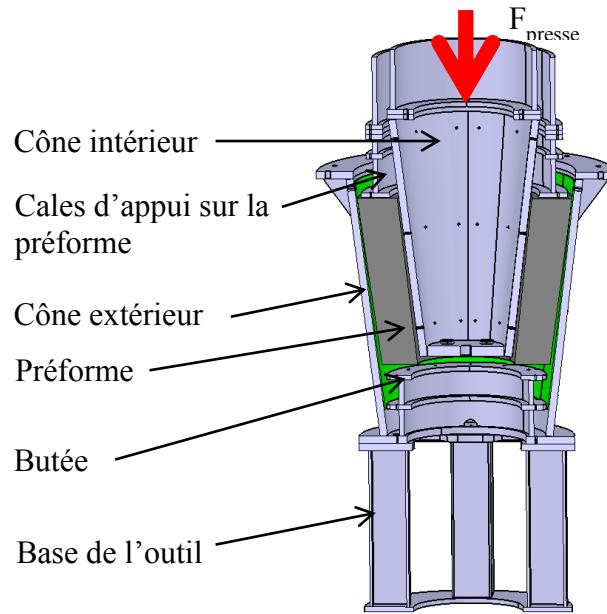


Figure 2-8 : Technique d'uniformisation des diamètres externes des renforts coniques.

2.2.1.3 Maintien du cône intérieur pour le préformage au four

Afin de réaliser le préformage de la pièce, donc de lui faire maintenir sa forme après compaction, un système de retenue de la préforme et du cône intérieur est prévu (voir Figure 2-9). De plus, l'étape de préformage nécessite une polymérisation de résine à une température de $T5^{\circ}\text{C}$. Toutes les pièces doivent donc soutenir cette température. L'assemblage ainsi fixé doit aussi respecter des contraintes de dimensions en vue d'entrer à l'intérieur d'un four.

Il existe une valeur de coefficient de friction critique où, pour un angle de cône donné, la composante verticale de la friction est égale et opposée à la composante verticale de la force normale de contact. Ce coefficient est égal à la tangente de l'angle d'ouverture du cône de l'outil $7,02^{\circ}$ (θ). La valeur de la tangente est de 0,123.

Comme le coefficient de friction entre la fibre et le PTFE n'est pas connu, deux possibilités ont été anticipées pour le maintien de la préforme en place après l'opération d'uniformisation des diamètres externes. Premièrement, la préforme pourrait remonter par elle-même après l'opération

(coefficent de friction $< 0,123$). Ainsi, un système de retenue a été conçu pour la garder en place. Ce système de retenue consiste à laisser la plaque d'appui de la préforme à sa position après la diminution des diamètres et à ajouter des butées s'appuyant sur cette plaque avant le retrait de la force à la presse. La deuxième possibilité propose que le renfort reste pris à l'intérieur de l'outil après l'opération (coefficent de friction $> 0,123$), il a donc été nécessaire de prévoir aussi une méthode d'extraction. Celle-ci consiste en une plaque qui vient s'appuyer sur les butées à la base de l'outil, des chaines s'y attachent et l'extraction peut être effectuée à l'aide de la presse (voir section 2.2.2.2.1).

La section 2.2.1.5 présente l'essai de friction effectué pour définir les coefficients de friction statique et cinétique du contact entre le PTFE et l'acier inoxydable. Dans ce cas, le coefficient de friction statique est égal au coefficient de friction critique et le coefficient de friction cinétique est plus bas, le cône intérieur remonte vraisemblablement seul après l'opération de compaction interne. Il a donc seulement fallu prévoir un ancrage mécanique pour retenir le cône intérieur. Le système de retenue du cône consiste en un assemblage de maintien qui s'appuie au bas du cône extérieur et qui est relié par des tiges filetées au cône intérieur. Cet assemblage est installé avant le retrait de la force à la presse.

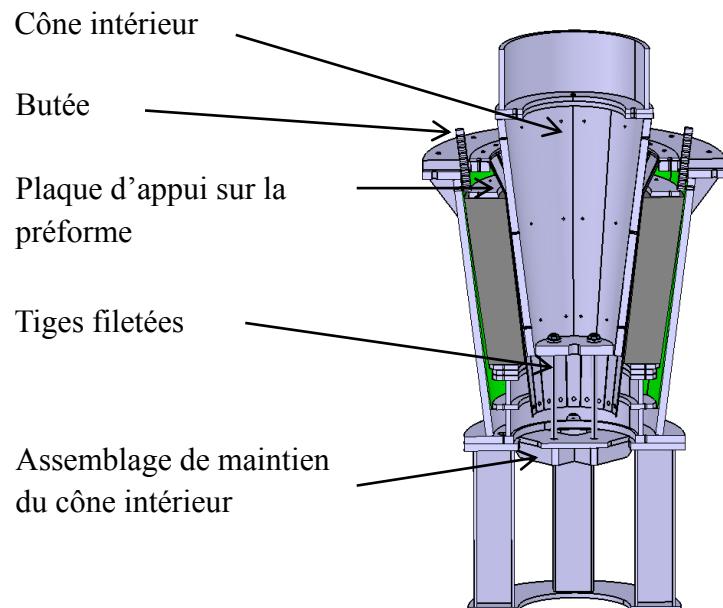


Figure 2-9 : Technique de maintien des dimensions du renfort conique après compaction.

2.2.1.4 Calcul de résistance et fabrication

Une fois les concepts définis, il a été nécessaire de passer à la définition des forces agissant sur chaque composant puis de calculer les contraintes induites par ces forces dans le but de dimensionner les pièces. L'annexe 4 présente un résumé des calculs qui ont été réalisés.

À l'aide de la valeur de pression maximale à atteindre, il a été possible de définir les diagrammes de forces de chacune des pièces. La Figure 2-10 en présente quelques-uns pendant l'étape d'augmentation des diamètres internes. Avec les forces définies, des modèles numériques simulant ces conditions ont été établis afin de dimensionner les composants. Un aperçu de l'analyse du cône extérieur et la plaque des languettes est présenté ici.

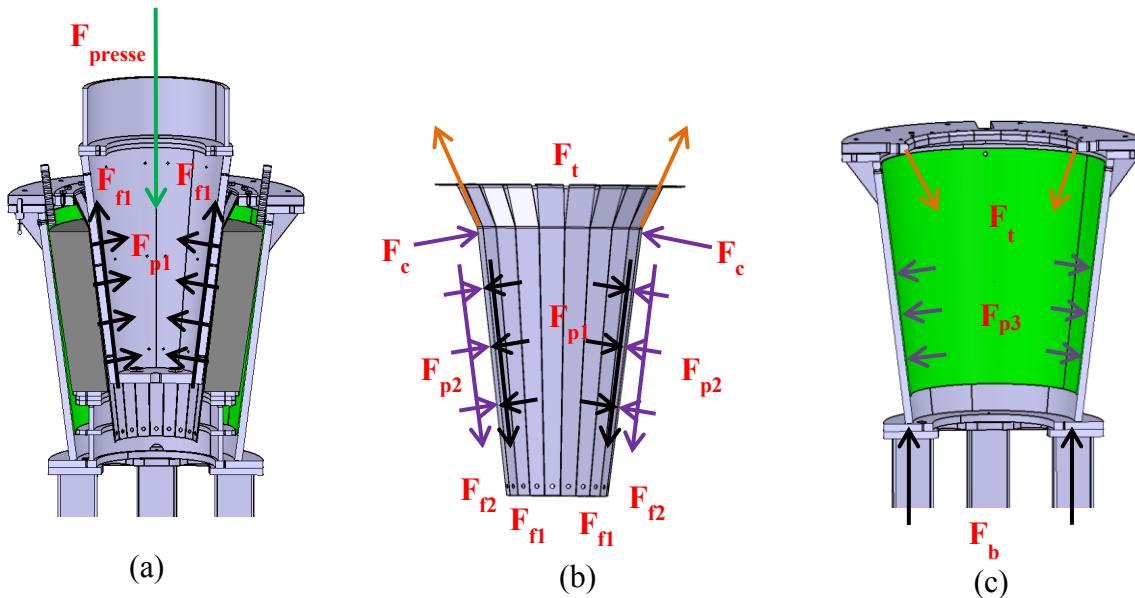


Figure 2-10 : (a) Forces sur le cône intérieur, (b) forces sur les languettes et (c) force sur le cône extérieur et la plaque des languettes.

En tirant profit de la caractéristique axisymétrique, un modèle représentant le quart de la pièce a été établi pour le cône extérieur et la plaque des languettes. Le Tableau 2-2 présente les propriétés du matériau de l'outil de compaction. Un coefficient de 1,5 a été sélectionné sur ces limites en tenant compte d'une bonne connaissance des matériaux et du fait que les forces sont connues et mesurées tout au long de l'expérience (« Factor of safety », 2000). La Figure 2-11 présente l'analyse numérique de la première conception à une force à la presse hydraulique de 301,5 kN équivalente à une pression de 40 bars sur la surface interne. Cette valeur avait été sélectionnée au

début du projet, mais a par la suite été révisée à 25 bars (voir Annexe 4). Les zones rouges comportant des soudures dépassent la limite imposée sur le cône extérieur. De même, la plaque des languettes est soumise à des déformations importantes dues au nombre restreint de boulons la reliant au cône extérieur.

Tableau 2-2 : Propriétés élastiques des matériaux de l'outil de compaction (Aluminium Association, 2005).

	Limite élastique à 25°C (MPa)
Aluminium 6061-T6	276
Aluminium 6061-T6, zone à moins de 25 mm d'une soudure	80

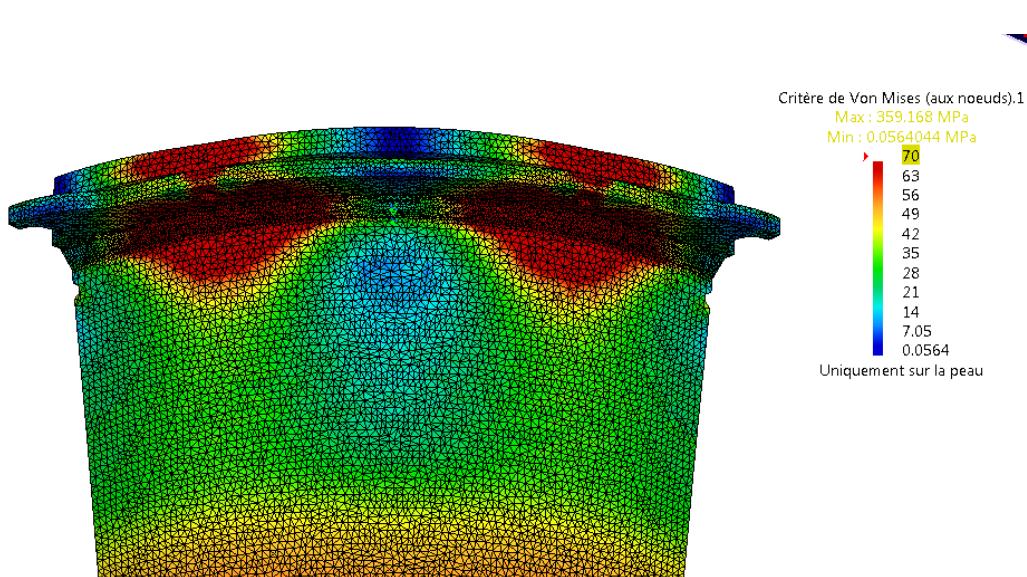


Figure 2-11 : Analyse numérique de la première conception à une force de 301,5 kN à la presse hydraulique (40 bars sur la surface interne).

Un modèle optimisé intégrant 3 boulons par quart de pièce sur un rayon plus large, des raidisseurs et une plaque des languettes plus épaisse (25 mm) a été créé pour diminuer les contraintes et déformations de l'outil. Ce modèle optimisé est présenté à la Figure 2-12. Les

contraintes convergent vers des valeurs respectant le facteur de sécurité sur les deux pièces. Les modifications ont été adoptées.

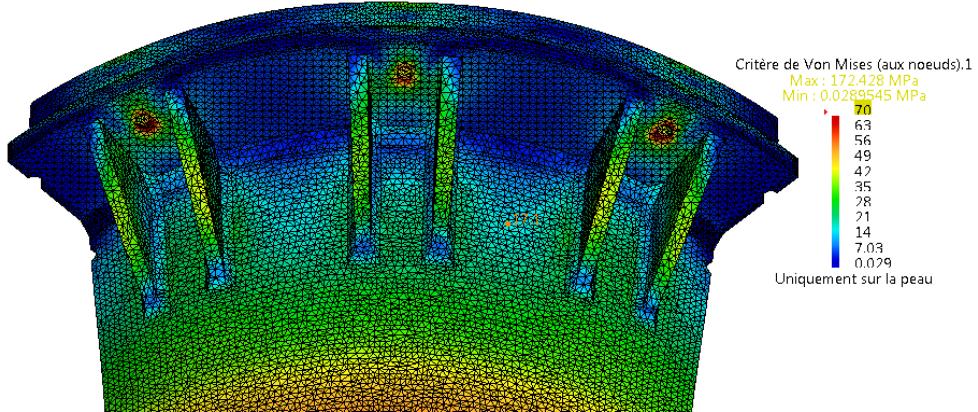


Figure 2-12 : Analyse numérique de la conception optimisée à une force de 301,5 kN (40 bars sur la surface interne) à la presse hydraulique.

Une fois les calculs finalisés, les dessins de détails de chaque pièce et des assemblages soudés ont pu être réalisés. Une période de demande de soumissions a permis d'identifier les sous-traitants capables de fabriquer ces pièces et par la suite, un suivi de la fabrication a été effectué. La Figure 2-13 présente le cône intérieur pendant l'usinage des diamètres externes.



Figure 2-13 : Usinage du cône intérieur de l'outil de compaction.

2.2.1.5 Caractérisation des coefficients de friction

Lors de la compaction interne des préformes fibreuses à l'aide de la presse hydraulique, un glissement se produit entre le PTFE et de l'acier inoxydable. À la descente du cône, l'acier reprend la composante de friction. Or, de manière à obtenir une approximation plus juste de la pression équivalente appliquée sur la surface interne des fibres, il est nécessaire de quantifier l'intensité du frottement à l'interface PTFE-Aacier inoxydable. Une caractérisation des coefficients de friction a donc été effectuée pour déterminer les coefficients de frottement statique et cinétique entre les deux matériaux. L'annexe 5 présente le détail des essais de friction réalisés. Ces valeurs ont été utilisées pour les calculs de résistance des matériaux et pour tracer les graphiques de pression à la prochaine section. Les résultats des essais sont présentés au Tableau 2-3.

Tableau 2-3 : Coefficients de friction mesurés entre l'acier inoxydable 316 et le PTFE.

	Moyenne	Écart-type
Coefficient de friction statique (μ_s)	0,126	0,0423
Coefficient de friction cinétique (μ_c)	0,034	0,0050

2.2.2 Étude de compaction des renforts coniques

Une fois la fabrication de l'outil de compaction terminé et le frottement caractérisé, il a été possible d'attaquer la caractérisation de la compaction. Les prochaines sections présentent les études réalisées afin de mieux comprendre le comportement en compaction de ces renforts.

2.2.2.1 Compaction interne des renforts coniques

La technique utilisée pour réaliser l'essai consiste à faire descendre un cône d'aluminium à l'intérieur de la préforme dans le but d'obtenir la courbe de déformation en fonction de la pression appliquée sur le renfort. De même, l'augmentation maximale des diamètres internes est recherchée. Lors de l'essai de compaction plan (présenté à l'annexe 1), aucune déformation maximale n'a été atteinte. Cette fois-ci, un maximum est anticipé à cause de la forme géométrique de la préforme et de la direction des fibres. Lorsque les diamètres internes sont

augmentés, les fibres continues à 0° devraient agir comme des fibres circulaires fermées, ceci implique qu'il n'y ait aucun glissement menant à un déroulement des fibres. Si les fibres agissaient de la manière anticipée, après une période de réorganisation locale, il y aurait une dimension maximale à laquelle les fibres circonférentielles sont complètement tendues et arrivent au point de rupture (voir Figure 2-14). L'outil a été conçu pour soutenir une force maximale. Donc, même si les dimensions internes maximales ne sont pas atteintes sur la préforme, l'essai doit être arrêté à la force maximale de conception de l'outil.

Une information supplémentaire est recherchée pendant l'essai. Le renfort est installé à l'intérieur du moule pour que sa surface externe ne soit pas déformée. Puisque les angles de l'outil et de la préforme ne sont pas égaux, un des diamètres externes n'est pas appuyé sur la surface de l'outil. Cette situation a été observée à l'aide des caméras pour définir si une augmentation des diamètres externes se produit lorsqu'une pression est appliquée à l'intérieur du renfort. Cette information permet de mieux définir les techniques à employer pour que la surface externe des renforts soit uniforme.

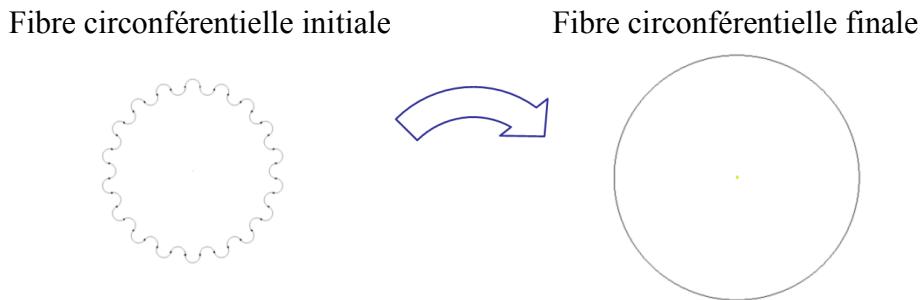


Figure 2-14 : Hypothèse menant à l'obtention d'une déformation maximale du renfort.

2.2.2.1.1 Procédure expérimentale de compaction interne

Les étapes suivies lors de l'essai de compaction interne sont les suivantes :

1. La butée au bas de la préforme est ajustée pour qu'il n'y ait aucune déformation sur la surface externe de la préforme à l'insertion de celle-ci.
2. La préforme est installée à l'intérieur de l'outil de compaction. Les fibres de la préforme sont mouillées avec de l'eau du robinet (l'eau déionisée aurait été préférable, voir

Chapitre 8). Le cône intérieur est installé de manière à ce que l'eau doive passer à l'intérieur de la préforme pour descendre (voir Figure 2-15).

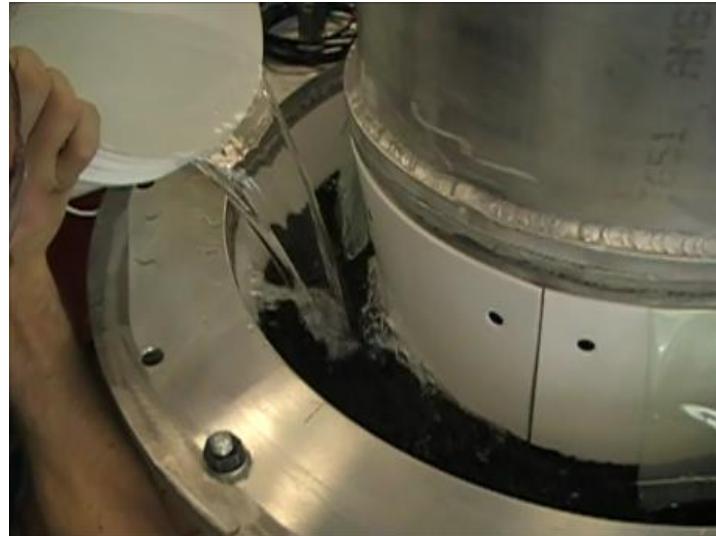


Figure 2-15 : Étape de mouillage des fibres avant compaction.

3. Le cône intérieur est retiré. Des films indicateurs de pression sont installés sur celui-ci entre la couche de PTFE et l'aluminium. Ils sont enveloppés dans des sacs de nylon pour éviter qu'ils soient influencés par l'eau. Ils sont utiles pour observer la répartition de la pression sur le cône (voir Figure 2-16).
4. Sur le cône extérieur, la plaque des languettes et les languettes sont installées. Ensuite, huit caméras sont positionnées de manière à avoir une vision de chacune des arêtes de la préforme (voir Figure 2-17 et Figure 2-18).
5. Le cône intérieur est positionné à l'intérieur des languettes et l'assemblage est transporté dans la salle de la presse (voir Figure 2-19).
6. L'assemblage est installé sur la presse et le plateau de la presse est descendu jusqu'à ce qu'il y ait contact entre celui-ci et l'assemblage (voir Figure 2-20).



Figure 2-16 : Position des films indicateurs de pression.



Figure 2-17 : Installation de la plaque des languettes et des caméras.

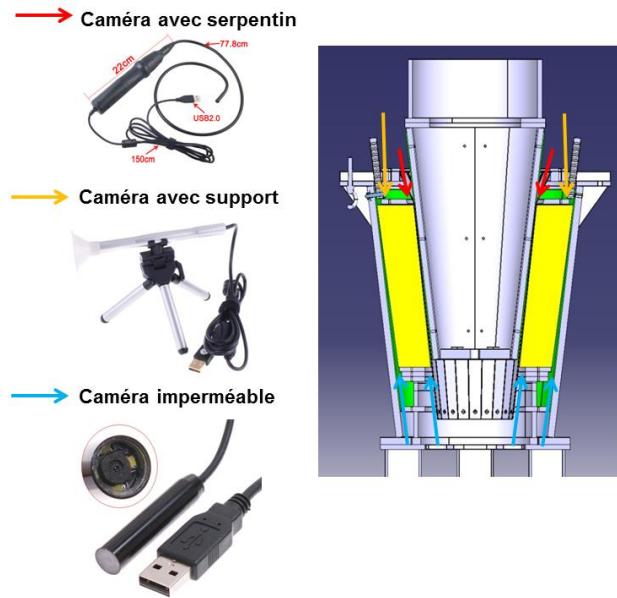


Figure 2-18 : Position et type de caméras utilisées.



Figure 2-19 : Transport de l'outil de compaction vers la salle de la presse.



Figure 2-20 : Outil de compaction dans sa position finale avant l'essai de compaction interne.

7. Durant l'essai, la force à la presse et le déplacement de celle-ci sont enregistrés. Le vérin de la presse est monté avec un contrôle en force avec une pente de 6700 kN/min (1500 lb/min) jusqu'à l'obtention d'une des conditions suivantes :
- Le processus est arrêté à l'obtention de 162,5 kN (36500 lb), équivalant à une pression de 25 bars sur la surface intérieure de la préforme, pression maximale de conception de l'outil.
 - Le processus est arrêté si le déplacement atteint les valeurs maximales menant à un contact non désiré entre deux pièces de l'outil.
 - Le processus est arrêté si le déplacement devient très faible pour une augmentation de force donnée ou si la force descend rapidement. Cette condition suppose une rupture imminente des fibres.
8. Le vérin est retiré avec un contrôle en déplacement (2 mm/min) jusqu'à ce que la force à la presse soit nulle.
9. Les films de pression sont retirés du cône intérieur et les étapes 6 et 7 sont répétées pour obtenir une deuxième courbe de compaction.

2.2.2.1.2 *Résultats de compaction interne*

Les caméras installées aux arêtes de la pièce ont permis de valider que la préforme se compactait de la manière anticipée pendant toute la durée de l'essai. La force de compaction a été augmentée jusqu'à la limite de conception de l'outil sans qu'aucun coincement ou interférence ne soit observé. Quelques secondes avant d'arriver à la force maximale, les premières fibres se sont rompues. Il a donc été possible d'obtenir l'augmentation maximale des diamètres intérieurs.

Les données recueillies lors des essais sont le déplacement et la force appliquée en fonction du temps. La Figure 2-21 présente les valeurs obtenues lors de cet essai. On y observe l'augmentation linéaire de la force jusqu'à un point vers 1400 secondes où, pour un déplacement minime, la force augmente rapidement. Normalement, la presse aurait dû continuer son augmentation linéaire de force, mais l'augmentation a été si subite que le système de contrôle n'a pu réagir à temps. À cet instant, les premières fibres ont rompu. Cette affirmation a pu être validée par les caméras sur lesquelles on observe bien une relaxation subite des fibres à ce moment précis. Par la suite, la presse module le déplacement pour revenir sur la courbe de force

définie. À partir de ce point, le déplacement nécessaire pour maintenir une même augmentation de force augmente considérablement. Ceci confirme la rupture des fibres. L'hypothèse énoncée au début de la section sur l'obtention d'une dimension maximale semble validée.

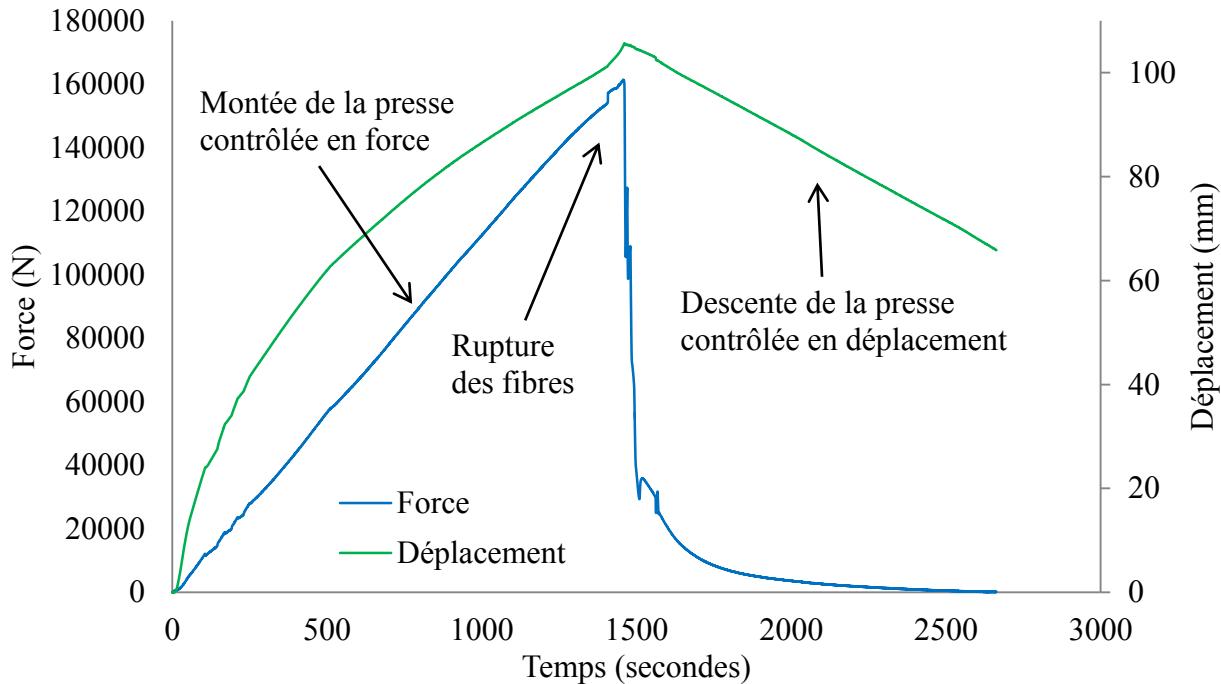


Figure 2-21 : Déplacement et force pendant l'essai de compaction interne du renfort P2.

À partir du retrait de la presse à environ 1500 secondes, on remarque que la force enregistrée n'est pas nulle. Le cône intérieur a remonté seul sous l'effet de la composante verticale de la force normale au cône. Les hypothèses en ce sens sont donc validées par ce premier essai.

Il est ensuite possible, en connaissant le déplacement de la presse et les dimensions des cônes, de définir les valeurs des diamètres internes de la préforme tout au long de l'essai. Ces valeurs permettent aussi de calculer l'aire de la surface intérieure de la préforme à chaque instant. La connaissance de la force normale appliquée sur cette surface permet alors de définir la pression moyenne appliquée à chaque instant. La valeur calculée est une pression moyenne et non l'équivalent d'une pression uniforme appliquée par une membrane. Il est nécessaire de faire la distinction parce que la déformation n'est pas égale aux extrémités haute et basse de la préforme.

La normale à la surface interne de la préforme est obtenue en annulant la somme des forces verticales sur le cône intérieur (équation 2.1).

$$F_{\text{pressé}} = \mu_c N \cos \theta + N \sin \theta \Rightarrow N = \frac{F_{\text{pressé}}}{\mu_c \cos \theta + \sin \theta} \quad (2.1)$$

où $F_{\text{pressé}}$ est la force à la presse, μ_c le coefficient de frottement cinétique, N la normale à la surface intérieure de la préforme et θ l'angle d'ouverture de la surface intérieure de la préforme.

La Figure 2-22 présente le graphique résultant des calculs de pression interne. Les courbes représentent l'augmentation de la pression interne en fonction de l'augmentation du diamètre à chacune des extrémités de la préforme conique. En effet, comme l'angle initial de la pièce est différent de celui du cône d'aluminium, le grand diamètre interne a commencé à se déformer avant le petit diamètre. C'est pour cette raison que les origines des courbes ne partent pas de la même valeur.

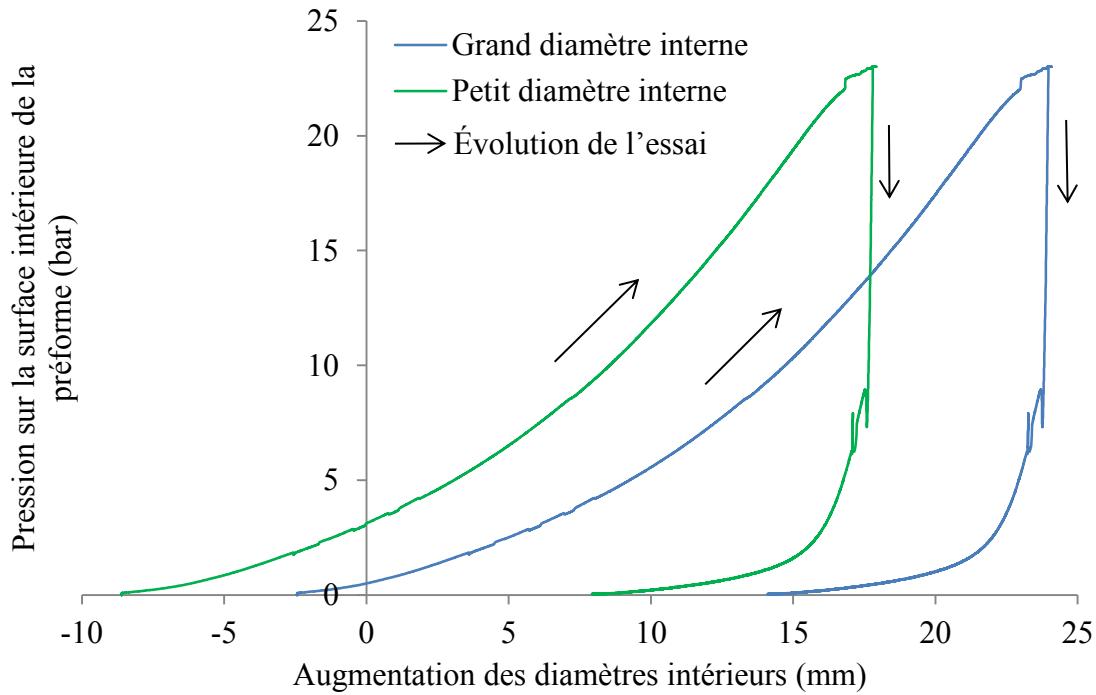


Figure 2-22 : Pression en fonction de l'augmentation des diamètres du renfort P2.

On remarque la même discontinuité que sur le graphique précédent. À 16.8 mm sur le petit diamètre et à 23 mm sur le grand diamètre, la pression augmente brusquement pour une faible augmentation de diamètre. À l'aide des caméras, il a été possible de définir que les fibres rompues sont celles du petit diamètre. Le Tableau 2-4 présente les données recueillies lors de l'essai. Cette étude a permis de valider la possibilité d'atteindre une compaction en épaisseur entre 4 et 12 %, ce qui constituait un des requis du partenaire industriel. Les calculs d'épaisseur ne tiennent pas compte de l'augmentation des diamètres externes présentés plus bas. L'augmentation maximale du diamètre auquel les fibres ont rompu est d'environ 6.7 %. Cette valeur intègre l'ensemble des phénomènes qui permettent une augmentation des diamètres de la préforme. Elle pourra être utilisée comme maximum absolu pour les prochaines préformes en supposant l'utilisation du même type de renfort, de la même technique et tension d'enroulement.

Tableau 2-4 : Ratio de diminution d'épaisseur et d'augmentation de diamètres.

	Petit diamètre interne	Grand diamètre interne
Épaisseur de paroi initiale (mm)	94.3	92.3
Diminution de la paroi (mm)	8.3	11.4
Diminution de la paroi (%)	8.8	12.4
Diamètre initial	252	354
Augmentation du diamètre (mm)	16.8	23.0
Augmentation du diamètre (%)	6.7	6.5

À la Figure 2-22, on pourrait anticiper qu'au moins une des deux courbes ait son origine exactement à 0 mm, mais ce n'est pas le cas. Les valeurs de diamètres sur le graphique sont calculées à l'aide des dimensions et positions des cônes. Toutefois, comme les languettes sont initialement planes, elles ne suivent pas parfaitement la forme circulaire de la préforme. La Figure 2-23 présente la situation. On observe un écart d'environ 2 mm sur le rayon de la préforme à l'endroit où le cône d'aluminium est en contact avec la languette au début de l'essai. La différence sur le diamètre serait de 4 mm. Or, sous le poids du cône intérieur, la préforme pourrait se déformer à l'appui latéral des languettes pour réduire l'écart. De même, les languettes ont pu commencer à prendre une forme circulaire à cet endroit de sorte que cette différence de 4

mm sur le rayon ait diminué à 2.5 mm. On peut affirmer que les dimensions finales obtenues sont valides car lors de la descente du cône, les languettes prennent la forme circulaire de la préforme. Ceci avait été préalablement calculé et validé par les films de mesure de pression présentés plus loin. Tout au long de l'essai, les valeurs d'augmentation sont biaisées par cette caractéristique de l'outil. L'erreur serait par ailleurs inférieure à 2.5 mm.

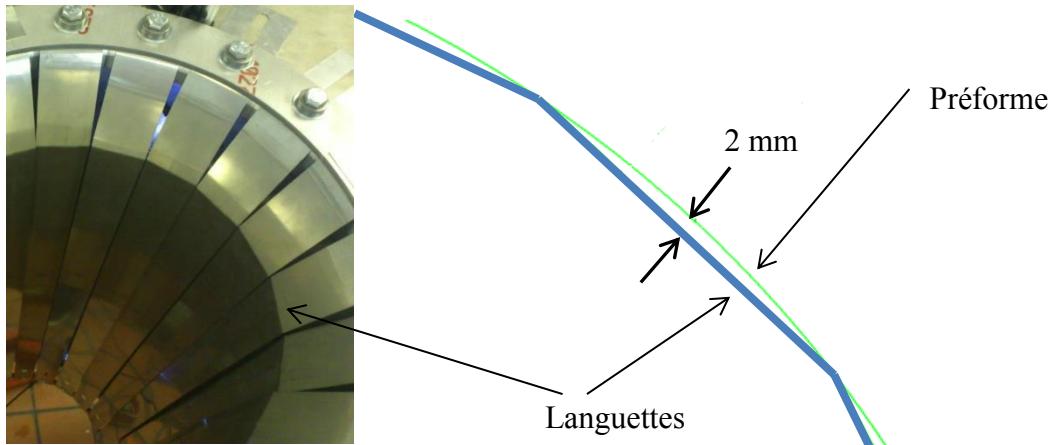


Figure 2-23 : Espace entre les languettes et la préforme au début de l'essai de compaction.

À l'aide des caméras, il a aussi été possible d'observer l'effet que l'augmentation des diamètres internes a eu sur les diamètres externes de la pièce. La Figure 2-24 présente l'image du grand diamètre externe avant et après la compaction. On remarque une légère diminution de la distance entre la préforme et le moule. Aucune technique n'avait été prévue pour quantifier cette augmentation. Il est tout de même possible de constater que la surface externe de la préforme ne s'est pas ajustée aux dimensions de l'outil en appliquant seulement une compaction interne puisque la vis n'a pas disparu pendant l'essai. La compaction externe est donc nécessaire pour uniformiser les diamètres externes des préformes.

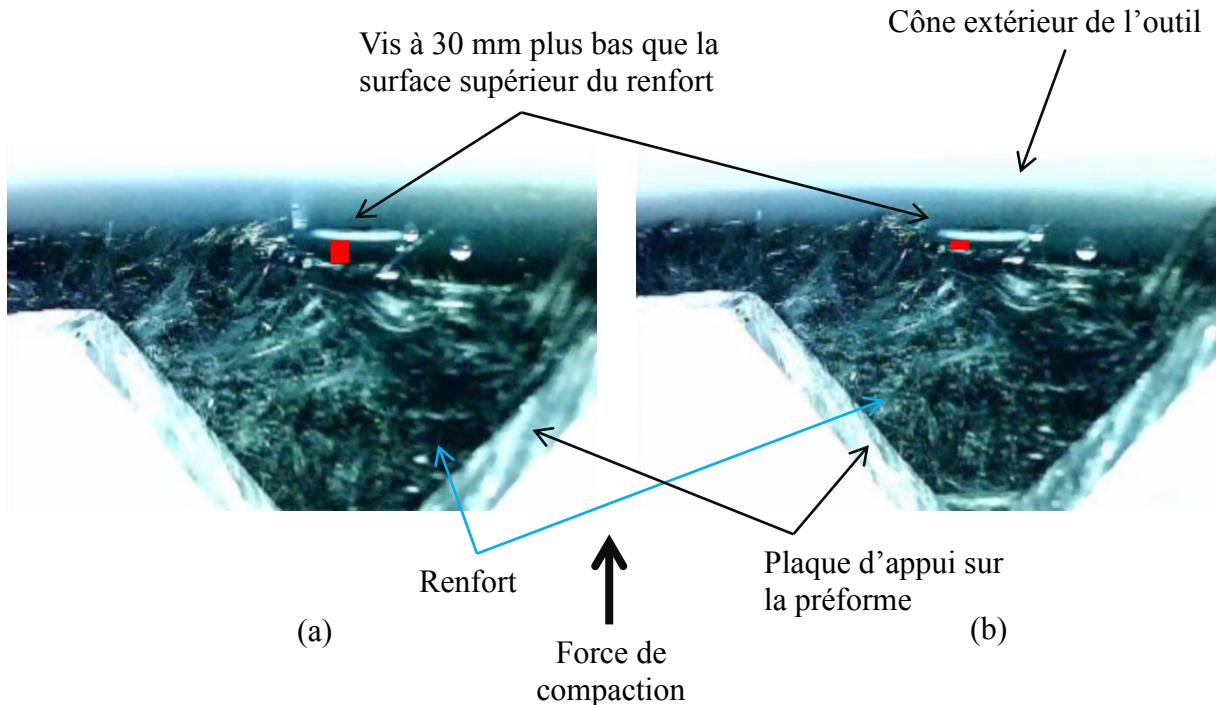


Figure 2-24 : Image du grand diamètre externe (a) avant et (b) après la compaction interne.

Des films indicateurs de pression ont été utilisés pour observer la répartition de la pression sur la surface interne de la préforme. Ces films sont initialement blancs, ils commencent à prendre une teinte rougeâtre à 5 bars et prennent la couleur rouge lorsqu'ils sont soumis à une pression de 25 bars. Il est possible de tirer des informations pertinentes de ces films. La Figure 2-25 présente les résultats après la compaction. On observe, premièrement, que les languettes d'acier inoxydable se sont bien arquées pour prendre la forme circulaire de la préforme puisque les sections rouges possèdent des largeurs similaires à celles des languettes. On peut aussi y voir comment les languettes se sont arquées : à la base des 4 films, on observe une pression initialement appliquée sur une ligne au centre de la languette. Plus le cône descend à l'intérieur de la préforme, plus la ligne s'élargit. On constate aussi que la pression semble relativement uniforme sur toute la hauteur du contact sauf à l'extrémité inférieure. Ceci confirme bien que l'endroit le plus chargé était la base de la préforme où les fibres ont rompu.

Lors du retrait de la force de la presse, le cône intérieur est remonté et les diamètres internes de la préforme ont diminué. On observe un retour d'environ 9 mm sur les diamètres internes. Ce résultat prouve qu'un retour élastique est présent après la compaction. Seulement, la rupture des

fibres a pu influencer la valeur du retour élastique. Cette observation confirme la nécessité du préformage pour maintenir les dimensions du renfort après compaction.

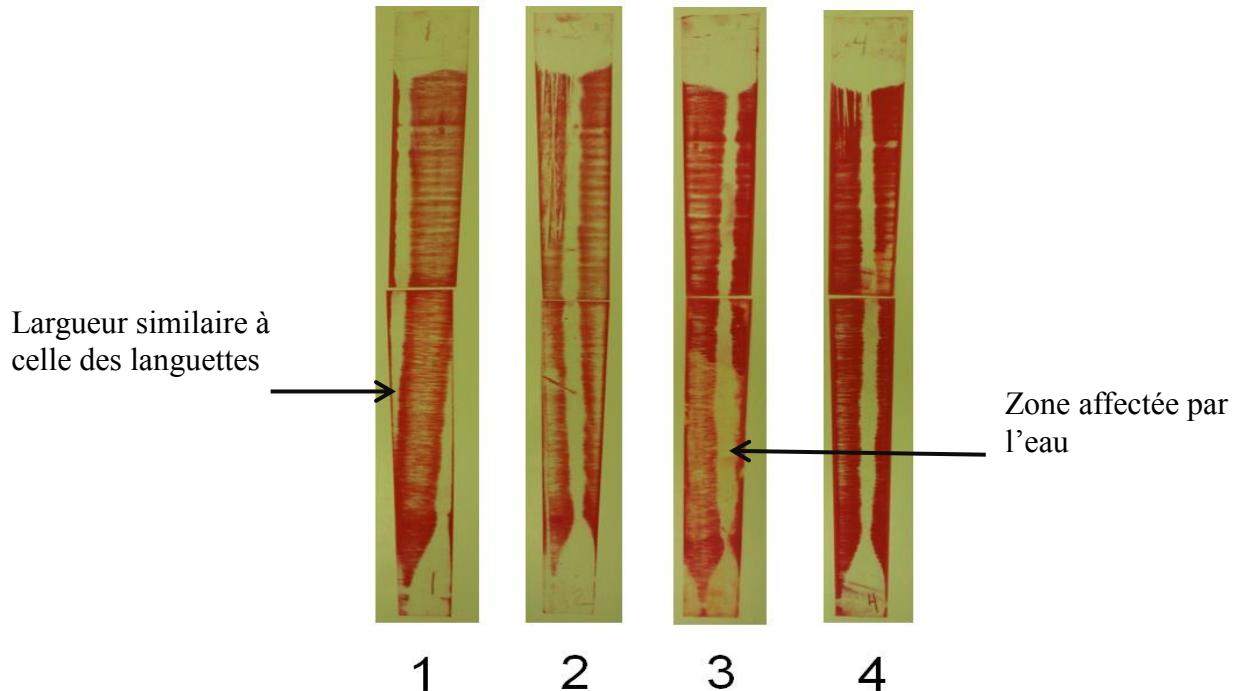


Figure 2-25 : Films de pression utilisés lors de l'étape de compaction interne.

La procédure prévoyait un deuxième cycle de compaction interne après retrait des films. Lors de cet essai, il n'a pas été possible d'atteindre les mêmes valeurs de force qu'au premier essai car au fur et à mesure que le cône descendait à l'intérieur de la pièce, de nouvelles fibres cassaient. La Figure 2-26 présente la fissure après le deuxième essai qui s'étend sur toute la hauteur de la préforme.

Les essais de compaction interne sur la préforme P2 ont permis de recueillir plusieurs informations importantes. Premièrement, les courbes de pression en fonction de l'augmentation des diamètres du renfort ont pu être tracées. Celles-ci seraient nécessaires si la compaction du renfort était réalisée pendant l'injection. Ensuite, il est validé qu'il était possible de diminuer l'épaisseur d'une valeur comprise entre 4 et 12 %, requis important du projet. De plus, l'augmentation diamétrale maximale a pu être définie avant le bris des fibres au petit diamètre

interne. Finalement, l'augmentation des diamètres externes par l'application d'une pression interne a été présente, mais minime. Ceci dicte l'emploi de la compaction externe pour uniformiser les surfaces externes des trois préformes utilisées dans ce travail.



Fissure créée pendant la compaction interne

Figure 2-26 : Vue de la surface intérieure de la préforme P2 après le 2^e essai de compaction.

Suite à l'essai, des limites de dimensions internes sont définies afin de ne pas approcher le bris des renforts à la fabrication. Une augmentation de 4 % des diamètres internes a été définie comme le maximum de déformation permise sur les prochains renforts.

2.2.2.2 Compaction externe des renforts coniques

Les préformes reçues ont des variations importantes sur leurs diamètres externes. Si les diamètres externes n'étaient pas ajustés, les dimensions du moule d'injection devraient être celles de la plus grande préforme. Ceci mènerait à des conduits préférentiels importants et pourrait poser problème à l'injection (voir Figure 2-27). La caractérisation de la section précédente a défini qu'il n'est pas possible d'augmenter suffisamment les diamètres externes en n'appliquant qu'une pression interne. L'essai de compaction externe consiste donc à faire descendre la préforme jusqu'à la butée. La hauteur de butée est sélectionnée pour que les surfaces externes des trois préformes possèdent les mêmes diamètres après l'opération. Le critère de réussite est l'atteinte des diamètres désirés sans l'apparition de plis dans les fibres. À la différence de l'essai de

compaction interne, cet essai vient comprimer les fibres qui pourraient flamber et causer des plis sur la circonférence de la pièce. Les dimensions à atteindre sont présentées à la Figure 2-28. On y observe aussi une superposition de la préforme initiale P2 et de sa forme finale déformée de l'extérieur. L'essai diminue essentiellement le petit diamètre externe de la préforme P2 jusqu'à 432,6 mm.

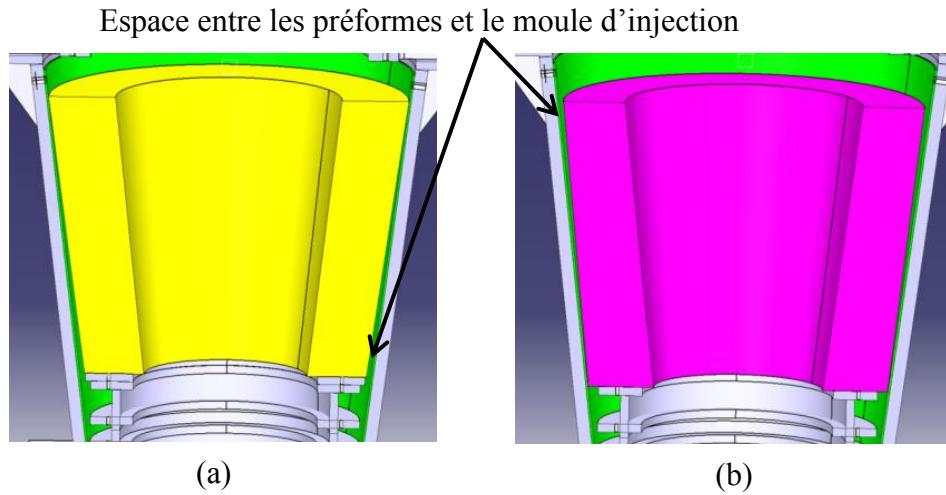


Figure 2-27 : Espace entre les surfaces des renforts (a) P2 et (b) N1 et le moule d'injection.

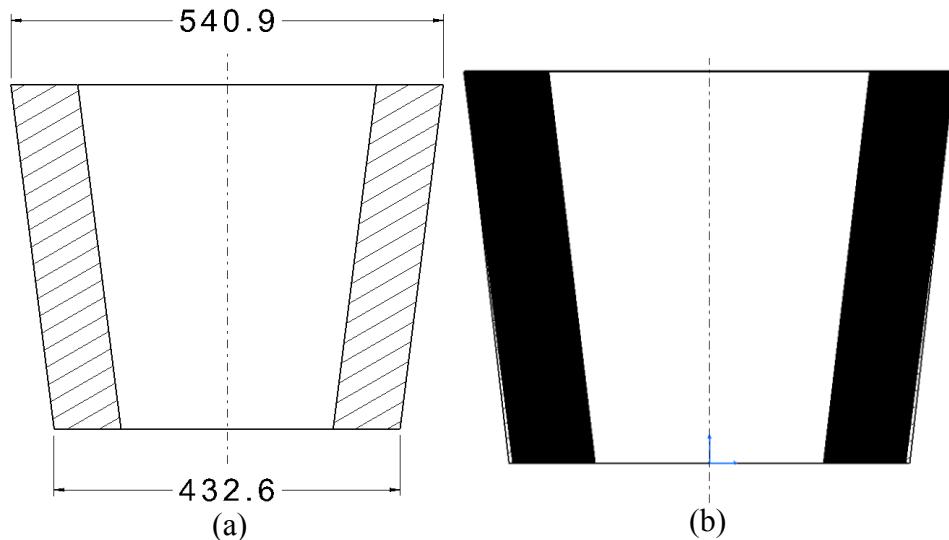


Figure 2-28 : (a) Dimension externe à atteindre pour les trois renforts, (b) superposition du renfort P2 avant et après compaction externe.

2.2.2.2.1 Procédure expérimentale de compaction externe

Les étapes principales de l'essai de compaction externe sont les suivantes.

1. La butée au bas de la préforme est ajustée pour l'obtention des diamètres indiqués à la Figure 2-28.
2. La préforme est installée à l'intérieur de l'outil de compaction. Les fibres de la préforme sont mouillées avec de l'eau du robinet (l'eau déionisée aurait été préférable, voir Chapitre 8). Le cône intérieur est installé de manière à ce que l'eau doive passer à l'intérieur de la préforme pour descendre (voir Figure 2-15).
3. Les cales d'appui de la fibre sont installées de manière à ce qu'elles arrivent à la même hauteur que le cône intérieur. Deux caméras sont installées avec une vision sur le grand diamètre externe de la préforme (voir Figure 2-29).

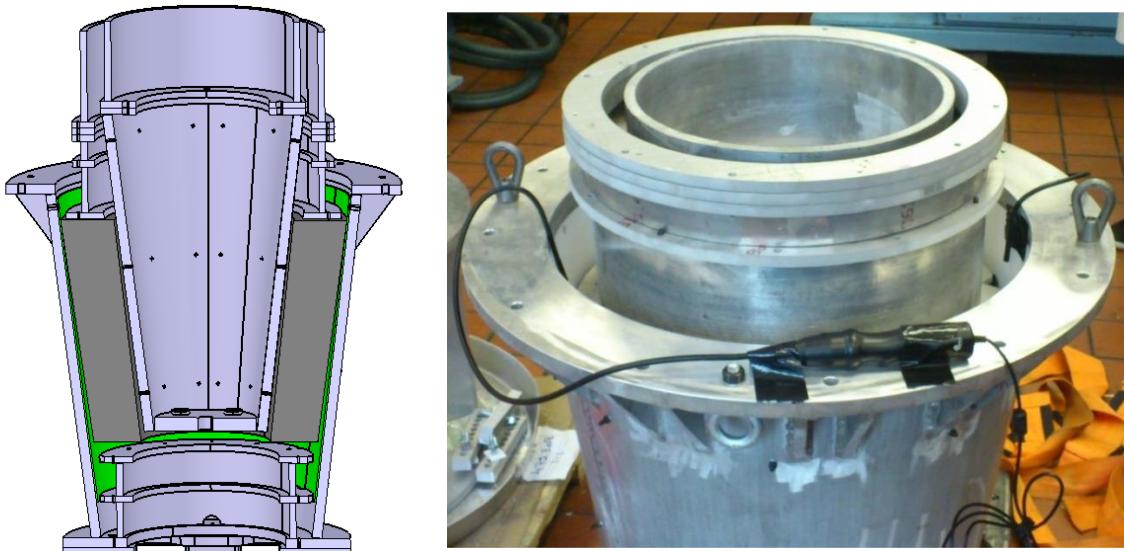


Figure 2-29 : Outil de compaction prêt pour l'essai de compaction externe sur le renfort P2.

4. L'assemblage est installé sur la presse et le plateau de la presse est descendu jusqu'à ce qu'il y ait contact (voir Figure 2-30).



Figure 2-30 : Outil de compaction dans sa position finale avant l'essai de compaction externe.

5. Durant l'essai, la force à la presse et le déplacement de celle-ci sont enregistrés. Le vérin de la presse est monté avec un contrôle en déplacement (5 mm/min) jusqu'à l'obtention d'une des conditions suivantes :
 - a. Le processus est arrêté à l'obtention d'un appui de la base de la préforme sur la butée (une estimation de la distance nécessaire est faite dans un premier temps, à l'obtention de cette valeur, la distance restante est mesurée et la descente reprend).
 - b. Le processus est arrêté si la force atteint une valeur supérieure à 50 000 N.
6. Lorsqu'un des critères est atteint, le vérin est retiré avec un contrôle en déplacement (5 mm/min) jusqu'à ce que la force à la presse soit nulle.
7. Le cône intérieur et la préforme sont retirés à l'aide de la presse (voir Figure 2-31).



Figure 2-31 : Retrait du cône intérieur et de la préforme P2.

2.2.2.2 *Résultats de compaction externe*

La Figure 2-32 présente les valeurs recueillies pendant l'essai de compaction externe. Les caméras ont permis d'observer que la préforme se compactait de la manière anticipée pendant l'expérience. Aucun coincement ou interférence n'a été observé. Les caméras ne permettent toutefois pas d'obtenir une vision d'ensemble pour observer que la déformation n'ait pas causé de plis ou d'ondulations. Le retrait du renfort de l'outil et l'observation de la surface externe de celui-ci a apporté cette information. La Figure 2-33 présente une image de la surface externe où aucune anomalie géométrique n'est présente.

Tel que présenté au Tableau 2-5, une fois la préforme sortie de l'outil, un retour élastique a lieu. Les dimensions externes augmentent pour revenir près des valeurs initiales. Le retour élastique pose problème lors de l'insertion de la préforme dans le moule. Ici aussi, le préformage s'avère essentiel pour le maintien des dimensions.

L'essai de compaction externe a validé la possibilité de réduire les diamètres externes des préformes d'une valeur de 9,4 mm sans l'apparition de plis ou d'ondulation sur le renfort. Ce résultat ne valide pas qu'il soit possible d'obtenir les mêmes diamètres sur les deux autres renforts car ceux-ci nécessitent une réduction un peu plus importante, soit 14 mm sur N1 et 13 mm sur P3. Il a fallu plus tard valider l'hypothèse. Il aurait été intéressant d'aller chercher, comme dans l'essai précédent, la valeur maximale de diminution des diamètres externes avant

l'apparition de plis ou d'ondulations. Toutefois, le renfort endommagé par l'essai n'aurait pu être utilisé pour la première fabrication car les défauts formés auraient empêché la validation de l'obtention du critère après le moulage, les plis ou ondulations étant présents avant l'opération. Il a donc été décidé de ne pas réaliser un tel essai.

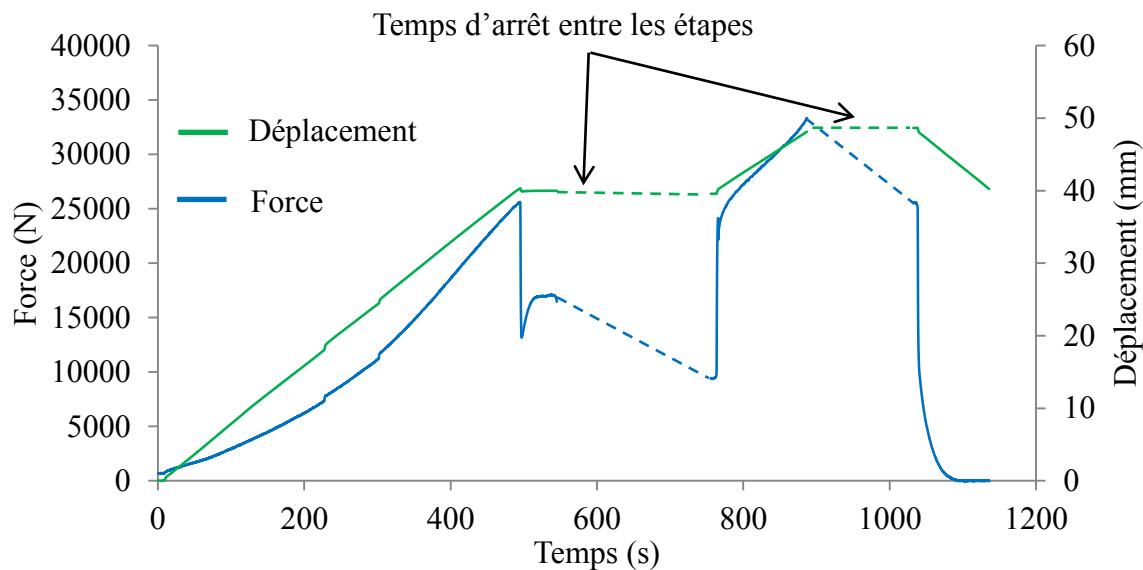


Figure 2-32 : Forces et déplacements mesurés lors de l'essai de compaction externe de la préforme P2.

Tableau 2-5 : Dimensions externes de la préforme P2.

	Petit diamètre externe	Grand diamètre externe
Avant les essais (mm)	442	540
Pendant les essais (mm)	432,6	540,9
Diminution des diamètres (mm)	9,4	----
Diminution des diamètres (%)	2,1	----
Après la sortie du moule (mm)	439	540



Figure 2-33 : Préforme P2 à la sortie de l'essai de compaction externe.

Après l'essai de compaction externe, la préforme est restée prise à l'intérieur de l'outil. Il a fallu utiliser le système prévu pour son extraction (voir Figure 2-31). La force d'extraction n'a malheureusement pas pu être mesurée. Cette observation permet d'affirmer que le coefficient de friction statique entre la fibre et le PTFE est plus haut que le coefficient de friction critique. Il faudra faire attention à cet effet à l'intérieur du moule d'injection pour assurer l'extraction de la pièce après fabrication dans le moule d'injection.

2.2.3 Étude du préformage des renforts coniques

Les essais de compaction interne et externe ont permis de définir qu'il n'est pas possible de conserver la forme donnée au renfort lors du retrait de la force à la presse ou lors de la sortie de la préforme de l'outil de compaction. Il est donc nécessaire de prévoir une étape supplémentaire permettant au renfort de garder sa forme après la compaction dans l'outil. Cette étape consiste à déposer une légère quantité de résine sur la surface du renfort. Cette résine pourra être polymérisée au four après la compaction pendant que la préforme est encore dans l'outil. La technique utilisée pour maintenir la déformation du renfort pendant le passage au four est présentée à la section 2.2.1.3.

Les essais de compaction ont permis de définir les dimensions que peuvent prendre les surfaces interne et externe des trois renforts. Celles-ci sont définies par une augmentation maximale de 4 % des diamètres internes et d'une diminution des diamètres externes uniformisant les surfaces externes des trois renforts reçus. L'étude du préformage permet de définir une technique pour

faire maintenir les dimensions désirées au renfort. Si cette étude était concluante, les dimensions du moule d'injection seraient définies. Les critères de réussite sont essentiellement le maintien de la forme donnée au renfort par l'outil de compaction après le retrait de celui-ci. La procédure est semblable à celle des deux essais de compaction, à la différence qu'ils se font simultanément. Une étape de pulvérisation de résine est effectuée avant la compaction. Une fois le renfort compacté et fixé, l'outil est installé à l'intérieur du four et est chauffé pour faire évaporer l'eau de lubrification et pour polymériser la résine.

2.2.3.1.1 Procédure expérimentale de préformage

Les étapes de la procédure de préformage développée sont les suivantes.

1. La préforme est installée à l'intérieur de l'outil de compaction. Les fibres de la préforme sont mouillées avec de l'eau du robinet (l'eau déionisée aurait été préférable, voir Chapitre 8). Le cône intérieur est installé de manière à ce que l'eau doive passer à l'intérieur de la préforme pour descendre (voir Figure 2-15).
2. Une petite quantité de résine est pulvérisée sur les surfaces intérieure et extérieure de la préforme. L'alcool isopropylique est utilisé pour diminuer la viscosité de la résine lors de l'opération.
3. La compaction externe de la préforme est réalisée (voir section 2.2.2.1).
4. La compaction interne de la préforme est réalisée avec un mouvement de la presse contrôlée en déplacement jusqu'aux dimensions désirées au lieu du contrôle en force (voir section 2.2.2.1.1).
5. Le cône intérieur est fixé avec l'assemblage de maintien du cône intérieur (voir Figure 2-34).

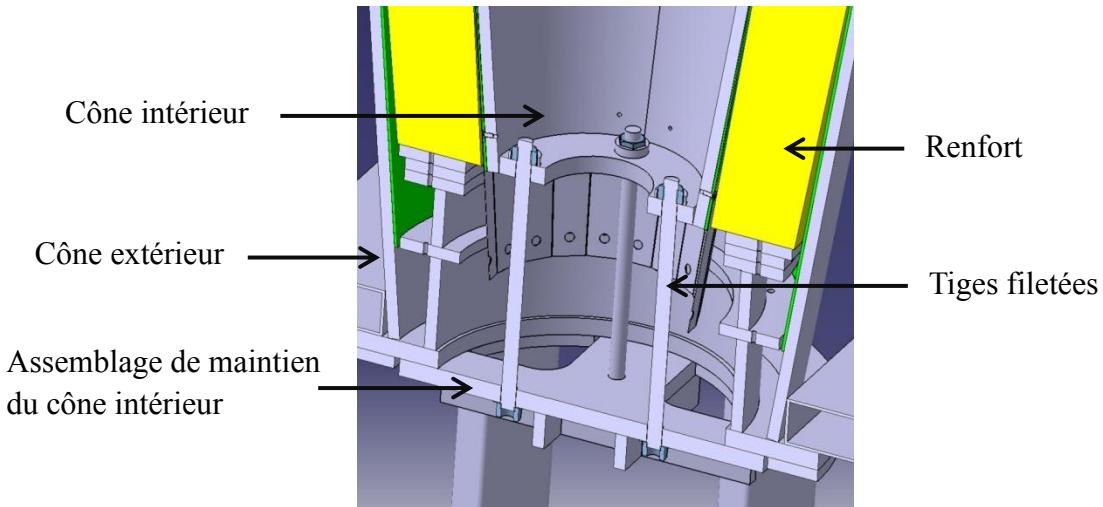


Figure 2-34 : Installation de l'assemblage de maintien du cône intérieur et des tiges filetées.

6. La force de la presse hydraulique est retirée et l'assemblage est apporté dans le four pour un cycle de chauffage.
7. Le cône intérieur est retiré manuellement.
8. La préforme est retirée à l'aide de la presse hydraulique (voir Figure 2-31).

2.2.3.1.2 *Résultats de préformage*

La Figure 2-35 présente des images du renfort P2 après l'étape de préformage. On peut y observer que la surface du renfort reflète maintenant la lumière indiquant la présence d'une quantité de résine en surface. Au toucher, on remarque une rigidité beaucoup plus importante qu'avant l'opération due à la présence de résine polymérisée. Les mesures du renfort P2 après préformage sont présentées à la Figure 2-36. On observe une différence maximale de 1.4 mm entre les mesures des diamètres désirés et obtenus. Ceci semble tout à fait acceptable pour les étapes subséquentes de fabrication. Le Tableau 2-6 présente un résumé des résultats obtenus dans l'étude de préformage. Une diminution entre 6 et 8 % de l'épaisseur a été constatée. Le critère demandé sur la diminution des épaisseurs est bien respecté et le taux de fibre atteint est de 32.4%. Cette étude a permis de développer une procédure de préformage appropriée pour garantir l'uniformité géométrique des renforts coniques.



Figure 2-35 : Renfort P2 préformé.

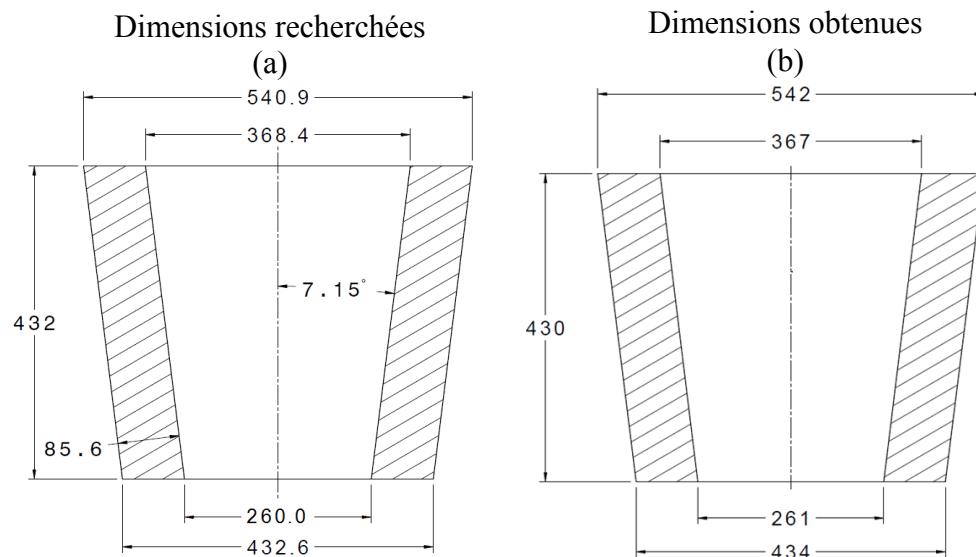


Figure 2-36 : Dimension de la préforme P2 (a) recherchée et (b) obtenue après préformage.

Tableau 2-6 : Diminution finale des parois de P2.

	Petit diamètre	Grand diamètre
Épaisseur de paroi initiale (mm)	94,3	92,3
Épaisseur de paroi finale (mm)	86,7	86,8
Diminution de la paroi (%)	8,1	6,0

Un problème de corrosion est apparu sur l'outil de compaction après l'étape de préformage (voir Figure 2-37). La plaque présentée avait été préalablement recouverte de ruban adhésif au PTFE pour faciliter le démoulage. Par contre, aucun recouvrement de ruban n'avait été fait, ce qui laissait, à certains endroits, des zones linéaires où il y avait contact entre l'aluminium, la fibre, la résine et l'eau. À ces endroits, une corrosion importante a eu lieu. Les pièces ont perdu jusqu'à 1 mm d'épaisseur. Lors de la prochaine utilisation de l'outil de compaction, un recouvrement de ruban adhésif pourra être effectué afin de minimiser ce phénomène. Le moule d'injection étant par ailleurs prévu en aluminium, aucun ruban adhésif ne pourra être utilisé pour celui-ci. Il a donc été très important d'analyser la source de corrosion et de tester des traitements potentiels pour contrer ce phénomène. L'étude de la corrosion est présentée au chapitre 8.

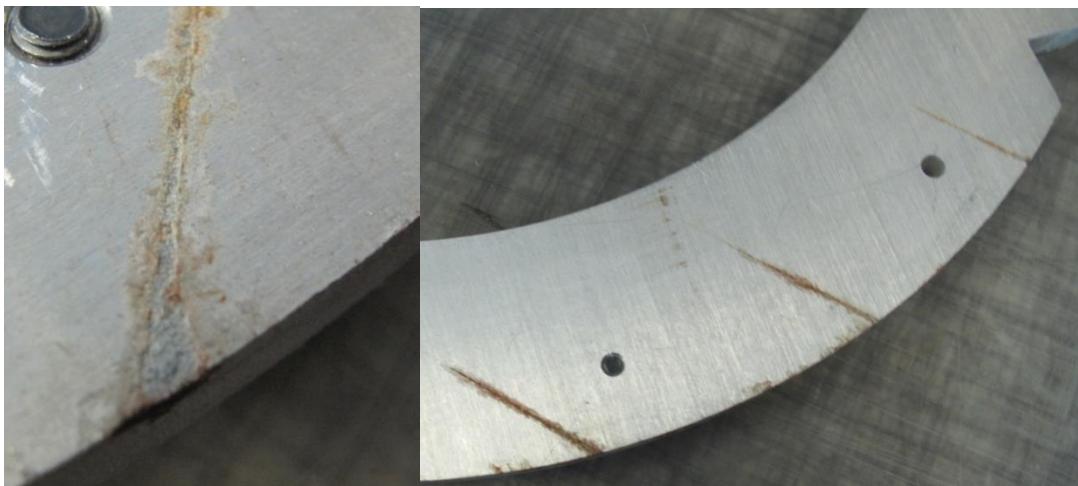


Figure 2-37 : Corrosion observée sur les pièces de l'outil de compaction après préformage.

CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION DE LA RÉSINE

La résine phénolique utilisée dans le cadre de ce projet de recherche polymérisé par polycondensation. Ceci implique une densification de la structure moléculaire du polymère et la création de molécules qui ne s'intègrent pas aux chaînes du polymère réticulé. Dans le cas présent, le sous-produit de réaction est une molécule d'eau. Ainsi, avant d'entamer la fabrication de la pièce de tuyère, il faut apprendre à gérer la quantité importante d'eau créée lors de la polymérisation. Cette caractéristique de la résine n'a pas encore été étudiée par le groupe de recherche et pose un défi à plusieurs points de la caractérisation.

Pour démarrer l'étude de polymérisation de la résine, un calorimètre différentiel ou DSC a été utilisé. Cet instrument mesure le flux de chaleur généré par la résine soumise à différents cycles thermiques. La polymérisation est une réaction chimique exothermique, ainsi, ces mesures permettent de définir la quantité de chaleur produite et la vitesse de réaction. Afin de déterminer l'état de polymérisation de la résine, un coefficient appelé degré de polymérisation est utilisé. Le degré de polymérisation est défini comme l'intégrale temporelle de la vitesse de réaction da/dt normalisée (voir équation 3.1). Celle-ci est calculée grâce aux mesures de DSC en divisant la chaleur produite ($H_t = \int_0^t \frac{dh}{dt} * dt$) par la chaleur de réaction totale du polymère ΔH . En modélisant l'évolution de la polymérisation, il est possible de simuler le procédé de fabrication et de prédire le cycle de cuisson avec précision.

$$\alpha = \frac{H_t}{\Delta H} = \int_0^t \frac{da}{dt} dt \quad (3.1)$$

L'énergie libérée pendant la polymérisation fait augmenter la température de la pièce pendant la fabrication. La pièce étudiée étant d'épaisseur importante (100 mm), si la chaleur n'était pas dissipée adéquatement pendant la cuisson, il pourrait en résulter des températures non uniformes qui créeraient des distorsions thermiques pouvant fissurer la pièce ou dégrader le polymère. Il est donc nécessaire de connaître la cinétique de réaction pour définir la répartition de la température à l'intérieur de la pièce pendant la cuisson.

La caractérisation en DSC permet aussi de déterminer la température de transition vitreuse de la résine. Cette température définit la frontière à laquelle le polymère passe d'un état vitreux à un état caoutchouteux. Elle offre une information sur les températures adéquates à atteindre pendant le cycle de fabrication et la température de démolage de la pièce.

Ensuite, afin d'anticiper l'écoulement de la résine à l'intérieur du moule, la viscosité de la résine a été caractérisée. La viscosité est une caractéristique qui dépend de la température mais aussi de l'état de polymérisation. Sa caractérisation est donc assez complexe et nécessite la combinaison des résultats de DSC et ceux de rhéologie.

La caractérisation en rhéologie permet également de déterminer le temps gel de la résine. Celui-ci est particulièrement important pour connaître le temps limite disponible pour l'injection et l'imprégnation complète du renfort.

Après ces premières caractérisations, il a été nécessaire de passer à la fabrication de pièces de petites dimensions afin d'observer l'effet de différents cycles de fabrication sur l'apparition de porosités. Comme énoncé plus tôt, il faut apprendre à travailler avec la forte quantité d'eau libérée lors de la polymérisation et observer son influence sur la porosité. Cette nouvelle étude commencera à définir d'autres requis du projet, la quantité de 5 à 10 % de porosité et la densité apparente de 1.35 ± 0.07 .

3.1 Caractérisation de la polymérisation

La caractérisation de la polymérisation de la résine a été réalisée avec une DSC Q2000 de la compagnie TA instruments. Lors des premiers essais, un bruit important du signal a été observé. Ces essais de calorimétrie différentielle sont réalisés en plaçant une goutte de résine d'environ 5mg à l'intérieur d'une cupule métallique hermétique. Lors de l'utilisation des cupules standard en aluminium, le flux de chaleur montre un signal bruité tel que présenté à la Figure 3-1. On y observe bien l'augmentation du flux de chaleur non réversible jusqu'à une température de 135°C où le flux chute drastiquement pour devenir négatif. Les fluctuations du flux de chaleur seraient dues à une perte d'étanchéité de la cupule hermétique. Celle-ci ne supporte qu'une pression intérieure de 3 bars. Il est supposé que l'eau de réaction entre en état gazeux et à environ 135°C génère une pression suffisante pour ouvrir la cupule en générant ainsi les fluctuations mesurées.

Un deuxième essai a été réalisé en utilisant une cupule perforée. Celle-ci permet à la vapeur d'eau de sortir en dehors de la cupule. La Figure 3-2 montre le résultat du deuxième essai, où une fluctuation encore plus importante est observée. Dans ce cas, l'eau générée lors de la polymérisation fait mousser la résine telle que montrée par la photo de la cupule après l'essai. Les fluctuations seraient donc dues à l'éclatement des bulles de vapeur d'eau dans la résine.

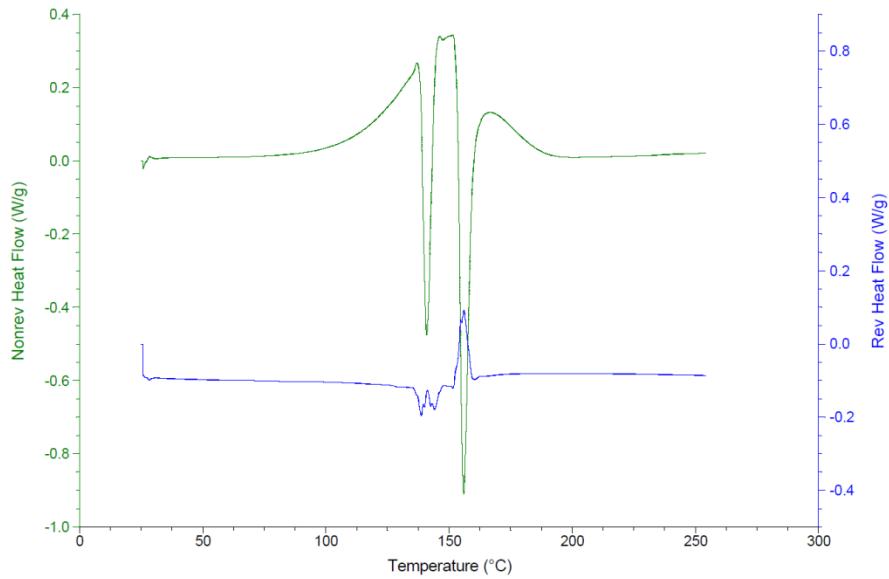


Figure 3-1 : Essai DSC sur la résine phénolique avec une cupule en aluminium hermétique.

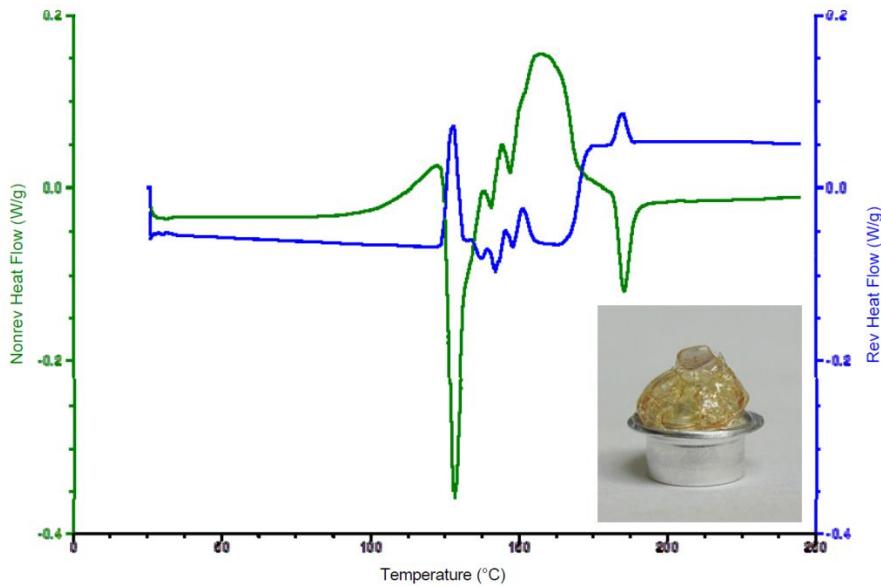


Figure 3-2 : Essai DSC sur la résine phénolique avec une cupule perforée.

Une fois ce phénomène identifié, les essais ont pu continuer avec un nouveau type de cupule. Cette nouvelle cupule possède un joint torique pour créer l'étanchéité et est fabriquée pour soutenir une pression de 41 bars (voir Figure 3-3). Ceci permet d'empêcher l'ébullition de l'eau et d'obtenir les flux de chaleur sans l'influence du phénomène endothermique d'évaporation. La

Figure 3-4 présente les essais effectués avec les cupules pressurisées. Ceux-ci sont maintenant plus caractéristiques d'une réaction de polymérisation.

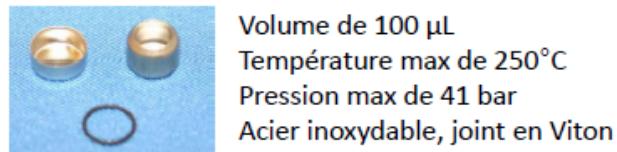


Figure 3-3 : Cupule DSC haute pression.

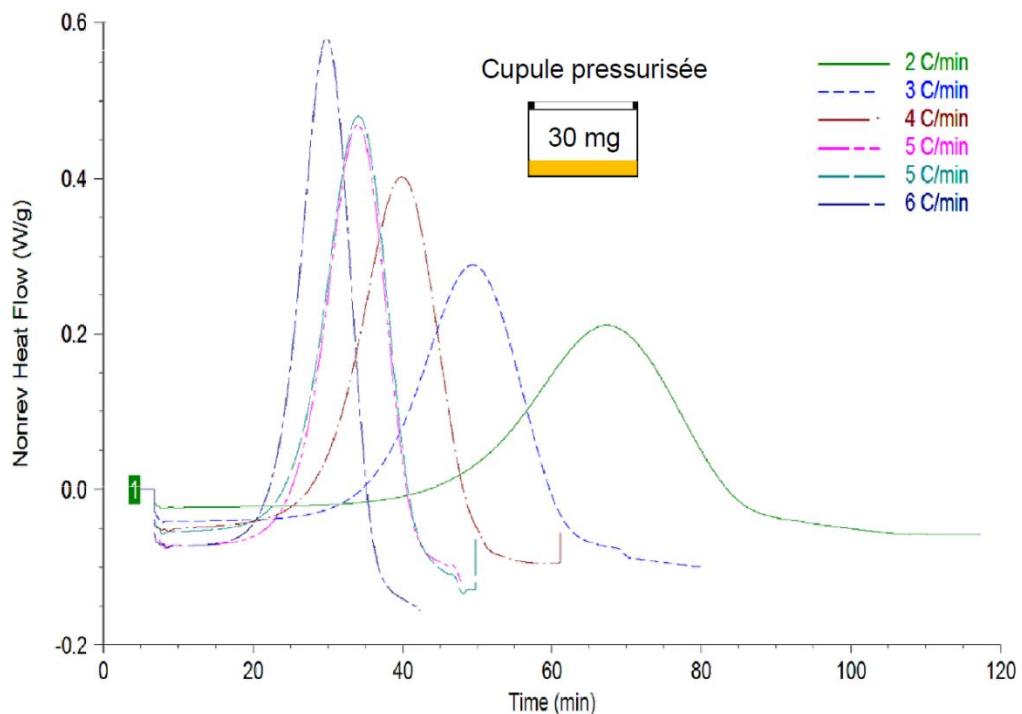


Figure 3-4 : Cinétique de réaction de la résine phénolique à différentes rampes de chauffage en DSC.

Ces essais ont permis de calculer l'enthalpie de réaction de la résine qui est de $305.4 \pm 8.3 \text{ J/g}$. Une fois la caractérisation de la polymérisation réalisée en DSC, il est maintenant possible de modéliser son comportement. Pour cette étape, le logiciel *Cure Kinetics* a été utilisé afin de trouver un modèle mathématique qui représente la cinétique de la réaction. Le modèle

représentant le mieux la réaction est de type catalytique d'ordre N et est présenté à l'équation 3.2. La Figure 3-5 montre une comparaison entre le modèle et les mesures de DSC. On observe une bonne corrélation entre les deux, et ce pour l'ensemble des conditions testées.

<i>K1</i>	1.795669757E+12	1/min
<i>E1</i>	12654.77448227	°K
<i>n</i>	1.307555057951	

$$\frac{d\alpha}{dt} = K_1 * e^{\frac{-E_1}{T}} * (1 - \alpha)^n \quad (3.2)$$

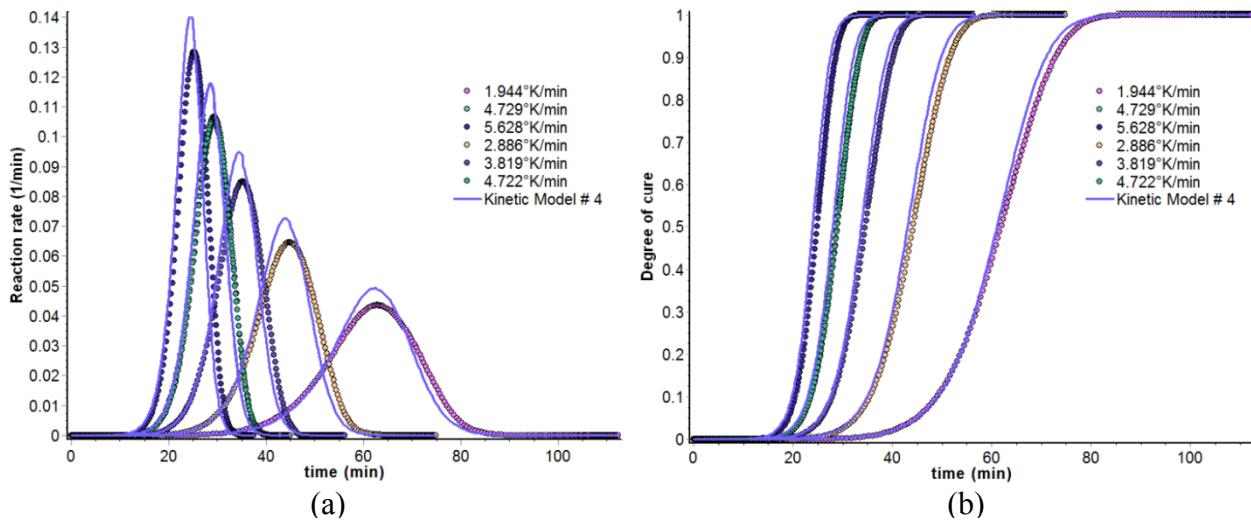


Figure 3-5 : Comparaison entre la caractérisation et la prédition du modèle cinétique de la résine phénolique, (a) vitesse de réaction et (b) degré de polymérisation.

Des essais supplémentaires sur les échantillons permettent d'obtenir la température de transition vitreuse du monomère et du polymère qui sont respectivement de -45°C et de $185.6 \pm 2.6^{\circ}\text{C}$. Finalement, en effectuant une rampe de température sur les échantillons polymérisés, la chaleur spécifique de la résine est obtenue. La valeur moyenne mesurée est d'environ $1000 \text{ J/Kg}\cdot\text{K}$.

3.2 Caractérisation rhéologique

La deuxième étape de caractérisation de la résine consiste à étudier son comportement rhéologique pendant la polymérisation. Pour cette étude, un rhéomètre MCR501 d'Anton-Paar a été utilisé. En premier lieu, la viscosité de la résine a été mesurée en fonction de la température à

l'aide d'une fixation de type cylindres concentriques Couette. La Figure 3-6 montre le résultat de deux mesures réalisées avec une rampe de température montante jusqu'à 90°C. Il n'est pas possible de mesurer des températures plus élevées car la résine réagirait à l'intérieur du rhéomètre. On observe que la viscosité à température ambiante est de 10 Pa.s, tandis qu'à 90°C elle diminue à 0,02 Pa.s.

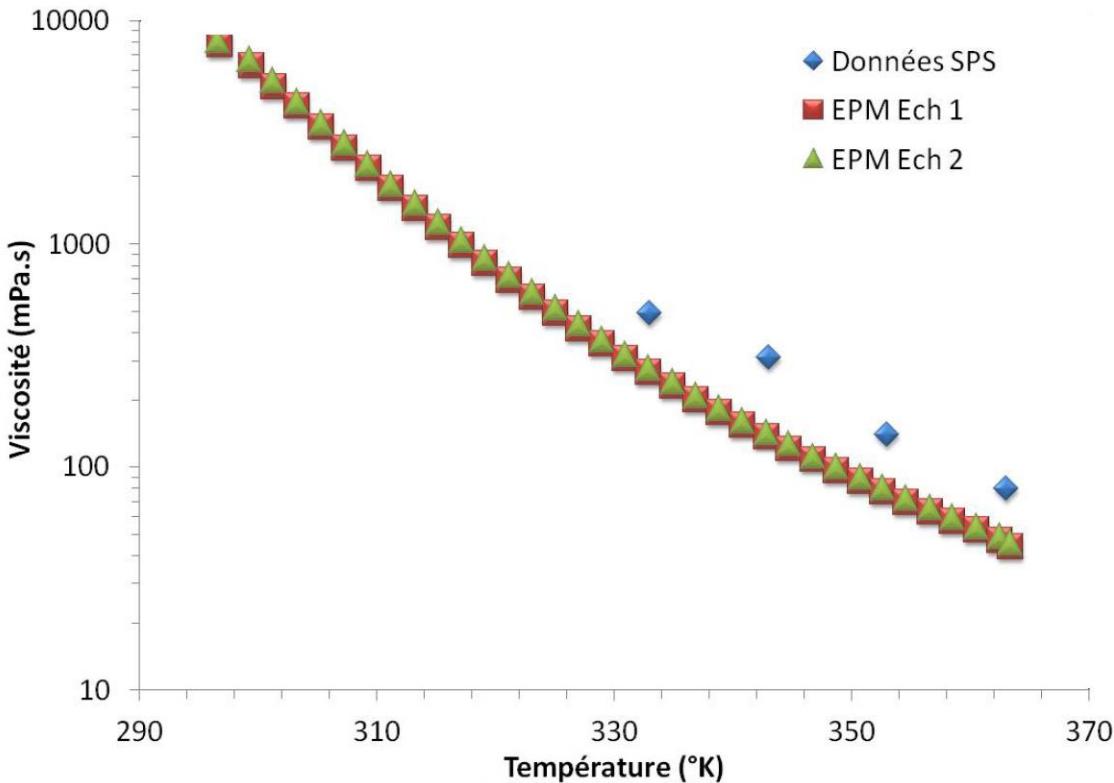


Figure 3-6 : Mesure de la viscosité de la résine phénolique en fonction de la température.

Par la suite, des expériences ont été réalisées dans le rhéomètre avec une fixation du type plaques parallèles. Ces fixations sont jetables après l'essai, ce qui permet de polymériser la résine lors du test. La Figure 3-7 présente le résultat de cette caractérisation à trois températures soit 100, 120 et 140°C. La viscosité, initialement constante, augmente au fur et à mesure que la polymérisation de la résine avance. À 100°C par exemple, la viscosité reste constante pendant la première heure, par la suite une augmentation exponentielle est observée. Ce même comportement a été constaté dans les deux autres tests, bien que la résine polymérisé plus rapidement ce qui entraîne une

augmentation rapide de viscosité. Un modèle de viscosité en fonction de la température et de la polymérisation est présenté à l'équation 3.3. En combinant l'équation 3.2 et l'équation 3.3, il est maintenant possible de prédire l'évolution de la viscosité en tout temps. La Figure 3-7 montre aussi la comparaison entre le modèle proposé et la caractérisation en rhéologie. Il est désormais possible de simuler le procédé de fabrication et prédire l'état de la matière lors de la mise en forme de la pièce.

A1	4749900
E1	4.0766
A2	1251
B2	5

$$\mu = A1 * \left(\frac{1}{T}\right)^{E1} * (e^{A2*\alpha^{B2}}) \quad (3.3)$$

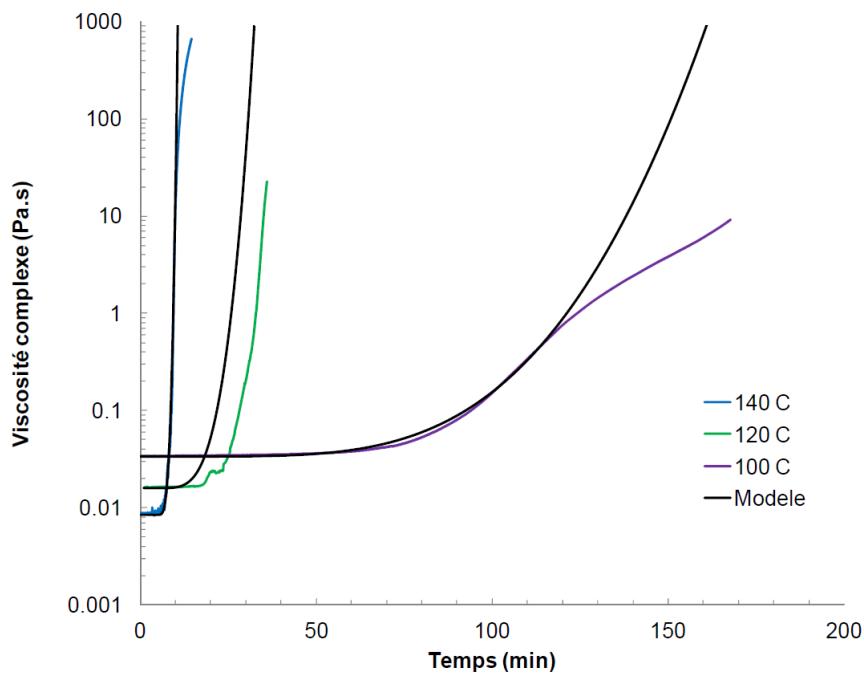


Figure 3-7 : Comparaison entre les essais isothermes et le modèle de viscosité de la résine phénolique.

Finalement, avec les mêmes essais au rhéomètre, le temps de gélification de la résine a été défini. Cette valeur est obtenue avec le maximum du ratio entre le module de perte et le module de conservation ($\tan \delta$ dans un solide viscoélastique). La Figure 3-8 présente les résultats de

caractérisation du temps de gel. Un modèle a aussi été établi pour prédire le temps de gel, il est présenté à l'équation 3.4. Finalement, la Figure 3-9 présente la comparaison entre le modèle créé à l'aide du logiciel *CureKinetics* et les valeurs expérimentales.

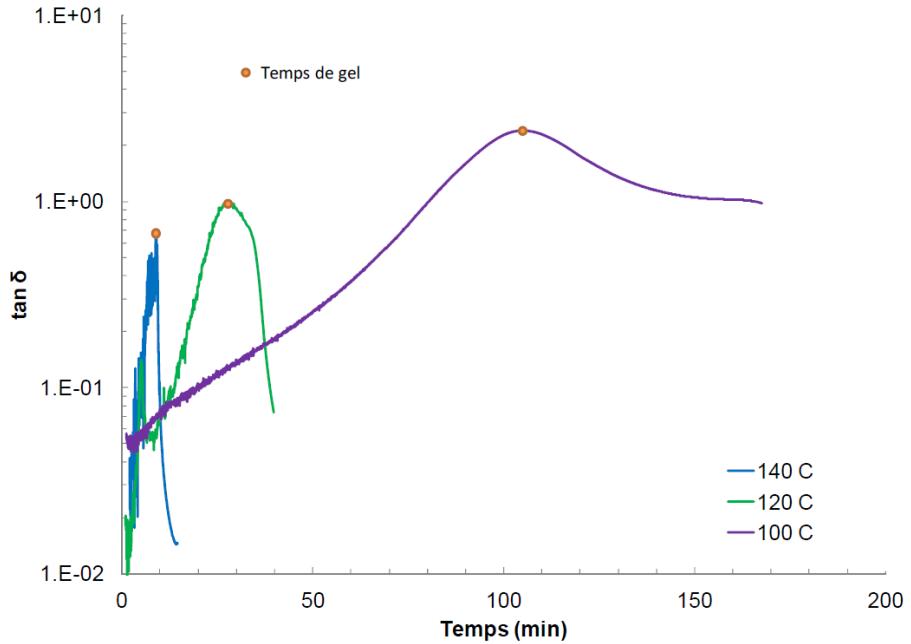


Figure 3-8 : Ratio du module de conservation sur le module de perte de la résine phénolique soumise à différents cycles isothermes.

T _{ref}	413
t _{ref}	5
B	28

$$t_{ref} = \int_0^{t_{Gel}} e^{\left(-B * \left(\frac{T_{ref}}{T} - 1 \right) \right)} * dt \quad (3.4)$$

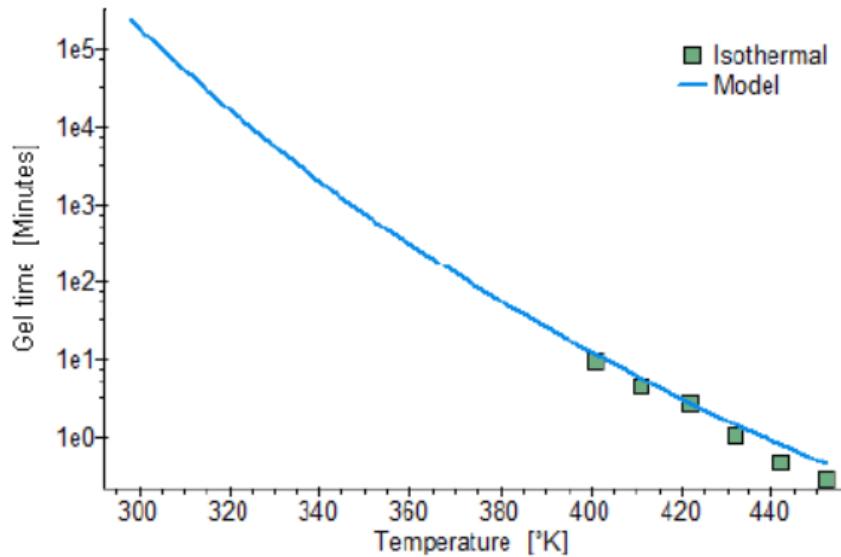


Figure 3-9 : Comparaison entre les essais et le modèle du temps de gel de la résine phénolique.

3.3 Étude de la formation des porosités à moule fermé

Une fois la cinétique de réaction de la résine étudiée, il reste à identifier les paramètres influençant la formation de porosités lors de la polymérisation de la résine phénolique. Pour étudier ce phénomène, un moule existant appelé *NanoMoule* a été utilisé. Ce moule autochauffant permet d'observer la formation de porosités grâce à un hublot en verre trempé fournissant une vision de la cavité du moule où se trouve la résine. L'enregistrement de la température et de la pression dans la cavité, ainsi que l'observation de la formation de porosités apporte les informations nécessaires pour étudier ce phénomène complexe.

Le *NanoMoule* actuel permettait de chauffer jusqu'à 200°C et d'appliquer une pression de consolidation de 10 bars. Toutefois, pour polymériser la résine phénolique, une pression de plus de 25 bars doit être testée. Ainsi, le *NanoMoule* a dû être reconçu afin de supporter cette pression. Cette mise à niveau consistait à redimensionner le moule et la vitre pour supporter la pression demandée.

La mise à niveau du *NanoMoule* finalisée, une procédure a été établie pour l'étude de la polymérisation de la résine phénolique et la formation de porosités. Cette procédure est présentée dans la section suivante.

3.3.1 Montage et procédure expérimentale

La Figure 3-10 présente le schéma de raccordement des composantes du *NanoMoule* modifié. Le montage comporte essentiellement un moule de petite taille (6) et un pot d'injection (3) chauffés par les thermorégulateurs (1 et 2), un pot de récupération de résine (5) et une bonbonne d'azote (4) pour appliquer la pression de consolidation. Une procédure a été développée pour étudier le comportement de la résine phénolique, celle-ci peut être décrite comme suit :

1. La résine, mise sous vide, est chauffée avec le thermorégulateur à la température de $T1^{\circ}\text{C}$ à l'intérieur du pot d'injection.
2. Le moule, chauffé par le thermorégulateur, est mis sous vide par l'entremise du port sur le pot de récupération de résine.
3. La pression atmosphérique est appliquée au pot d'injection.
4. La vanne du pot d'injection est ouverte. La résine s'écoule dans le moule sous l'effet de la différence de pression ($\Delta P = P_{atm} - P_{vide}$).
5. Une fois le moule rempli, la vanne d'injection et la vanne d'application du vide du pot de récupération de résine sont fermées.
6. La pression de consolidation est appliquée à l'aide de la bonbonne d'azote par le port sur le pot de récupération de résine (elle peut être appliquée après un certain délai selon l'essai à réaliser).
7. L'ordinateur enregistre les températures du pot d'injection et du moule. La caméra enregistre les images de l'évolution de la résine à l'intérieur du moule.
8. La cuisson est effectuée avec un cycle de chauffage déterminé selon le plan d'expérience.
9. Le moule est ouvert et la pièce est démoulée.

À l'aide de l'enregistrement des températures et du modèle de polymérisation développé à la section 3.1, les graphiques représentant l'évolution du degré de polymérisation en fonction du temps ont été tracés. À l'aide d'enregistrements vidéo de l'intérieur du moule, il a été possible d'établir à quel degré de polymérisation les premières porosités apparaissent. Finalement, les pièces ont été découpées pour être observées au microscope optique et la masse volumique de la résine mesurée suivant la procédure décrite dans la norme ASTM D792 – 08.

1. Thermorégulateur du pot d'injection
2. Thermorégulateur du moule
3. Pot d'injection
4. Bonbonne d'azote
5. Pot de récupération de résine
6. Moule

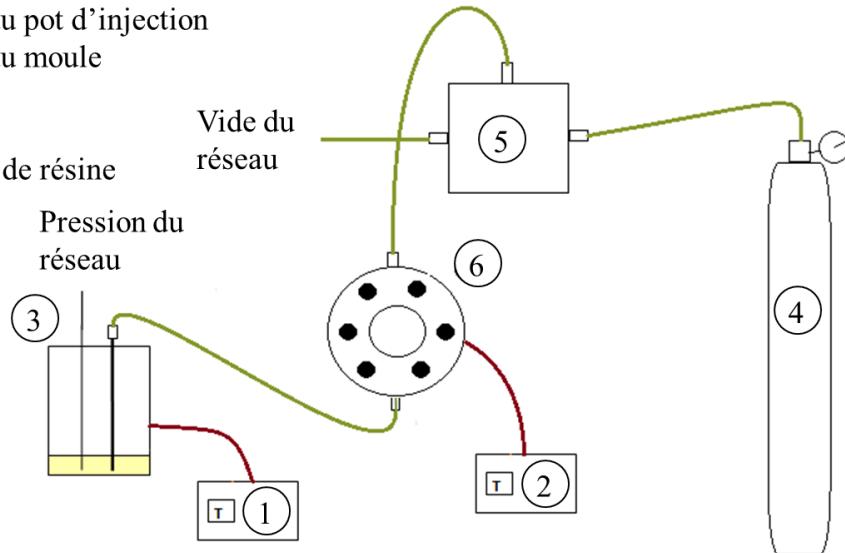


Figure 3-10 : Schéma de raccordement du *NanoMoule*.

Un plan d'expérience avait été prévu pour étudier l'influence de la pression de consolidation sur la formation de porosités de la résine. Toutefois, le comportement de la résine était tellement différent des attentes qu'il a été nécessaire de modifier ce plan au fur et à mesure que l'étude avançait. La prochaine section rapporte les principales conclusions tirées de cette étude.

3.3.2 Résultats de l'étude de formation de porosité

Il a rapidement été observé que lorsque le vide est appliqué sur la résine chauffée, les substances volatiles contenues dans celle-ci entrent en ébullition. Parce que l'eau est le résidu de polymérisation, elle est considérée comme la principale substance volatile. Le diagramme de phases de l'eau (Figure 3-11a) montre que l'eau maintenue à une pression proche du vide et à une température de $T_1^\circ\text{C}$ se trouve sous forme gazeuse. Ceci pose problème pour le remplissage du moule, l'ébullition est si importante qu'il n'est pas possible de remplir la cavité du *NanoMoule*.

Une expérience a donc été réalisée pour mieux définir la source de l'ébullition observée. Un pot de verre contenant de la résine est déposé à l'intérieur d'une cloche à vide chauffée à $T_1^\circ\text{C}$ (voir Figure 3-11b). La résine entre rapidement en ébullition mais on remarque après environ 15 minutes, une diminution de la cadence. Toutefois, l'ébullition continue pendant les premières 12

heures de l'expérience. Pendant les 15 premières minutes de l'essai, l'eau contenue dans la résine telle que reçue et les différents solvants s'évaporent. Par la suite, l'ébullition lente serait causée par la formation d'eau pendant la polymérisation. Une étape de dégazage de la résine (application du vide au pot d'injection) est donc ajoutée à la procédure de la section 3.3.1. La longueur de cette étape est variée pour en observer son influence sur la formation des porosités. À la fin de la période de 12 heures sous la cloche, la résine devient de plus en plus visqueuse et les bulles de gaz ont plus de difficulté à monter à la surface du liquide. La résine finit par geler avec une grande quantité de bulles à l'intérieur, plus de 50 % en volume. Ce résultat présente une influence importante de la phase de l'eau à l'approche du temps de gel : si l'eau formée à la polymérisation est en phase gazeuse au moment où la gélification de la résine est atteinte, la pièce possèdera un très fort taux de porosité.

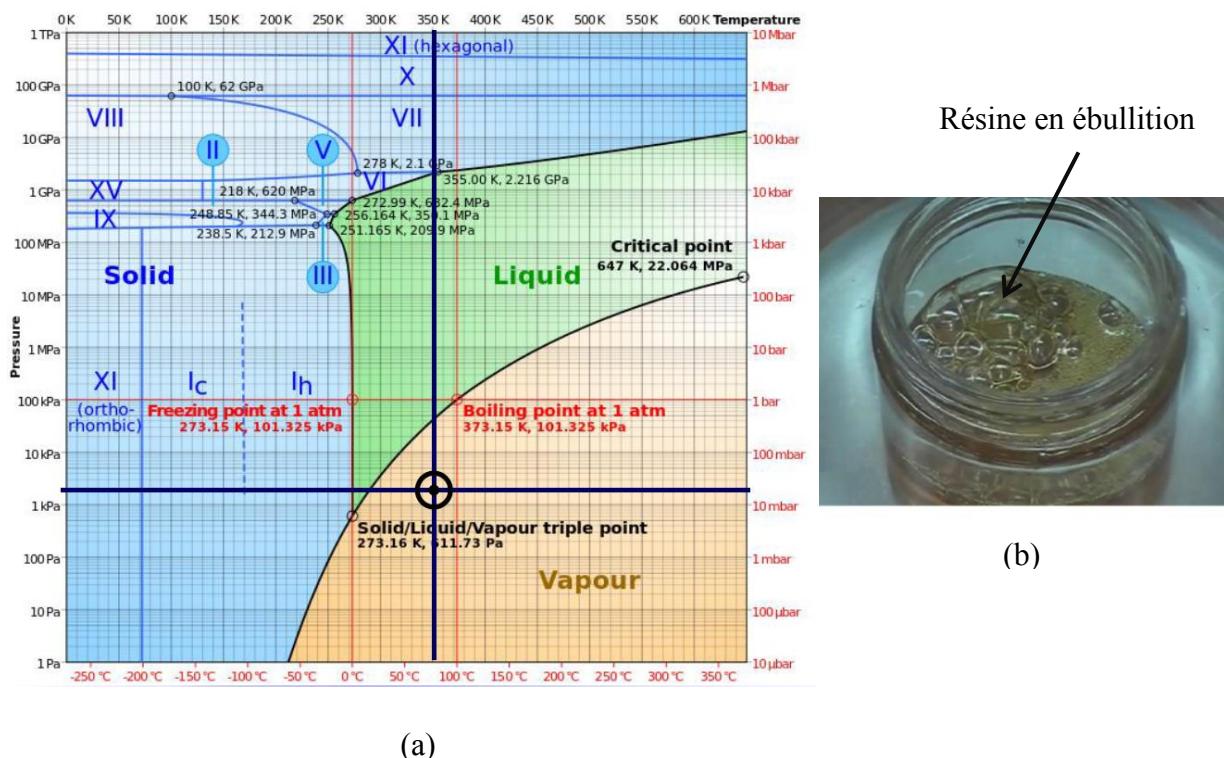


Figure 3-11 : (a) Diagramme de phase de l'eau (« Pressure–temperature phase diagram of water », 2013) et (b) résine en ébullition sous la cloche à vide.

La Figure 3-12 présente quelques-uns des échantillons obtenus lors de l'étude dans le *NanoMoule*. Au microscope (Figure 3-13), on observe que les pièces possèdent une importante quantité de fissures, ceci donne une apparence cristalline à l'œil. De l'échantillon 3 à 9, la dimension de ces fissures diminue et finalement l'échantillon 10 est exempt de fissure, ce qui lui donne une apparence transparente.

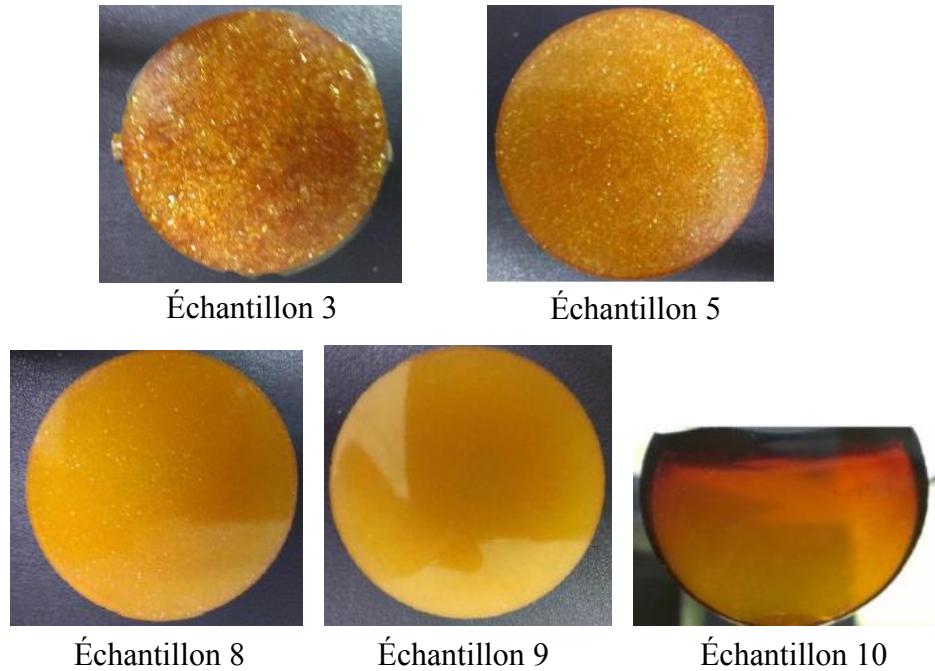


Figure 3-12 : Échantillons de résine phénolique issus de l'étude dans le *NanoMoule*.



Figure 3-13 : Observations au microscope des échantillons de résine phénolique fabriqués au *NanoMoule*.

Le Tableau 3-1 présente la masse volumique mesurée selon la norme D792. On observe une certaine corrélation entre la dimension des fissures et la masse volumique. En supposant constante la masse volumique de la résine pure dans tous les essais, la densité est directement reliée à la porosité fermée dans l'échantillon. Donc, plus les fissures sont petites, plus la masse volumique est haute et moins importante la quantité de porosités fermées.

Tableau 3-1 : Masse volumique des échantillons de résine phénolique mesurée.

	Masse volumique (g/cm³)
Échantillons 3	1,242
Échantillons 5	1,248
Échantillons 8	1,257
Échantillons 9	1,256
Échantillons 10	1,264

Les échantillons 3 et 5 ont subi un cycle de fabrication similaire. Aucun dégazage n'est effectué sur l'échantillon 3, tandis que l'échantillon 5 a subi un dégazage de 2 h 30 à 50°C. Ce dégazage permet d'enlever la quantité de substances volatiles initiales car le degré de polymérisation atteint à la fin de l'étape est de seulement 0.003. Au microscope, on dénote une diminution importante de la longueur des fissures, ce qui apparaît à l'œil comme une diminution de la dimension des cristaux. On observe aussi une masse volumique plus élevée sur l'échantillon 5. Pour contrer le problème d'ébullition lors du remplissage de l'échantillon 3, l'injection a été réalisée à température ambiante et la température a été augmentée une fois la cavité du moule remplie.

L'échantillon 8 a été fabriqué à pression atmosphérique pendant tout le cycle de cuisson tandis que l'échantillon 9 a été fabriqué avec une pression de 25 bars appliquée avant le gel de la résine. Leur apparence est très similaire et leur masse volumique est presque égale. La pression de consolidation ne semble avoir qu'une influence mineure sur la formation des porosités. À l'aide des vidéos et du modèle de cinétique de réaction, on observe que les fissures apparaissent très tard dans la polymérisation de la résine, aux alentours de 75 % de polymérisation. La résine étant

déjà rigide à ce moment, il est possible que la pression de consolidation ait peu d'influence sur l'apparition des porosités à l'intérieur de l'échantillon.

À la fabrication de l'échantillon 10, un dégazage de 12 heures à $T1^{\circ}\text{C}$ a été effectué. La longueur de cette période de dégazage a été définie pour que la pression de consolidation soit appliquée juste avant la gélification de la résine. Cette procédure permet d'enlever la quantité de matières volatiles initiale dans la résine, mais aussi la quantité d'eau créée jusqu'à l'atteinte de la gélification à environ 30 % de polymérisation. Pendant toute la durée de la fabrication, la résine a été en ébullition à l'instar de l'essai sous la cloche à vide. L'échantillon ainsi obtenu est transparent, ne comporte aucune fissure et possède la plus grande masse volumique.

Le taux de porosité a été calculé à partir des mesures de densité de la manière suivante :

$$Taux\ de\ Porosité = 1 - \frac{\rho_{échantillon}}{\rho_{max}} \quad (3.5)$$

La Figure 3-14 montre l'évolution du taux de porosité dans l'échantillon en fonction du degré de polymérisation atteint à la fin de la période de dégazage. Le degré de polymérisation est calculé à l'aide du modèle développé à la section 3.1. On observe que plus la réaction de polymérisation est avancée à la fin du dégazage, plus le taux de porosité est faible. Ces résultats montrent bien l'influence du dégazage sur la formation de porosité.

Les échantillons 8 et 9 fabriqués avec une pression de consolidation de 1 et 25 bars respectivement se retrouvent au même endroit sur le graphique. Ceci impliquerait que la pression n'est pas d'influence sur le taux de porosité. Toutefois, l'application d'une pression de consolidation peut avoir une influence qui n'aurait pas été détectée dans cette étude.

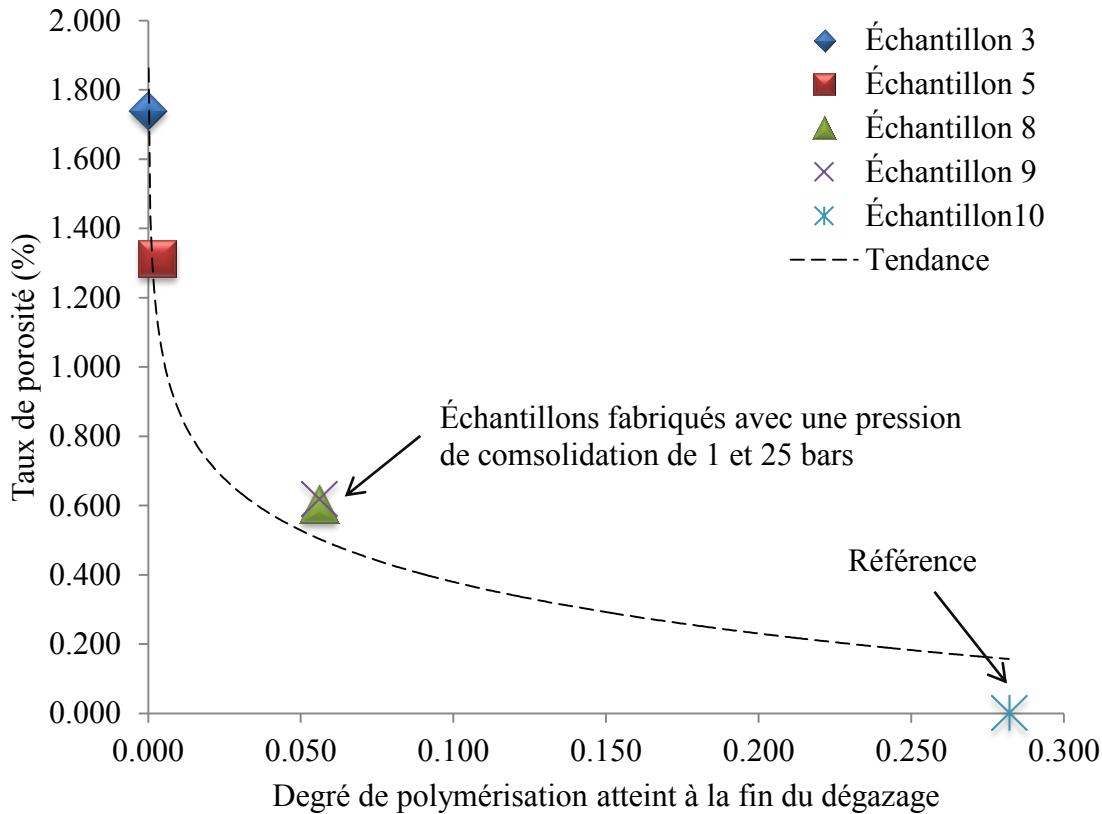


Figure 3-14 : Porosités observées dans les échantillons avec différents cycles de dégazage.

3.3.3 Conclusion de l'étude au *NanoMoule*

L'étude de polymérisation au *NanoMoule* a permis d'identifier plusieurs paramètres importants pour la fabrication de la pièce de tuyère. À l'approche de la gélification, la phase de l'eau influence de manière importante la porosité. Le dégazage de la quantité initiale de matières volatiles dans la résine permet de diminuer la porosité et de faciliter le remplissage du moule. L'influence de la pression de consolidation sur les porosités semble minime dans les conditions de l'étude. Finalement, plus le dégazage est maintenu longtemps dans le processus de polymérisation avant le gel, moins l'échantillon possèdera de porosités.

Il est à noter que dans tous les cas étudiés, le taux de porosités obtenu est faible par rapport à la valeur requise du partenaire industriel de 5 à 10 %. Toutefois, pour l'instant, il est difficile de prédire comment se comportera la résine en présence d'un renfort de fibre. Dans le cadre du projet, il n'a pas été possible de réaliser d'échantillons avec renfort à l'intérieur du *NanoMoule*.

Cependant, avant l'injection de la pièce de tuyère, des plaques ont été produites sur un autre moule, celles-ci apportent des informations pertinentes sur les porosités en présence de renfort.

À partir de la masse volumique de la résine de l'échantillon 10, du taux de fibre de 33 % obtenu à l'étape de préformage et du critère du partenaire sur la densité apparente (1.35 ± 0.07), un nouveau critère de taux de porosités peut être calculé. Celui-ci varie de 1 à 11 %. Parce qu'il est moins contraignant que le premier critère sur le taux de porosité (5 à 10 %), le critère sur la densité apparente n'est plus discuté jusqu'au chapitre sur la fabrication de la pièce de tuyère.

CHAPITRE 4 DÉFINITION DU PRINCIPE D'INJECTION

La polymérisation de la résine et la perméabilité du renfort ont été étudiées, il a été possible d'aborder la définition du principe d'injection dans le moule. Cette étape consiste à fixer les paramètres qui influenceront l'écoulement de la résine liquide à l'intérieur du moule. Ces paramètres sont la quantité et la position des évents, des ports d'injection et diffuseurs de résine, la position de la pièce lors de l'opération d'injection et la dimension de la cavité de compaction. Ces paramètres de conception du procédé sont optimisés conjointement avec la conception du moule d'injection présenté au prochain chapitre parce que des contraintes géométriques pourront aussi les influencer. La définition des paramètres a été appuyée par une simulation de l'écoulement à l'intérieur du moule qui valide les concepts énoncés et qui définit le temps d'imprégnation du renfort.

4.1 Définition des paramètres influençant l'écoulement dans le moule

La pièce à fabriquer possède une forme axisymétrique d'un tronc de cône évidé. Pour diminuer au maximum les possibilités de zones sèches à des endroits particuliers de la pièce, il est important que l'écoulement soit aussi axisymétrique. Ceci implique que les ports d'injections et d'évent soient placés de manière à produire cet effet.

Si un port d'injection est utilisé, il doit être positionné à l'axe de révolution. Cette possibilité a été rapidement écartée car la pièce est évidée. De ce cas, le port d'injection ne pourrait pas être en contact direct avec la pièce et il serait difficile de distribuer uniformément la résine. Tel que présenté à la Figure 4-1, deux ports d'injection ont été sélectionnés et positionnés à 180° sur la pièce. Puisque les gaz sont plus légers que la résine, les ports d'injection sont positionnés à la base de la pièce. Ceci implique que le dernier point imprégné est vraisemblablement l'endroit le plus haut de la pièce. Cette technique devrait réduire la possibilité d'emprisonner des bulles de gaz lors de la fermeture des évents. Ainsi, les évents ont été positionnés au point le plus haut de la pièce pour la même raison. Ils sont positionnés au diamètre externe de la pièce à 90° des ports d'injection car cet endroit est anticipé comme le dernier point à être imprégné. La même logique a été utilisée pour le positionnement des ports d'injection et de sortie du fluide de compaction. Finalement, un diffuseur de résine a été prévu au port d'injection. La résine peut alors circuler dans ce conduit dès le début de l'injection pour uniformiser l'imprégnation sur la circonférence.

La pièce est positionnée de manière à ce que le plus grand diamètre soit en haut. Cette configuration a été choisie pour faciliter les manipulations. Le renfort peut être déposé à l'intérieur du moule et sa position peut être vérifiée avant la fermeture.

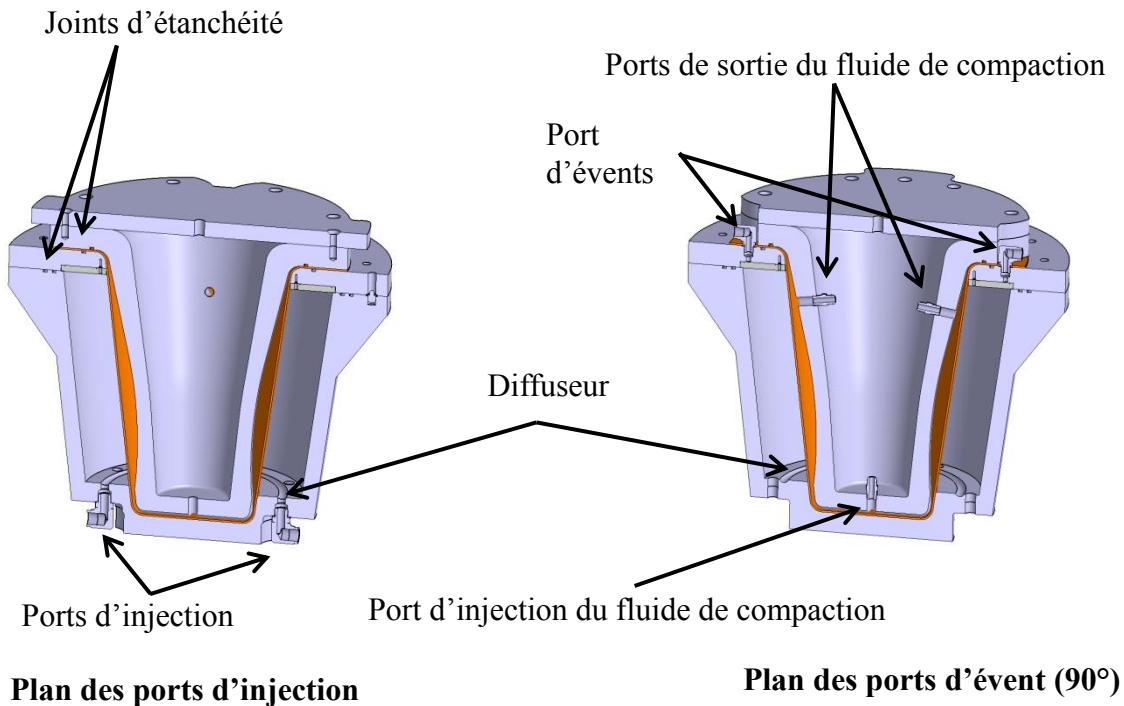


Figure 4-1 : Positions des ports et du diffuseur.

La Figure 1-1 présente le concept du moule d'injection *Polyflex*. Dans celui-ci, une cavité de compaction est utilisée pour faire circuler la résine lors de l'injection et pour forcer un écoulement à travers l'épaisseur de la pièce. Les dimensions de la cavité de compaction doivent être bien définies pour assurer un fonctionnement adéquat du procédé. Dans le passé, les travaux de recherche ont été axés sur les pièces relativement minces, tandis que ce projet vise la fabrication d'une première pièce épaisse d'environ 10 cm. Il a alors fallu s'inspirer des travaux passés pour concevoir la cavité de compaction de la pièce de tuyère.

Daqoune (2007) a défini qu'il existait une plage d'épaisseurs de cavité de compaction idéale pour diminuer le temps d'imprégnation tout en minimisant les zones sèches. Deux phénomènes influencent la définition de la plage : le croisement des fluides d'injection et de compaction

apparaissant quand la dimension de la cavité est trop importante et les pertes de charge dans la cavité de compaction apparaissant lorsque la dimension est trop faible.

Maintenant, l'épaisseur des pièces étudiées par Daqoune étant très faible, la cavité de compaction idéale ne mesure que 1.25 mm. Avec cette épaisseur, les pertes de charge dans la cavité de compaction sont beaucoup plus susceptibles d'influencer l'écoulement qu'avec une pièce (et une cavité) plus épaisse. La formule suivante décrit le débit d'un écoulement laminaire entre deux plaques parallèles fixes. Sans tenir compte de l'imprégnation à travers l'épaisseur, c'est le type d'écoulement qui entre en jeu dans la cavité de compaction pendant l'étape d'injection:

$$Q = \frac{\Delta P * h^3}{12 * \mu * L} \quad (4.1)$$

La hauteur de la pièce de tuyère est similaire à la longueur du moule (L) de Daqoune, la viscosité (μ) est similaire, tandis que la différence d'épaisseur (h) entre les pièces de Daqoune et la pièce de tuyère est de 40 fois. Une augmentation de 40 fois le débit (Q) mène à une augmentation de seulement 3.4 fois l'épaisseur (h) de la cavité pour garder une perte de charge (ΔP) similaire. Avec une cavité de compaction de plus de 5 mm, le temps d'injection devrait rester relativement bas car les pertes de charge seraient équivalentes à celles de la dimension idéale de Daqoune. Ce calcul est sommaire, mais donne quand même, en l'absence de règles de conception définies, une première indication sur les similitudes entre les deux montages. En doublant la contrainte obtenue, on obtient une cavité de compaction de 10 mm tel que montré à la Figure 4-2 (a) et une perte de charge potentiellement 8 fois inférieure à celle du montage idéale de Daqoune.

Pour ce qui est du croisement des fluides de compaction et d'injection, celui-ci est influencé essentiellement par le ratio entre le volume de la cavité de compaction et celui de la résine à injecter. En gardant un ratio plus faible que celui des pièces de Daqoune (ratio près de 1), la résine devrait rejoindre la fin de la cavité de compaction avant la fin de l'étape d'injection. Ceci permet d'envisager que le phénomène de croisement des fluides n'ait pas lieu car la cavité de compaction serait complètement remplie avant l'injection du fluide de compaction.

Par la suite, pour allonger l'étape de compaction, qui peut être plus rapide que l'injection, la cavité de compaction a été augmentée jusqu'au maximum envisageable. Ce maximum est défini par une contrainte géométrique de la membrane flexible. Cette membrane possède une déformation admissible (ϵ_s) de 1 % avant rupture. Il faut donc respecter cette déformation

maximale entre les deux positions que prend la membrane. La Figure 4-2 (b) présente la dimension maximale admissible en gardant la forme initiale et finalement, la Figure 4-2 (c) présente la dimension maximale sans spécification sur la forme. Dans ce dernier cas, la cavité prend la forme d'une parabole, géométrie naturelle de déformation d'une membrane soumise à une pression. C'est cette dernière configuration qui a été choisie car elle respecte tous les critères énoncés pour le bon fonctionnement du procédé.

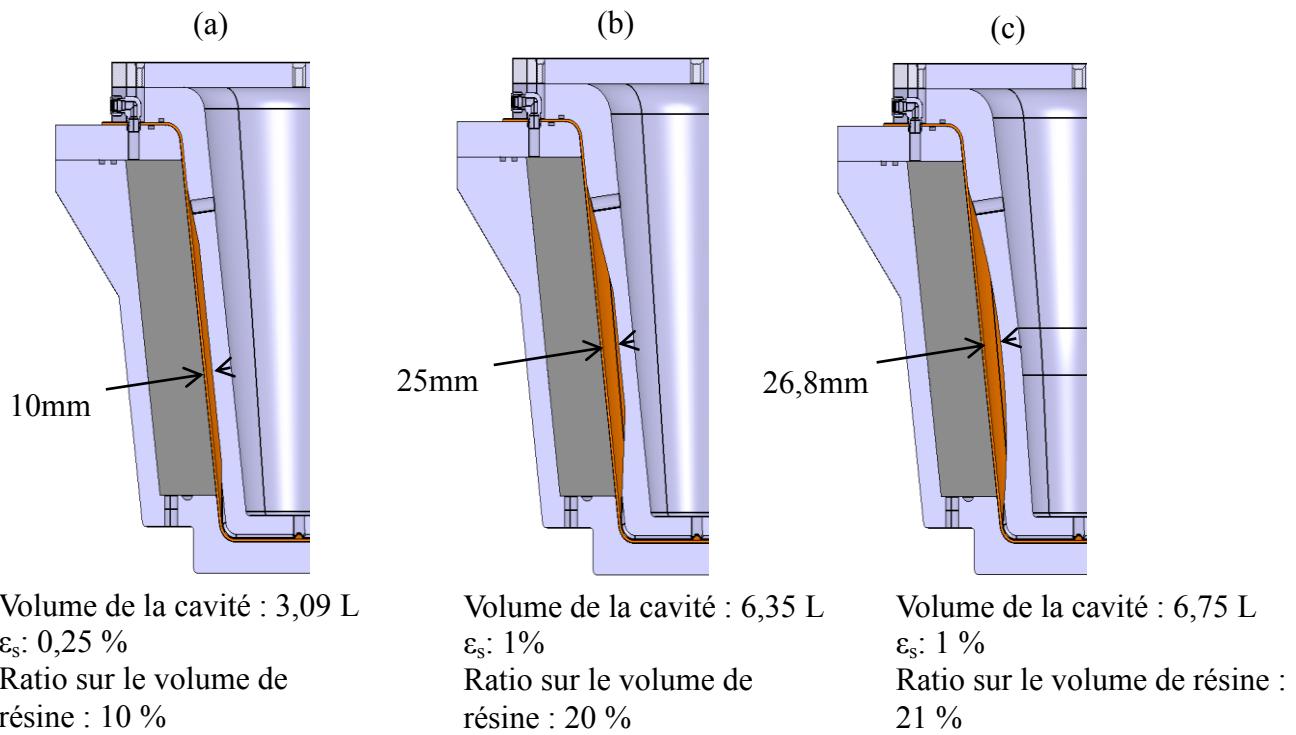


Figure 4-2 : Forme et dimension de la cavité de compaction du moule de tuyère *Polyflex*.

La Figure 4-3 présente une prédition de l'écoulement de résine à l'intérieur du moule de pièce de tuyère *Polyflex*. Au début de l'injection (étape 1), la résine remplit la base de la préforme, mais rejoint rapidement la cavité de compaction en passant par l'effet de bord à la base de la préforme. En effet, parce la surface à la base de la préforme n'est pas parfaitement plane, il est attendu qu'un espace plus ou moins important reste libre entre la base de la préforme et le moule. Cet espace permet à la résine de voyager vers la cavité de compaction. Les ports d'injection n'ont pas été directement reliés à la cavité de compaction pour assurer le remplissage adéquat du petit

diamètre extérieur. Les points suivants décrivent les étapes attendues lors de l'injection de la résine et de l'imprégnation du renfort :

1. le port d'injection est ouvert;
2. la résine remplit la base de la préforme;
3. la résine rejoint et remplit rapidement la cavité de compaction;
4. l'imprégnation prend place à travers l'épaisseur du renfort;
5. lorsque la quantité de résine désirée est injectée, les ports d'injection sont fermés;
6. les ports de compaction sont ouverts, le fluide est injecté et l'imprégnation à travers l'épaisseur est complétée.

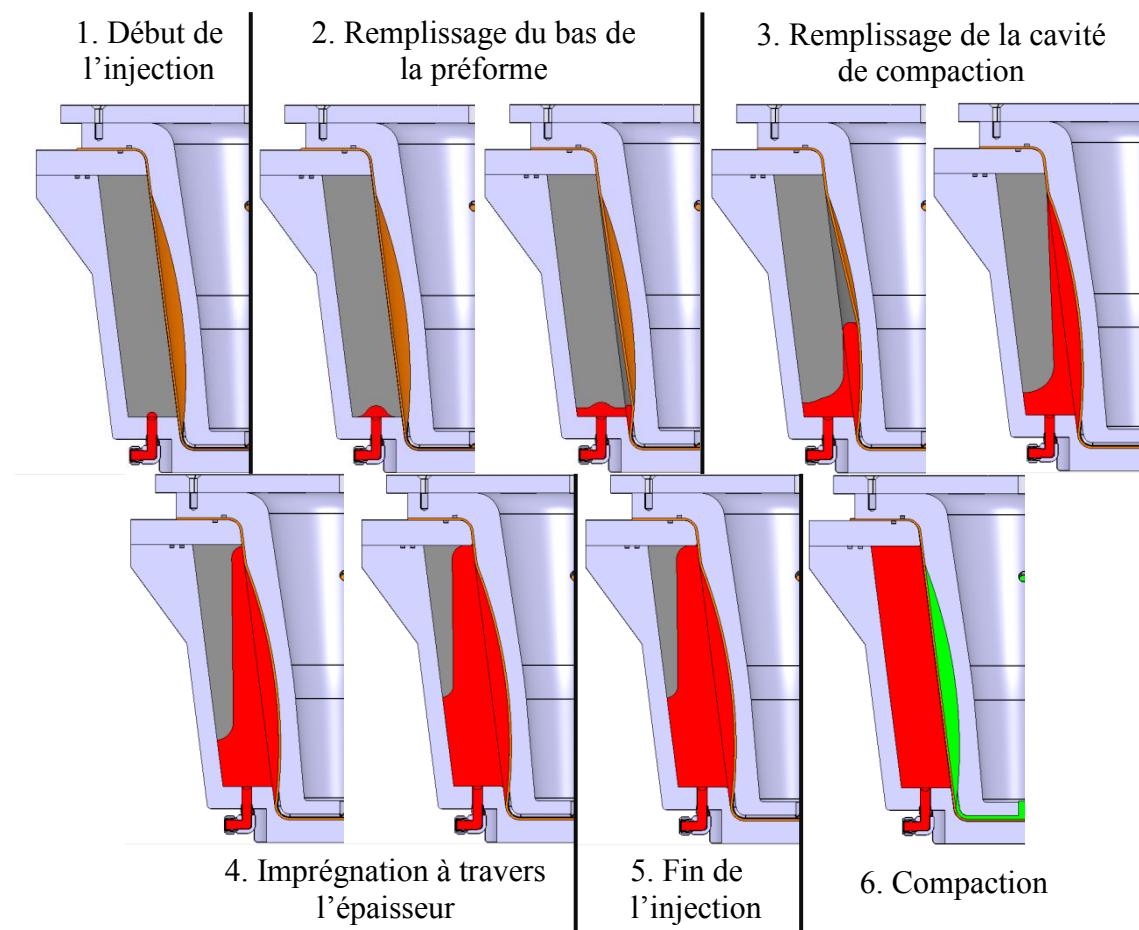


Figure 4-3 : Prédiction de l'écoulement de la résine à travers le moule de tuyère *Polyflex*.

4.2 Simulation de l'injection de la résine

Il est maintenant important de simuler le procédé d'injection afin de valider les hypothèses de dans la section précédente. Pour cette étude numérique, le logiciel *PAMRTM* a été utilisé. Ce logiciel, issu originalement du CCHP, est aujourd'hui le logiciel le plus utilisé par les grands avionneurs au monde. Le logiciel réalise des calculs d'écoulement, thermiques et cinétique de polymérisation en employant des éléments finis non conformes.

Pour cette étude d'écoulement *Polyflex* avec une cavité de compaction, deux modèles géométriques ont été développés. Le premier est un modèle tridimensionnel d'une frange du moule. Ce premier modèle plus complexe représente bien la physique des écoulements, toutefois il est plus long et difficile à utiliser. Le deuxième modèle, en deux dimensions et plus simple à utiliser, doit être validé car il ne représente pas de manière exacte la solution axisymétrique.

4.2.1 Maillage

La Figure 4-4 présente le maillage créée pour la simulation tridimensionnelle. Comme il s'agit d'un écoulement axisymétrique, il a été possible de diviser la pièce en quatre sections. On observe le maillage de la pièce en bleu, la cavité de compaction en vert et le diffuseur de résine en jaune. La Figure 4-5 présente le maillage bidimensionnel du modèle simplifié. Deux zones ont été ajoutées en jaune et rose, celles-ci représentent les différents effets de bord potentiels sur la surface du bas et sur la surface externe de la pièce.

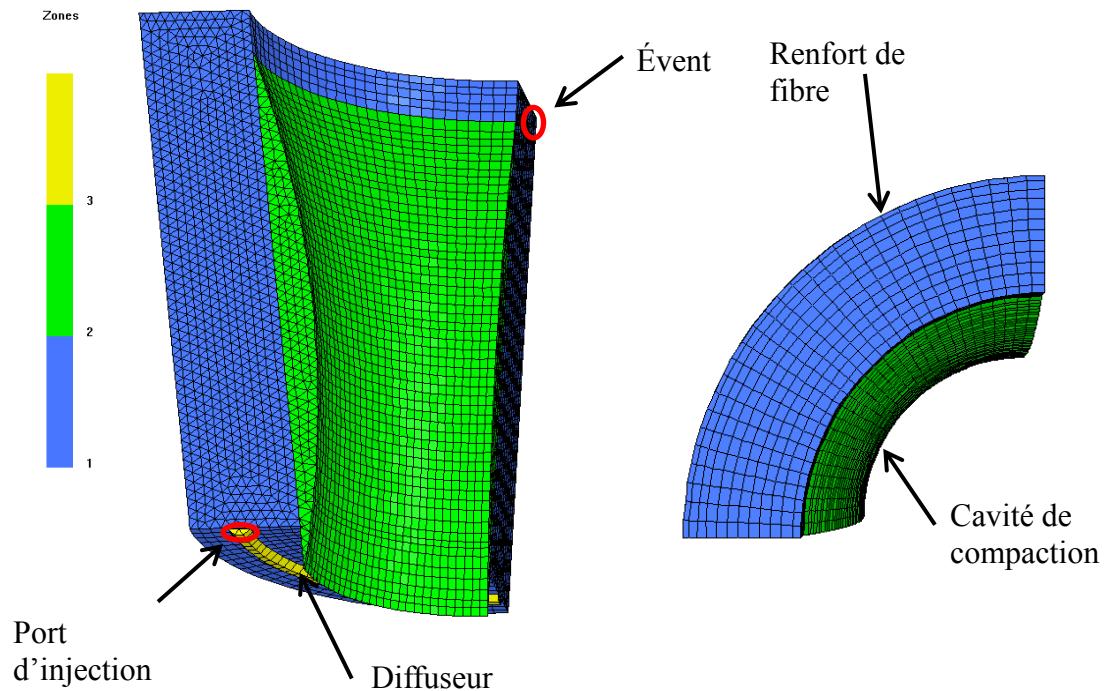


Figure 4-4 : Maillage du quart de pièce pour la simulation de l'écoulement 3D.

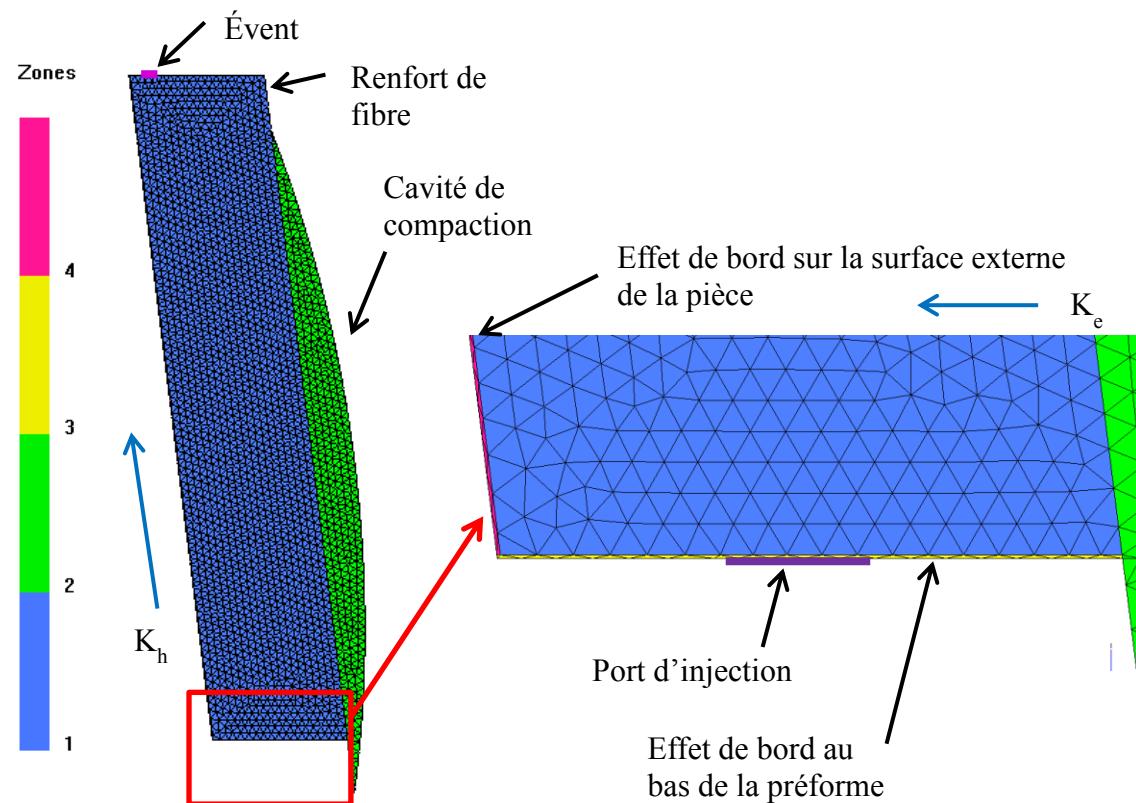


Figure 4-5 : Maillage d'une coupe de la pièce pour la simulation de l'écoulement 2D.

4.2.2 Paramètres de simulation

4.2.2.1 Conditions limites de l'injection

La gamme de fabrication présentée au chapitre 6 n'était pas encore définie lors de la réalisation de cette simulation. La température d'injection a donc été définie constante à $T_1^{\circ}\text{C}$ tel qu'utilisé par le partenaire industriel. Cette température influence principalement la viscosité et la réactivité de la résine. Si la température est modifiée, la forme que prend le front de résine reste inchangée, mais le temps d'injection est influencé proportionnellement au ratio de viscosité.

La pression d'injection de la résine a été fixée à 2 bars, c'est une valeur fréquemment utilisée en industrie. La pression d'injection influence la simulation de manière similaire à la viscosité, à la différence que le temps d'imprégnation est inversement proportionnel à la pression d'injection.

4.2.2.2 Perméabilité du renfort

La moyenne des taux de fibres (V_f) anticipés après l'étape de préformage des trois renforts est d'autour de 33 %. Pour la simulation numérique, il est nécessaire de connaître la perméabilité du renfort à ce taux de fibre. La valeur présentée au chapitre 2 est de $1.266 \text{ E } -11 \text{ m}^2$ pour un taux de fibre de 45 %. À l'aide de la loi de Kozeny-Carman (équation 4.2), il est possible d'obtenir une estimation au taux de fibre désiré.

$$K = \frac{r_f^2}{4k} * \frac{(1-V_f)^3}{V_f^2} \quad (4.2)$$

La valeur de perméabilité corrigée pour un V_f de 33% est de $4.256 \text{ E } -11 \text{ m}^2$. Cette valeur est la perméabilité longitudinale K_h (suivant la hauteur de la préforme) (voir Figure 4-5). Deux valeurs de perméabilité sont encore manquantes, aucune mesure n'a été prise à travers l'épaisseur du renfort (K_e) ni dans la direction circonférentielle (K_c). Étant donné l'ajout d'un diffuseur à la base du moule, la résine ne voyagerait que très peu dans la direction circonférentielle à l'intérieur du renfort, la perméabilité K_c serait donc de moindre importance. Elle a donc été sélectionnée égale à la perméabilité longitudinale.

La perméabilité à travers l'épaisseur est par contre très importante car l'écoulement pourrait se produire majoritairement dans cette direction. Afin d'étudier son influence sur l'écoulement, deux valeurs ont été utilisées pour la simulation numérique. La limite supérieure a été

sélectionnée égale à la valeur mesurée pour K_h . Même si les fibres d'aiguilletages sont placées à travers l'épaisseur, elles ne représentent qu'une faible quantité en comparaison avec les fibres dans le plan. Il est donc très peu probable que la perméabilité à travers l'épaisseur atteigne cette valeur supérieure. La valeur de perméabilité à travers l'épaisseur est généralement considérée comme 10 fois inférieure à celle dans le plan des fibres. C'est cette hypothèse qui a été prise pour calculer la valeur minimum de perméabilité.

4.2.2.3 Perméabilité de la cavité et des effets de bord

La cavité de compaction est une zone ouverte dans laquelle la résine s'écoule librement. Les équations de Navier-Stokes décrivent l'écoulement qui prend place dans cette cavité ouverte. Toutefois, le logiciel *PAMRTM* utilise plutôt la loi de Darcy qui décrit l'écoulement dans un milieu poreux. Une équivalence a été développée par Hammami, Gauvin, Trochu, Touret, Ferland (1998) pour calculer une perméabilité associée à une cavité libre.

$$K = \frac{h^2}{12} \quad (4.3)$$

En utilisant l'équation 4.3, à l'endroit le plus étroit de la cavité de compaction, on obtient une perméabilité de $5\text{E-}6 \text{ m}^2$. Cette valeur est beaucoup plus élevée que la perméabilité du renfort. Ceci pose problème pour la résolution numérique de la matrice d'éléments finis car l'erreur du solveur est de l'ordre de 10^{-5} . Pour cette raison, une valeur de perméabilité dans la cavité de compaction de 10^3 fois supérieure à celle du renfort a été sélectionnée.

Les espaces pouvant se créer entre la pièce et le moule (voir Figure 4-5) ont été estimés à 0.25 mm. La perméabilité d'une telle cavité aurait une valeur de $5.2\text{E-}9 \text{ m}^2$. Cette valeur a été utilisée pour simuler les deux effets de bord. Le Tableau 4-1 résume les valeurs de perméabilité des modèles.

Tableau 4-1 : Perméabilités utilisées pour les modèles numériques

	Valeur (m ²)
Perméabilité à travers la hauteur de la préforme (K_h)	4,256 E -11
Perméabilité à travers l'épaisseur du renfort (K_e)	(1) 4,256 E -11 (2) 4,256 E -12
Perméabilité dans la direction circonférentielle (K_c)	4,256 E -11
Perméabilité de la cavité de compaction (K_{comp})	4,256 E -08
Perméabilité des effets de bord (K_{eff})	5,0E-6

4.2.2.4 Viscosité de la résine

À la température d'injection de T1°C, la réaction de polymérisation est particulièrement lente (13 heures pour l'obtention de la gélification à 30 % de polymérisation). La durée de l'étape d'injection de résine est estimée à moins d'une heure. Sur cette courte période, l'influence de l'avancement de la réaction sur la viscosité serait minime. L'hypothèse d'une viscosité constante pendant le cycle d'injection semble donc une approche adéquate. La mesure de la viscosité de la résine est présentée au chapitre 3. À la température de T1°C, la viscosité est de 0.08 Pa·s. Cette valeur constante a été employée pour les études numériques d'écoulements.

4.2.3 Différence entre la simulation RTM et le procédé *Polyflex*

Dans la présente simulation numérique, lors de l'arrivée de la résine dans la cavité de compaction, il faut faire l'hypothèse que la membrane se déformerait rapidement laissant s'écouler la résine librement. Cette hypothèse semble viable car, le vide est tiré dans les cavités pièce et de compaction du moule d'injection. Ainsi, la membrane est au repos avant l'arrivée de la résine et elle pourra se déformer facilement avec une faible différence de pression. Cette simplification est nécessaire car le logiciel ne permet pas de faire une simulation qui intégrerait la déformation élastique de la membrane et l'interaction fluide-structure.

Lorsque le volume de la résine nécessaire est injecté, il reste à imprégner 21 % de la pièce (voir Figure 4-3 (5)). Ce remplissage se réalise à l'aide du fluide de compaction avec les ports d'injection fermés. Le logiciel *PAMRTM* ne permet pas de simuler cette interaction entre deux fluides à travers une membrane déformable. Pour pallier à cette limitation, il doit être considéré

que la résine continue à être injectée par le port d'injection. Ceci ne permet pas de prédire la déformation de la membrane mais permet de prédire l'écoulement à l'intérieur du renfort fibreux. Cette approximation validée dans des travaux passés semble le plus efficace pour prédire les écoulements complexes du procédé *Polyflex*.

4.2.4 Résultats de la simulation numérique

4.2.4.1 Comparaison des simulations 2D et 3D

Les résultats des simulations 2D et 3D sont présentés à la Figure 4-6. On observe sur la simulation 3D que le diffuseur de résine uniformise bien le remplissage à travers la circonférence de la pièce. Le léger retard pris dans la coupe de droite est rapidement rattrapé au début du remplissage. On remarque une bonne similitude entre la forme du front de résine des deux simulations. La différence majeure est au niveau du temps de remplissage, la simulation 3D est 33 % plus lente que la simulation 2D. Cette différence possède une explication physique. Dans les 2 simulations, le temps total de remplissage est principalement défini par l'écoulement à travers l'épaisseur du renfort. Dans la simulation 2D, cet écoulement est de type unidirectionnel tandis que dans la simulation 3D, l'écoulement à travers l'épaisseur est radial divergent (d'un rayon plus petit vers un rayon plus grand). À l'aide des solutions analytiques découlant de la loi de Darcy (équations 4.4 et 4.5), il est possible d'obtenir le ratio théorique entre les temps de remplissage des deux situations. En prenant les rayons moyens intérieurs et extérieurs de la pièce, le ratio calculé est de 1.18 (équation 4.6). La différence entre les temps de remplissage obtenus est grandement réduite en tenant compte de ce facteur. Deux autres facteurs peuvent expliquer la différence restante. Premièrement, le remplissage du diffuseur de résine à la base de la pièce prend quelques secondes. Ensuite, on observe un léger retard du remplissage de la coupe de droite sur la coupe de gauche sur la simulation 3D, ceci implique un écoulement circonférentiel pouvant aussi causer une différence sur le temps de remplissage.

$$t_{uni} = \frac{\mu}{2KP_0} x^2 \quad (4.4) \quad t_{radi} = \frac{\mu}{2KP_0} \left(r_m^2 * \ln \left(\frac{r_m}{r_i} \right) + \frac{r_i^2 - r_m^2}{2} \right) \quad (4.5) \quad \frac{t_{radi}}{t_{uni}} = 1.18 \quad (4.6)$$

Due à sa simplicité, la simulation 2D a été utilisée pour l'étude des écoulements et les comparaisons entre les différentes conditions limites. Pour le calcul du temps de remplissage, un facteur de 1.33 a été utilisé pour corriger la simulation 2D en tenant compte des différences avec la simulation 3D.

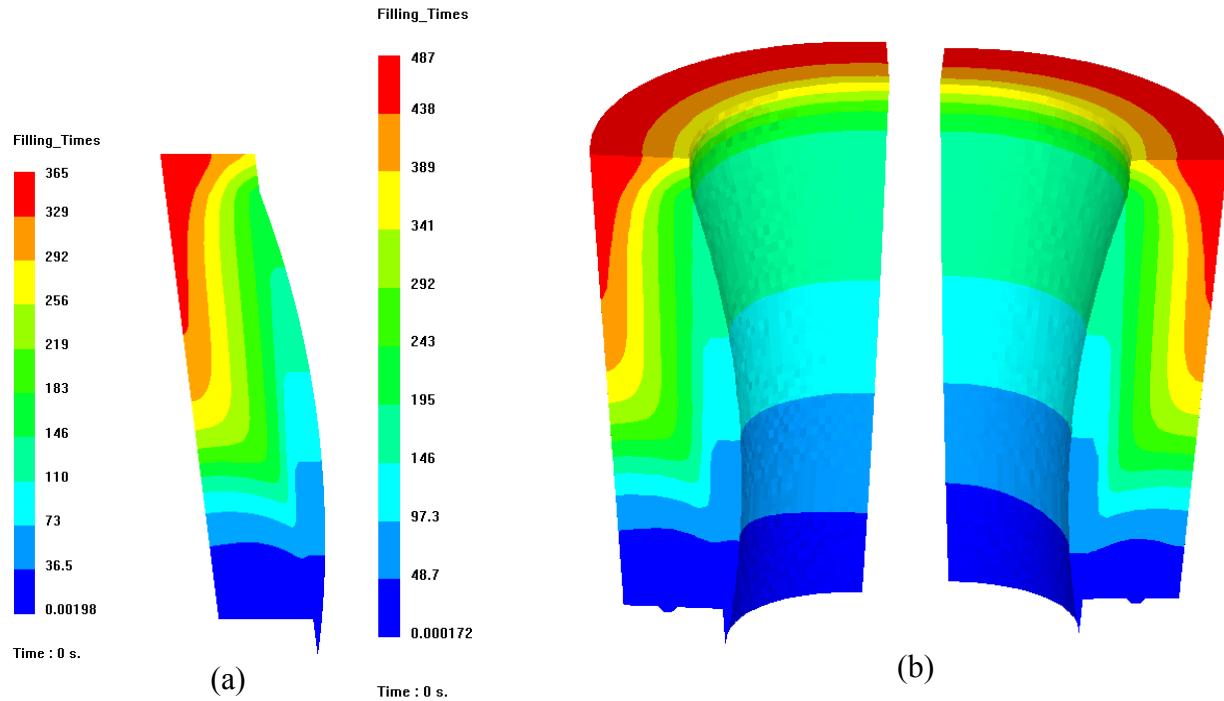


Figure 4-6 : Simulation du remplissage (a) 2D et (b) 3D sans effet de bord ($K_h=K_e=K_c$).

4.2.4.2 Comparaison entre les différentes conditions limites

4.2.4.2.1 Influence de l'effet de bord à la base de la pièce

La Figure 4-7 présente une comparaison entre les simulations sans et avec effet de bord à la base de la pièce. Comme décrit plus haut, cet effet était anticipé et participe activement à la diminution du temps de remplissage. La simulation montre un remplissage beaucoup plus rapide de la cavité de compaction lorsque l'effet de bord à la base est présent. Celui-ci permet une diminution du temps de remplissage d'un facteur de 2.5 par rapport à la simulation sans effet de bord. Toutes les prochaines simulations ont donc été effectuées en tenant compte de cet effet.

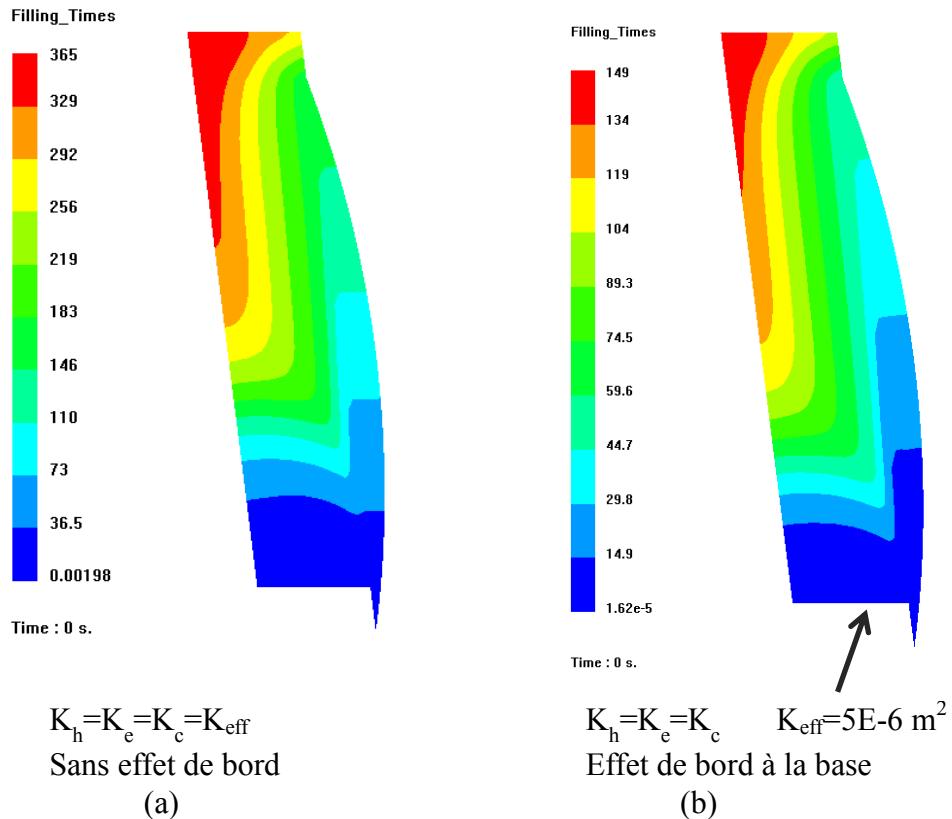


Figure 4-7 : Simulation du remplissage 2D (a) sans et (b) avec effet de bord à la base de la pièce.

4.2.4.2.2 Influence de la perméabilité à travers l'épaisseur

Comme énoncé plus tôt, la perméabilité à travers l'épaisseur n'a pas été mesurée pour ce type de renfort. Des hypothèses ont été émises sur les valeurs limites qu'elle pourrait prendre. La Figure 4-8 présente les simulations numériques des valeurs limites. Avec K_e 10 fois inférieur à K_h , on observe une diminution importante de la vitesse d'imprégnation. Le temps de remplissage est augmenté d'un facteur de 2.1 avec la perméabilité réduite.

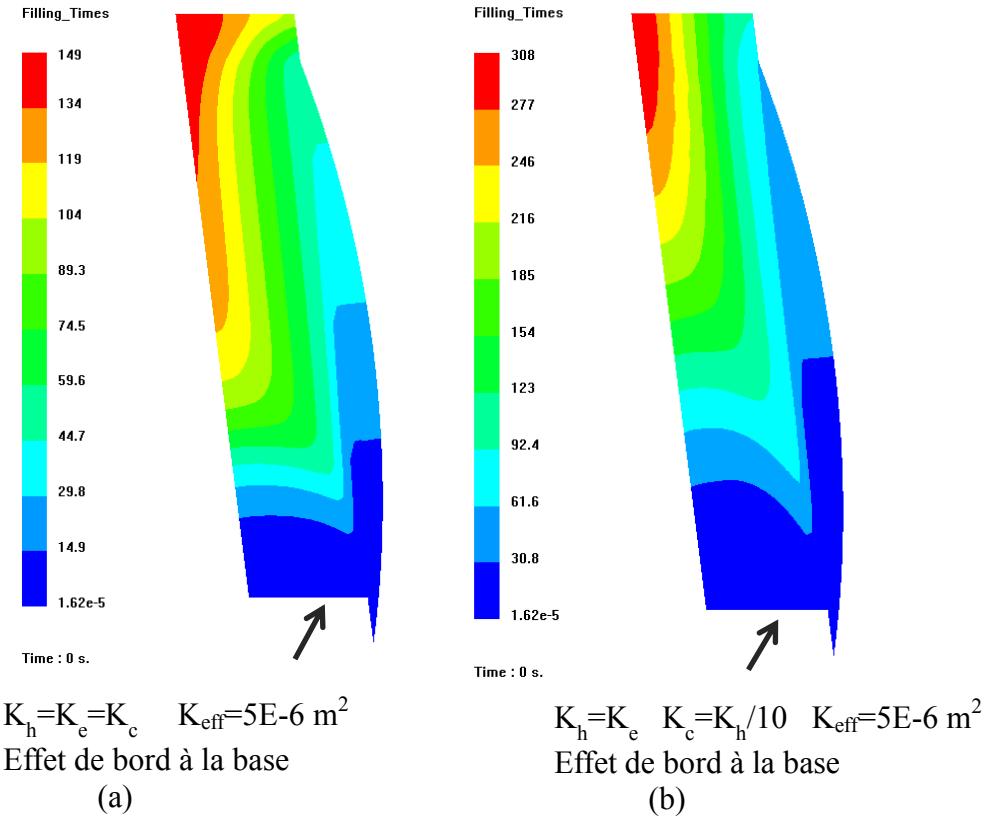


Figure 4-8 : Simulation du remplissage 2D avec une perméabilité (a) égale à travers l'épaisseur et (b) 10 fois inférieures à la mesure effectuée.

4.2.4.2.3 Influence de l'effet de bord sur l'extérieur de la pièce

Une situation supplémentaire a également été simulée, la possibilité d'un effet de bord sur la surface externe de la pièce. Cette possibilité découle du fait que l'étape de préformage ne permet pas d'obtenir une surface parfaitement à l'angle du moule (voir Figure 2-27). Des espaces libres d'environ 0.25 mm peuvent se former à certains endroits. La Figure 4-9 présente l'effet de cette hypothèse sur le front de résine pour les deux valeurs de perméabilité K_e . On observe une influence marquée sur le front de résine. Le temps de remplissage est réduit dans les deux cas par rapport aux simulations précédentes. Sur l'image de droite, on remarque même que le dernier point à imprégner est déplacé vers le centre du haut de la pièce. Cette situation est peu probable car l'effet de bord simulé serait un cas externe en fonction des dimensions obtenues au préformage.

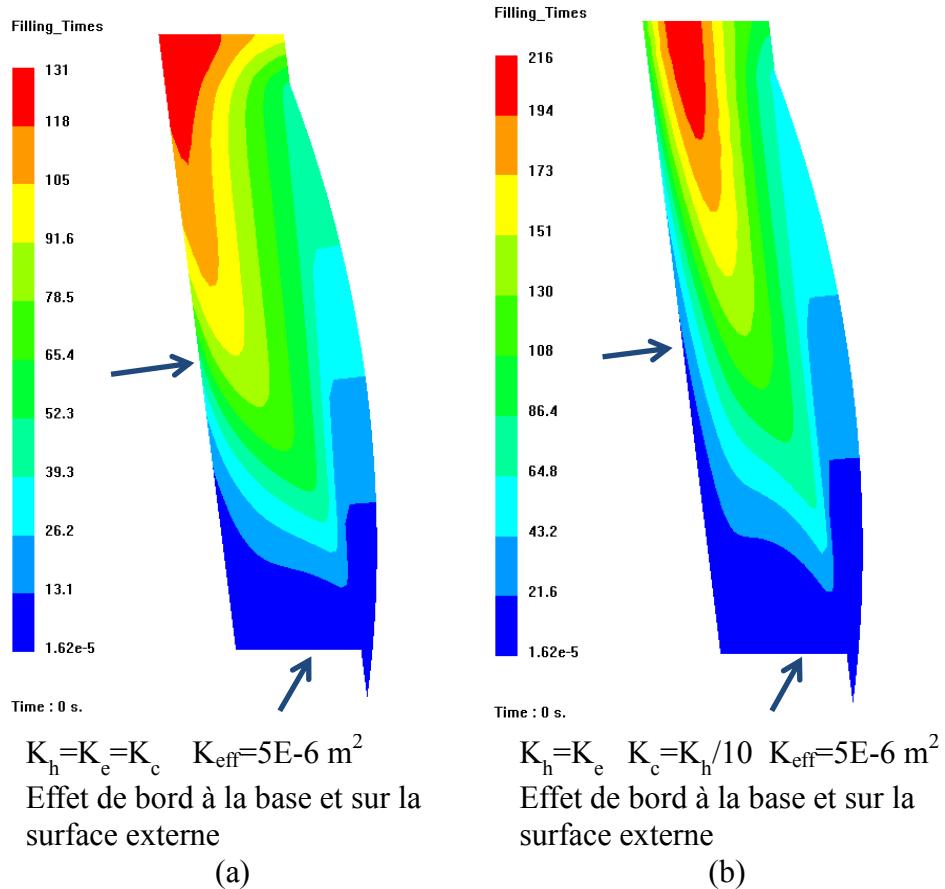


Figure 4-9 : Simulation du remplissage 2D (a) sans et (b) avec effet de bord sur la surface externe.

4.2.4.3 Validation du principe d'injection

À la lumière de ces simulations numériques, les choix des emplacements des ports d'injections et d'évent semblent adéquats. Toutefois, lorsqu'une perméabilité $K_e = K_h/10$ et qu'un effet de bord est simulé sur la surface externe, le dernier point imprégné ne se trouve plus à l'emplacement du port d'évent. Cette simulation représente un cas extrême peu probable, le port d'évent a donc été conservé à l'endroit prévu près du grand diamètre externe. Finalement, les hypothèses effectuées sur la forme que prendrait le front de résine (Figure 4-3) ont été validées par la simulation numérique.

4.2.4.4 Temps de remplissage

La Figure 4-8 et Figure 4-9 présentent les cas retenus comme bornes dans lesquels le remplissage réel devrait se trouver. Les temps varient de 131 à 308 secondes (2.2 à 5.1). À ceux-ci, on applique le facteur de 1.33 pour intégrer le différent type de remplissage et on obtient ainsi des temps d'environ 3 à 7 minutes pour le remplissage complet du moule.

4.3 Conclusion

La prédiction des écoulements a permis de valider le principe d'injection et ainsi la conception de l'outillage. Cette étape de validation est très importante due aux coûts de fabrication du moule et à la disponibilité des renforts coniques aiguilletés. Pour le présent projet, seulement 3 renforts sont disponibles, la validation de procédé de manière numérique a permis d'augmenter considérablement les chances de réussite des premières pièces. Cette étude maintenant réalisée, la fabrication du moule et des pièces composites peut être effectuée.

CHAPITRE 5 CONCEPTION ET PRÉPARATION DES OUTILLAGES

Ce chapitre décrit en détail la conception du moule d'injection et présente l'ensemble des équipements mis en place pour la fabrication. Toutefois, une grande quantité de nouvelles conceptions et de mise à jour de matériel a été nécessaire à la mise en place du site de fabrication dans le tout nouveau laboratoire CGD à Laval. Ces mises à jour, bien qu'indispensables pour cette recherche, ne sont pas détaillées dans ce mémoire.

5.1 Moule d'injection

À part l'injection de résine et de fluide de compaction présentée au chapitre 4, le moule d'injection doit remplir plusieurs autres fonctions pour mener à bien la fabrication de la pièce de tuyère. La liste suivante en définit quelques-unes :

1. Fournir les dimensions finales de la pièce à mouler.

La forme du moule d'injection a été définie par l'étude du préformage. Pendant celle-ci, l'épaisseur des renforts de fibre a été diminuée et les dimensions ont été fixées à l'aide d'une petite quantité de résine. Le moule d'injection doit donc reprendre les dimensions des pièces préformées.

2. Utiliser une membrane pour la fabrication avec une résine phénolique en respectant le principe du procédé *Polyflex*.

Une étude expérimentale a été réalisée pour définir la durée de vie de la membrane soumise au cycle de fabrication.

3. Maintenir l'étanchéité entre les cavités d'injection, de compaction et l'environnement extérieur à la pression de consolidation de 25 bars.

Une étude expérimentale a été effectuée pour définir les dimensions idéales des rainures et des joints pour assurer l'étanchéité des cavités.

4. Posséder une technique d'éjection de la pièce après fabrication.

Il est nécessaire d'ajouter un mécanisme qui peut appliquer une force à un endroit adéquat pour extraire la pièce après fabrication.

5. Permettre à l'eau gazeuse de sortir tout en gardant la résine à l'intérieur du moule.

L'étude de ce sujet particulier est présentée au chapitre 6.

6. Soutenir la pression de fabrication de 25 bars à la température maximale de fabrication de T5°C.

Le choix du cycle de fabrication n'étant pas encore défini, le moule a été conceptualisé en utilisant les paramètres de fabrication maximaux du partenaire industriel. La résistance mécanique du moule à la pression de consolidation en température doit être validée à l'aide d'une étude par éléments finis.

5.1.1 Études des membranes et choix de l'agent démoulant

La résine phénolique n'a pas encore été utilisée pour une application *Polyflex*. Une étude expérimentale est donc nécessaire pour valider le maintien de l'intégrité de la membrane subissant des cycles de fabrications répétés avec cette résine. L'étude a aussi défini l'agent démoulant le plus compatible avec la résine phénolique.

5.1.1.1 Procédure expérimentale

Le banc d'essai utilisé pour l'étude est présenté à la Figure 5-1. Il consiste en un moule chauffé possédant quatre cavités rectangulaires de 3 mm d'épaisseur. Une membrane est installée sur la partie supérieure du montage. La procédure suivante est utilisée pour les essais :

1. application de quatre agents démoulants différents sur chacune des cavités du moule;
2. application des agents démoulants à l'endroit correspondant sur la membrane;
3. dépôt d'un renfort de verre dans chaque cavité du moule;
4. dépôt de 13 ml de résine phénolique par cavité;
5. fermeture du moule à l'aide du cric manuel;
6. application d'une pression d'air de 7 bars sur la membrane;
7. cuisson de la résine à T5°C pendant 1 h 30;
8. reprise des étapes 2 à 7 jusqu'à ce que l'adhérence soit importante sur l'une des cavités du moule;
9. application de l'agent démoulant sur la cavité identifiée et reprise des étapes 2 à 7.

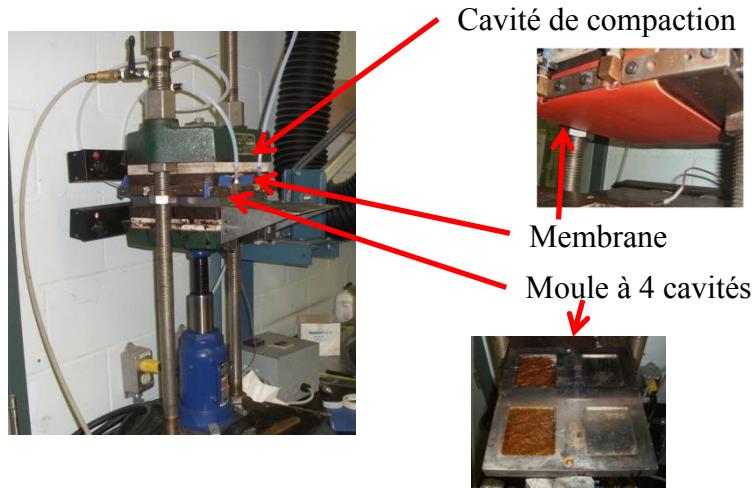


Figure 5-1 : Banc d'essai pour la durée de vie des membranes.

5.1.1.2 Résultats

La Figure 5-2 présente l'état de la membrane après une série de fabrications. Après 16 fabrications, la dégradation de la membrane silicone semble encore minime selon les critères étudiés, soit le changement de couleur et l'apparition de fissures. Au niveau des agents démolants sur la membrane silicone, on observe que le Chemlease et le McLube n'ont pas permis de conserver le fini lustré de la membrane. Cet effet serait dû à une adhésion plus importante de la résine phénolique. Un indice de performance de 1 à 10 a été défini en fonction du changement de couleur observé et du maintien du fini lustré. Cet indice de performance permet de comparer les niveaux de dégradation selon l'agent démolant (voir Figure 5-3).

Sur le moule, deux critères ont été définis, soit le niveau d'adhésion de la première pièce fabriquée après l'application d'une couche d'agent démolant et le nombre de pièces fabriquées avant la nécessité de l'application d'une nouvelle couche. Le Tableau 5-1 présente les indices de performance de ces deux critères sur une échelle de 1 à 10. L'indice sur le nombre d'essais est calculé à partir du nombre de pièces avant l'adhésion en fixant le maximum obtenu à 10 et en multipliant les autres résultats par le ratio du maximum. L'indice sur d'adhésion de la première pièce est pour sa part qualitatif. La Figure 5-3 présente la moyenne des critères de performance

pour le moule et la membrane silicone. Le Frekote 700NC a été choisi comme agent démoulant car il peut être utilisé aussi bien sur le moule que sur la membrane.

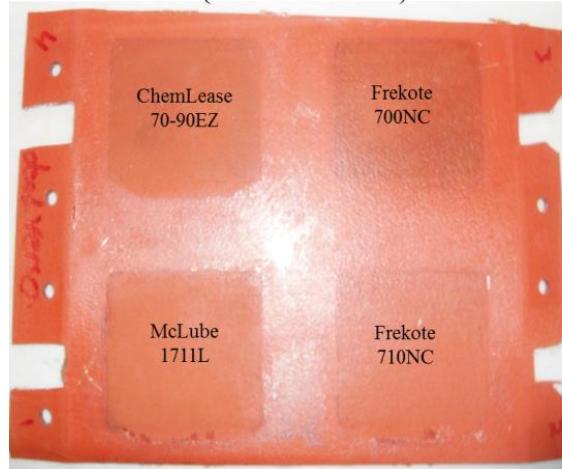


Figure 5-2 : Membrane après 16 fabrications avec un renfort mat et la résine phénolique.

Tableau 5-1 : Indice de performance des agents démoulants sur le moule.

	Nombre de pièces avant une adhésion importante	Indice de performance pour le nombre d'essais	Indice de performance pour l'adhérence de la première pièce
McLube 1711L	2	1,7	4
Frekote 710NC	2	1,7	6
Frekote 700NC	9	7,5	8
ChemLease 70-90EZ	12	10	10

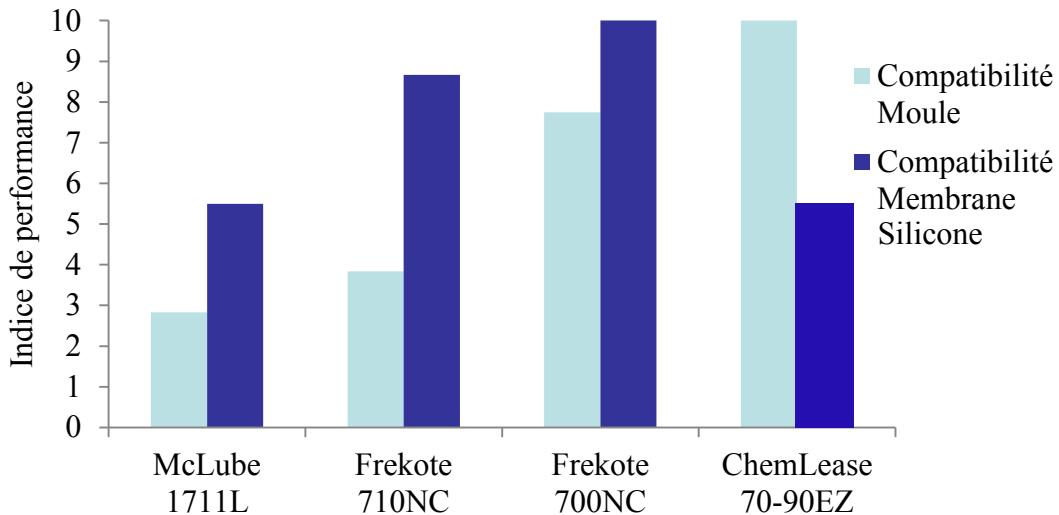


Figure 5-3 : Compatibilité des agents démoulants avec le moule et la membrane silicone.

5.1.2 Essais d'étanchéités

Les dimensions des rainures accueillant les joints d'étanchéités pour deux surfaces planes et rigides en contact sont bien définies dans la littérature. Toutefois, pour un contact entre une membrane flexible et une surface rigide, aucune norme ne peut fournir les informations requises. Il est donc nécessaire de procéder à une étude d'étanchéité pour la définition des dimensions des rainures adéquates. De plus, aucune fabrication *Polyflex* n'a utilisé de pression de fabrication aussi importante (25 bars). Cette étude a également permis de valider la tenue de la membrane à cette pression de compaction à la température de fabrication.

Le montage développé pour cette étude est présenté à la Figure 5-4. L'expérience consiste à augmenter la pression d'huile à l'intérieur d'une chambre fermée couverte par la membrane qui est appuyée sur un joint torique. L'épaisseur des rondelles métalliques utilisées est égale à l'épaisseur des membranes. Ceci permet de laisser le joint créer l'étanchéité en évitant que la compression de la membrane sur le moule en aluminium puisse aussi la créer. La hauteur des cales est modifiée pour en observer l'effet sur l'étanchéité de la chambre. L'expérience s'est effectuée à la température maximale de fabrication de T5°C. Pour chaque dimension de cale, la pression est augmentée progressivement jusqu'à 28 bars.

Une fois la pression augmentée à la valeur définie, la chambre est isolée pendant 10 minutes et la chute de pression enregistrée à l'aide d'un manomètre positionné près des ports d'injection. De même, le contour de la membrane est observé pour en surveiller l'apparition de fuites.

La membrane a bien résisté aux conditions de fabrication. Ces essais ont permis de définir des règles de conception des rainures de joint à l'intérieur desquelles, l'étanchéité est maintenue et la membrane n'est pas déformée plastiquement aux zones de contact des joints.

Presse hydraulique

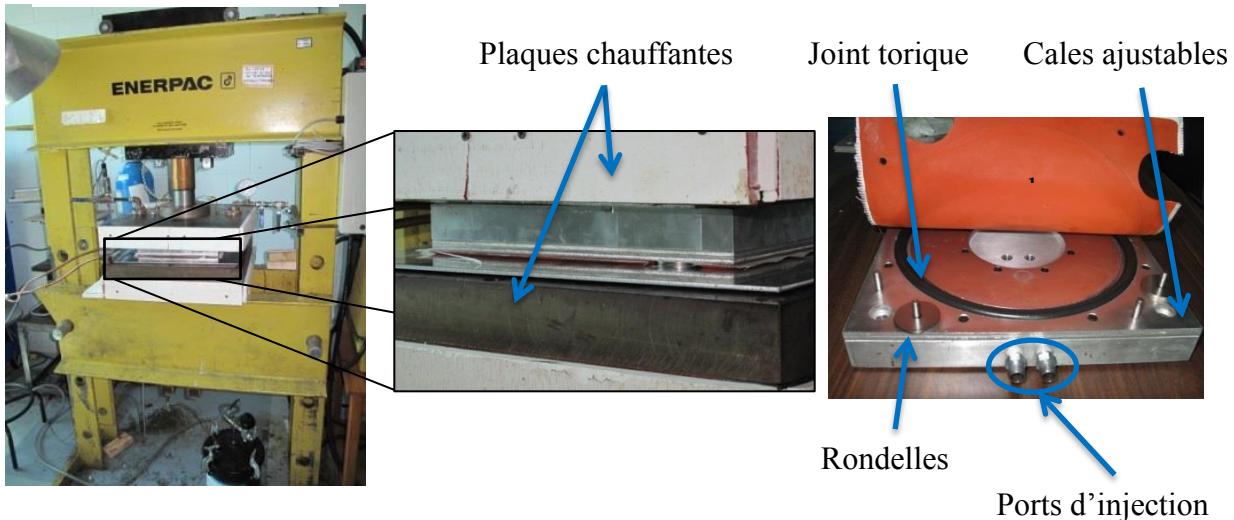


Figure 5-4 : Montage expérimental développé pour étudier le comportement de la membrane et des joints à 28 bars.

5.1.3 Conception du moule d'injection

Même si des problèmes de corrosion avaient été observés sur l'outil de compaction, l'aluminium a quand même semblé être le matériau de choix pour réaliser un moule d'une telle dimension en gardant les coûts de mise en forme relativement bas. Si une forte corrosion vient dégrader le fini de surface du moule, seulement trois pièces doivent être produites. Il est donc très peu probable que la corrosion puisse venir affecter les fabrications au point qu'elles ne puissent avoir lieu. Parallèlement, une étude sur la corrosion a été entamée pour en identifier les mécanismes de formation et trouver des solutions pour en contrer son effet. Malheureusement, les conclusions de

l'étude ne sont pas arrivées à temps pour la fabrication de la première pièce. Cette étude est décrite au chapitre 8.

La Figure 5-5 présente les composants principaux du moule d'injection conçu. Le procédé de moulage en sable, suivi d'un usinage, a été sélectionné après une analyse de coût pour la fabrication des pièces moule intérieur et extérieur (Aluminium A356.2-T6). Les plaques et anneaux ont été usinés directement à partir d'aluminium corroyé 6061-T6.

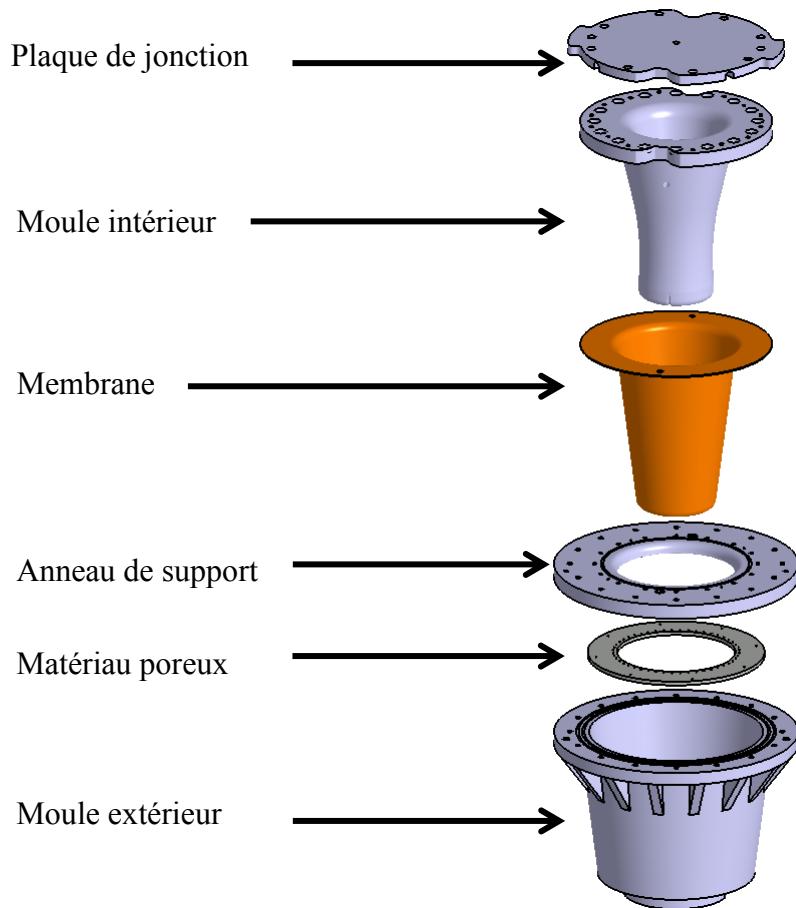


Figure 5-5 : Composants principaux du moule d'injection de tuyère *Polyflex*.

La Figure 5-6 illustre la technique qui a été retenue pour l'éjection de la pièce après la fabrication. L'image de gauche présente la configuration pendant le moulage. L'éjecteur est appuyé sur un écrou rapporté ajusté pour que la face supérieure de l'éjecteur soit alignée avec le

fond du moule. Il est nécessaire de retenir l'éjecteur car, à l'étape de dégazage, une pression de vide le force à sortir vers l'intérieur du moule (si un espace existe entre le moule et le renfort). Cette fonction est remplie par le boulon de maintien de l'éjecteur. L'image de droite présente la configuration en mode éjection. Le boulon de maintien est retiré et le boulon de poussée est ajouté. Celui-ci se visse dans l'écrou rapporté et permet la sortie de l'éjecteur vers l'intérieur du moule en appliquant une force vers le haut sur la pièce.

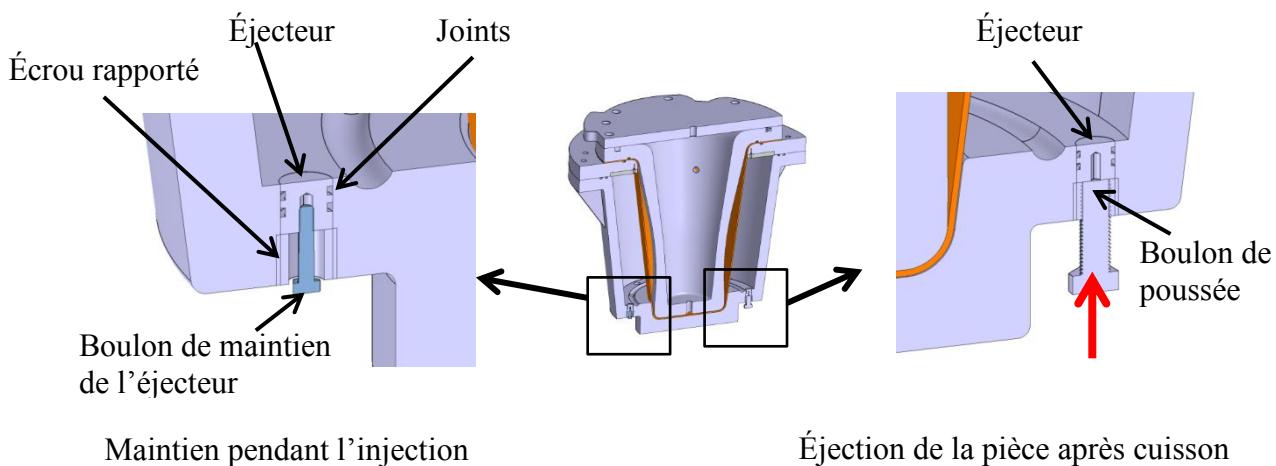


Figure 5-6 : Technique d'éjection de la pièce après fabrication.

5.1.3.1 Analyse mécanique du moule

Une force importante est créée sur le moule pendant la fabrication par l'application de la pression de consolidation de 25 bars. La température possède aussi un effet important sur les limites élastiques des matériaux du moule. Le Tableau 5-2 présente les limites élastiques utilisées sur les différents types d'aluminium du moule. On observe une diminution de 20 % des propriétés à la température de fabrication. Un facteur de sécurité de 3 a été appliqué sur les limites élastiques parce que les charges et températures sont connues et mesurées tout au long de l'expérience. Ce facteur excède celui de 3.5 sur la contrainte ultime décrit par la norme ASME pour la conception de matériel sous pression (Lau, 1999). Toutefois, le moule d'injection est pressurisé par un fluide incompressible à l'aide d'un vérin hydraulique, une énergie minimale est donc accumulée dans le système. Si une fuite survenait, la pression dans le fluide diminuerait très rapidement, n'affectant

pas la sécurité des opérateurs. Finalement, les liaisons utilisées pour simuler les boulons créent des zones de concentrations de contraintes. Ces zones sont négligées car elle ne représente pas adéquatement le chargement à cet endroit. De plus, les matériaux sont ductiles et le nombre de cycles de fabrications ne dicte pas l'utilisation d'une analyse en fatigue.

Tableau 5-2 : Propriétés élastiques des matériaux du moule (Adams et al., 1990).

	Limite élastique à 25°C (MPa)	Contrainte ultime à 25°C (MPa)	Limite élastique à T5°C (MPa)	Contrainte ultime à T5°C (MPa)
6061-T6 (corroyé)	276	310	192	227
A356.2-T6 (moulé au sable)	227	235	123	146

Un modèle d'éléments finis du moule a été conçu pour calculer les contraintes résultant de l'application de la pression de consolidation sur l'assemblage. En tirant profit de la caractéristique axisymétrique (ou presque) du moule, le modèle a été réduit à 1/16 de la circonférence afin d'accélérer les calculs. Le modèle d'éléments finis, créé sur la géométrie du moule, est présenté à la Figure 5-7. En appliquant la pression de 28 bars à l'intérieur du moule (pression maximale des soupapes de surpression), les déformations et contraintes sur l'assemblage ont été calculées. Sur l'image de droite, on observe que les contraintes respectent les limites imposées sur la majorité de l'assemblage. Une zone sur le moule intérieur est encore problématique. Une plaque de 25 mm d'épaisseur a été fixée sur le moule intérieur pour réduire la contrainte de la zone telle que présentée à la Figure 5-8. Sur l'image de gauche de la Figure 5-7, des déformations importantes sont observées à certains endroits. Par exemple, à l'emplacement de contact des joints un espace de 0.15 mm est créé, ce déplacement risque de produire une perte d'étanchéité du moule. Pour pallier à cette déformation, des raidisseurs verticaux sur le moule ont été ajoutés sur la paroi extérieure.

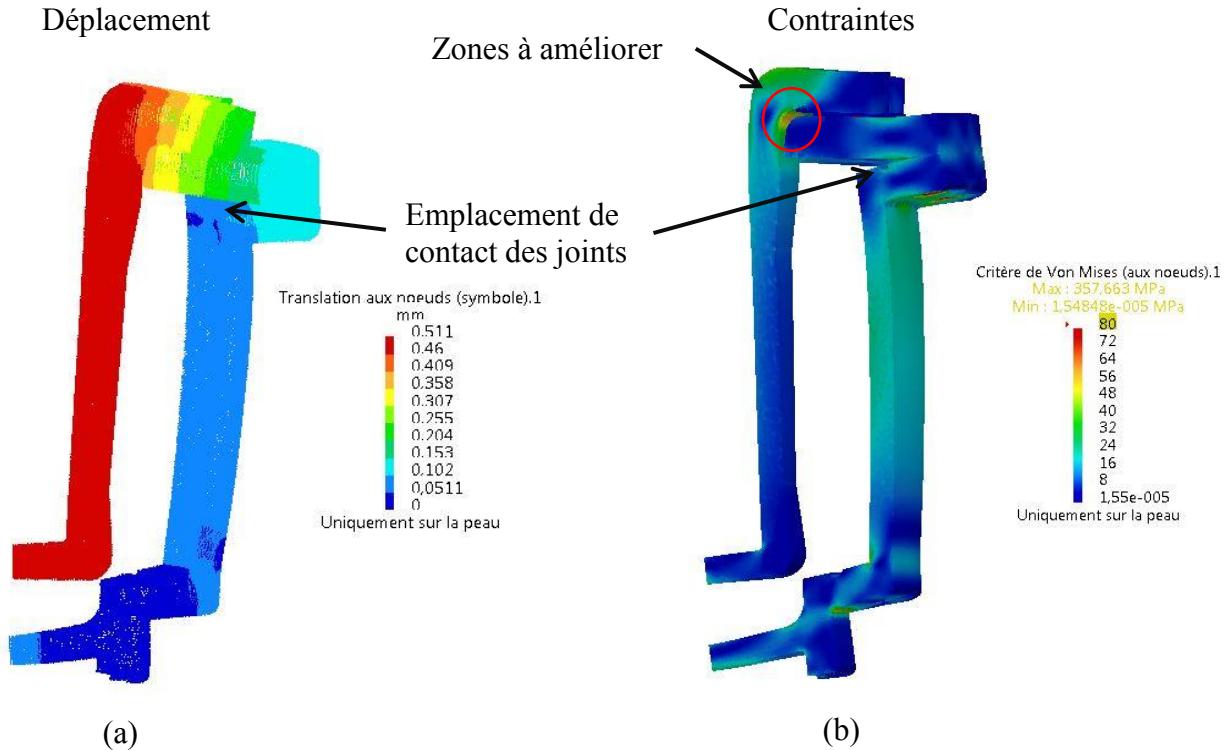


Figure 5-7 : Analyse numérique de la première conception à 28 bars, (a) déformations et (b) contraintes.

Un nouveau modèle d’éléments finis a été créé après l’optimisation géométrique du moule. La Figure 5-9 montre les résultats obtenus avec la nouvelle géométrie. Les contraintes convergent vers des valeurs respectant le facteur de sécurité. L’ouverture créée à l’emplacement du joint est réduite suffisamment pour assurer l’étanchéité du moule sous pression.

Finalement, les boulons de serrage du moule ont pu être dimensionnés. Deux rangées de 16 boulons en acier type 10.9 d’un diamètre de 16 mm et de 12 mm ont été utilisées pour maintenir l’assemblage en place. Les boulons ont été calculés avec un facteur de sécurité de 3 ainsi que couple de serrage défini à 250 N*m.

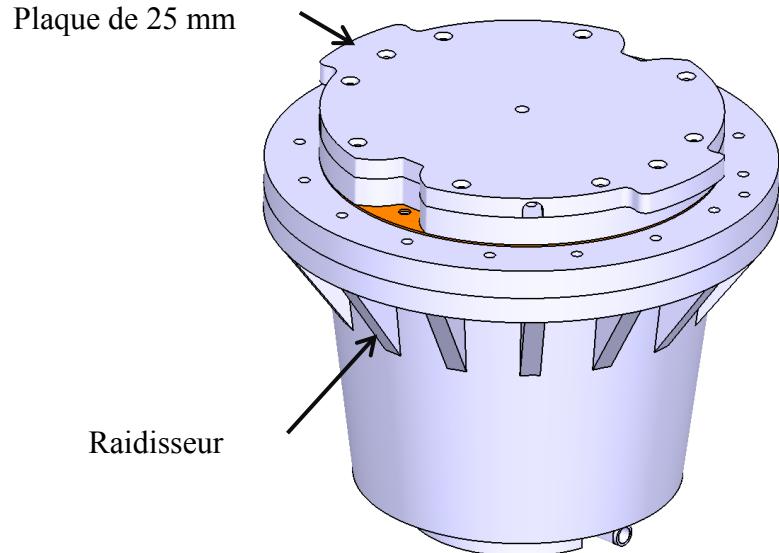


Figure 5-8 : Optimisation de la géométrie du moule après le calcul du premier modèle numérique.

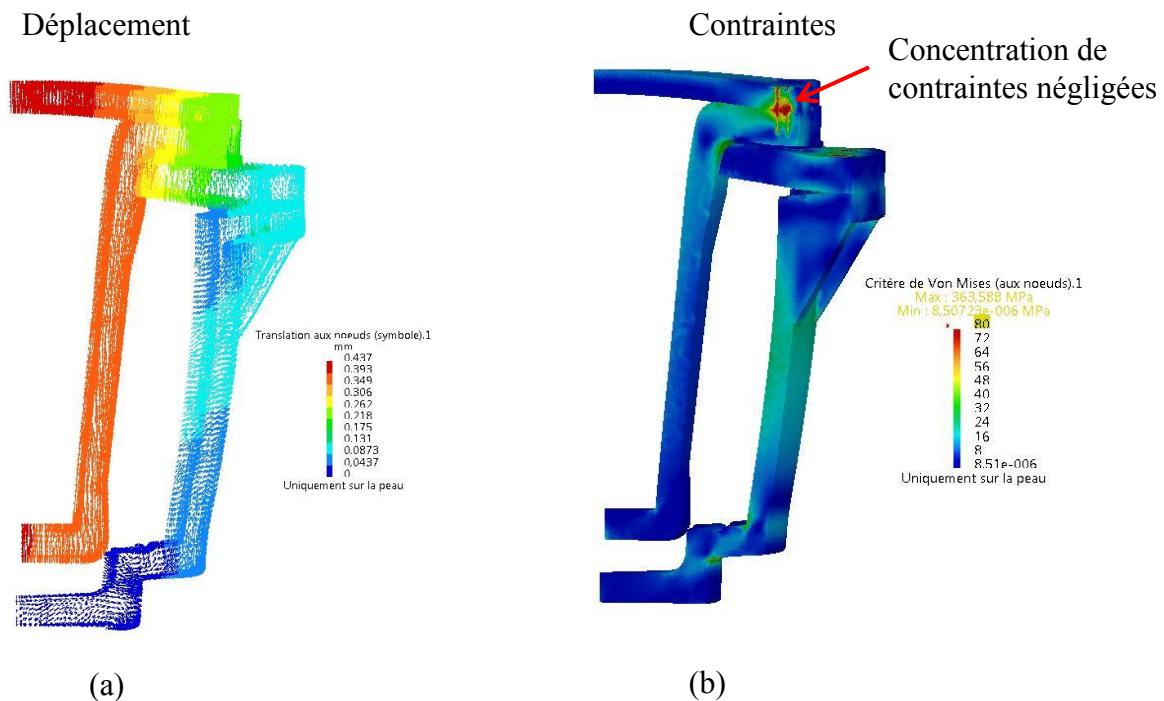


Figure 5-9 : Analyse numérique de la conception optimisée à 28 bars, (a) déformations et (b) contraintes.

5.1.3.2 Fabrication et installation du moule

Après l'analyse mécanique, les dessins de détails de chacune des pièces ont été réalisés. Les sous-traitants ont ensuite été sélectionnés pour la fabrication et un suivi serré de chacune des étapes de fabrication est effectué. La Figure 5-10 présente les deux pièces coulées en aluminium avant la livraison chez l'usineur spécialisé. La Figure 5-11 présente les pièces finales du moule lors de la vérification finale avant livraison. Une fois les pièces fabriquées et livrées, l'assemblage a pu commencer au laboratoire CGD à Laval (voir Figure 5-12).



Figure 5-10 : Moule intérieur et extérieur après le coulage et le traitement T6.

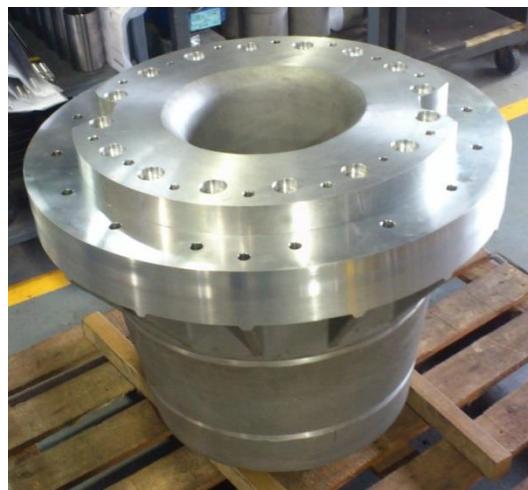


Figure 5-11 : Pièces du moule à la vérification chez l'usineur.



Figure 5-12 : Assemblage du moule au laboratoire.

5.2 Système d'injection

Le système d'injection développé par Ferreira-Benevides (2011) a été repris pour la fabrication (voir Figure 5-13), il consiste principalement en un pot d'injection chauffant pouvant contenir 55 L de résine. La résine est chauffée par l'eau qui voyage dans une cavité cylindrique en contact avec la surface externe du pot. Une machine thermorégulatrice de marque Continental est utilisée pour remplir les fonctions de chauffage et de circulation. Un mélangeur pneumatique est utilisé à l'intérieur du pot pendant toute la durée du chauffage pour uniformiser la température de la résine.

Il faut noter que le procédé *Polyflex* nécessite un contrôle précis de la masse injectée. Le système de mesure utilisé consiste en une balance avec une tête de lecture Ohaus Defender 3000 et d'une cellule de charge de marque Sartorius. Celle-ci permet une tolérance de lecture de ± 10 g à des masses pouvant atteindre 150 kg. Aux fins d'analyse, un logiciel a été développé pour faire l'acquisition de la masse par l'entremise d'un port série branché à l'ordinateur.

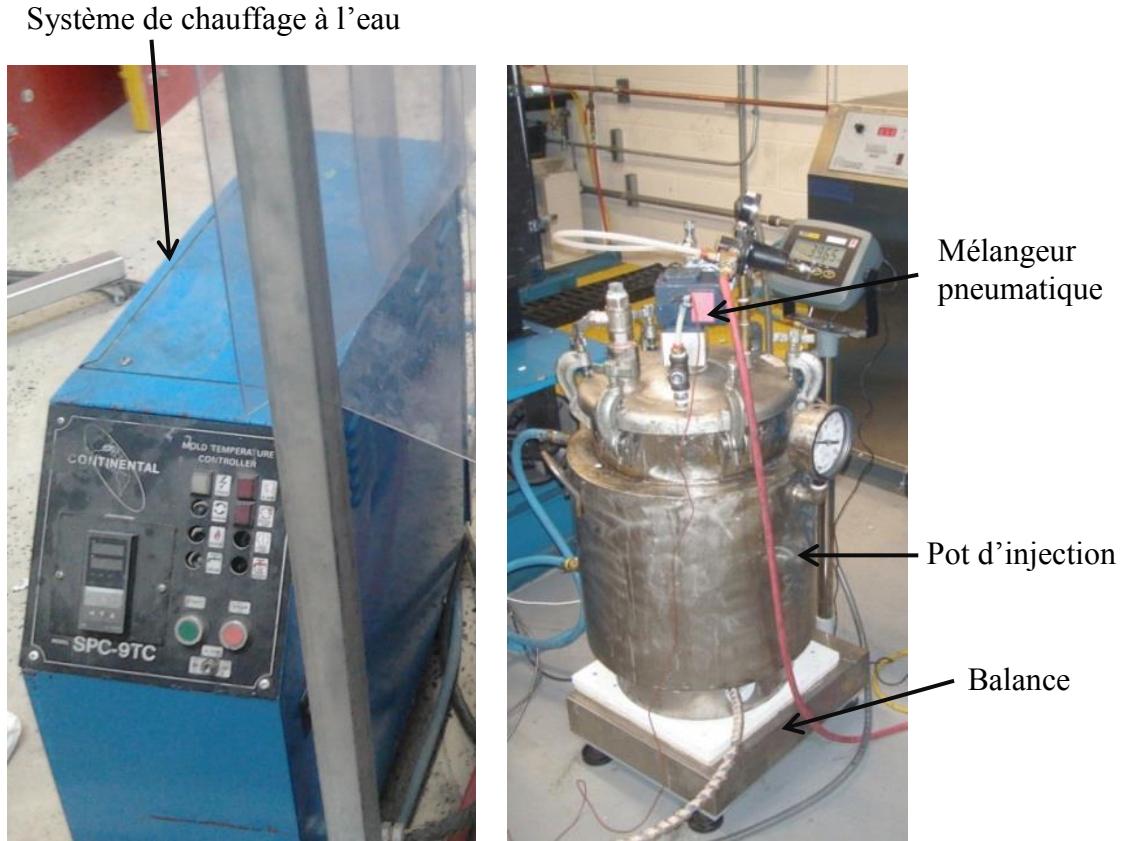


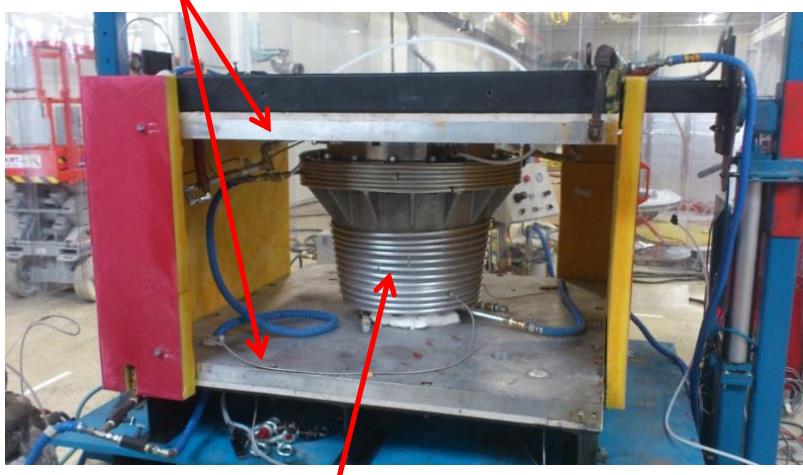
Figure 5-13 : Système d'injection.

5.3 Système de chauffage

Le chauffage du moule a été effectué à l'aide d'une machine de chauffage à l'huile de marque Advantage (voir Figure 5-14). Elle permet la circulation d'huile chaude à l'intérieur de deux plaques d'aluminium en contact direct avec les surfaces horizontales du moule d'injection. Pour augmenter le transfert de chaleur, des enroulements de tubes ont été ajoutés à l'extérieur et à l'intérieur du moule. Ceux-ci sont sélectionnés en aluminium pour sa forte conductivité thermique. La puissance de chauffage est de 15 KW, le débit maximal est de 60 L/min.

Des limiteurs de débit à aiguille ont été installés à l'entrée de chacune des zones de chauffage afin de contrôler les débits dans chaque section du moule. Lors des premiers essais du système de chauffage, les limiteurs sont ajustés de manière à uniformiser les températures aux différents thermocouples du moule d'injection.

Plaques d'aluminium parcourues par des conduits d'huile



Conduits d'aluminium pour le chauffage à l'huile



Machine de chauffage de l'huile

Figure 5-14 : Système de chauffage du moule.

5.4 Fabrication et installation du système de manutention et du four

Le système de manutention du moule d'injection a été récupéré du projet de fabrication du carter de moteur d'avion présenté à la fin du chapitre 1. La Figure 5-15 présente les composantes principales de ce système de levage fonctionnant à l'air comprimé. La hauteur de l'arche a dû être modifiée car la course n'était pas adéquate pour la fabrication de la pièce de tuyère. De même, les vérins ont été installés sur des colonnes d'acier pour que leur course puisse permettre l'ouverture et la fermeture adéquate du moule.

Des panneaux isolants sont aussi nécessaires afin de garder la chaleur à l'intérieur de l'assemblage. À l'instar de l'outil de manutention, les panneaux utilisés pour le carter n'avaient pas les dimensions adéquates, ils ont été complètement refaits. La Figure 5-16 présente les principales composantes des nouveaux panneaux.

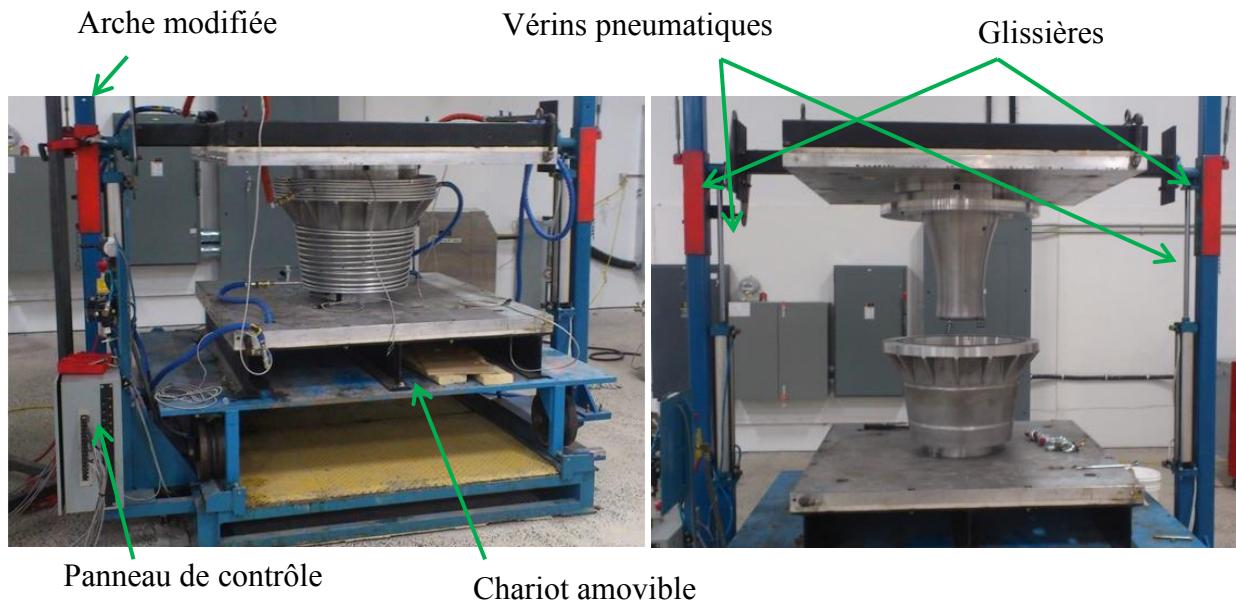


Figure 5-15 : Système de manutention du moule.

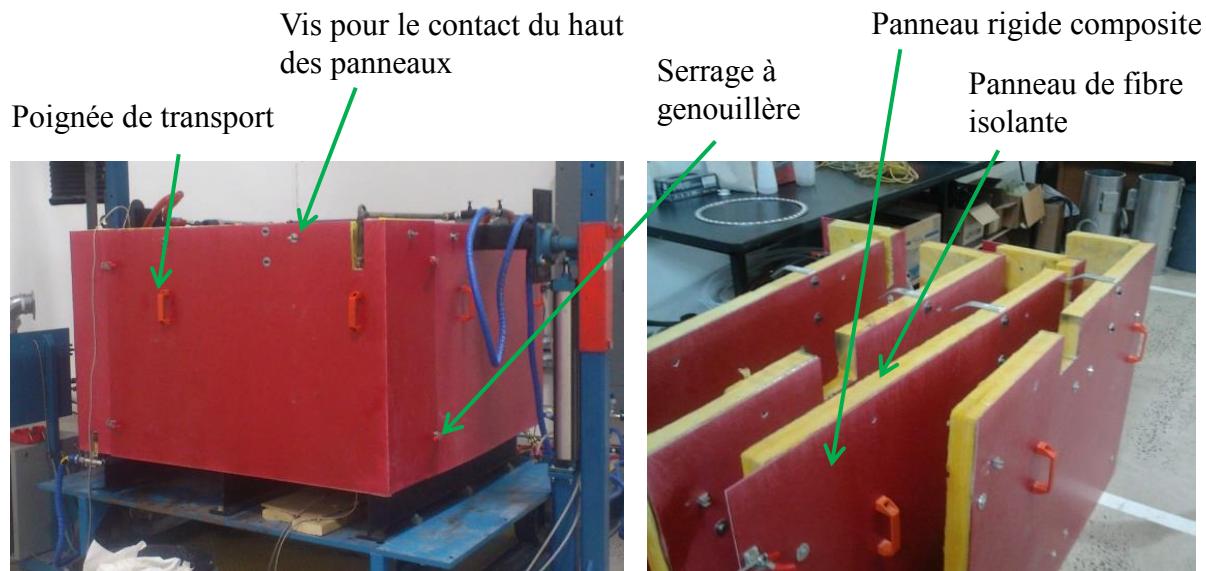


Figure 5-16 : Principales composantes des panneaux d'isolation du moule.

5.5 Acquisition de données

Plusieurs capteurs sont nécessaires pour un suivi adéquat de la fabrication permettant d'analyser les résultats. À cette fin, une série de capteurs de pression et de température a été positionnée de manière stratégique. La Figure 5-17 présente l'emplacement des thermocouples sur le moule, le système de chauffage et le pot d'injection (listée de T1 à T10). Deux capteurs de pression ont aussi été utilisés; le premier fournit la pression dans la résine et le deuxième dans le fluide de compaction. L'acquisition de tous ces capteurs est effectuée à l'aide d'un enregistreur de données de marque Graphtec GL820.

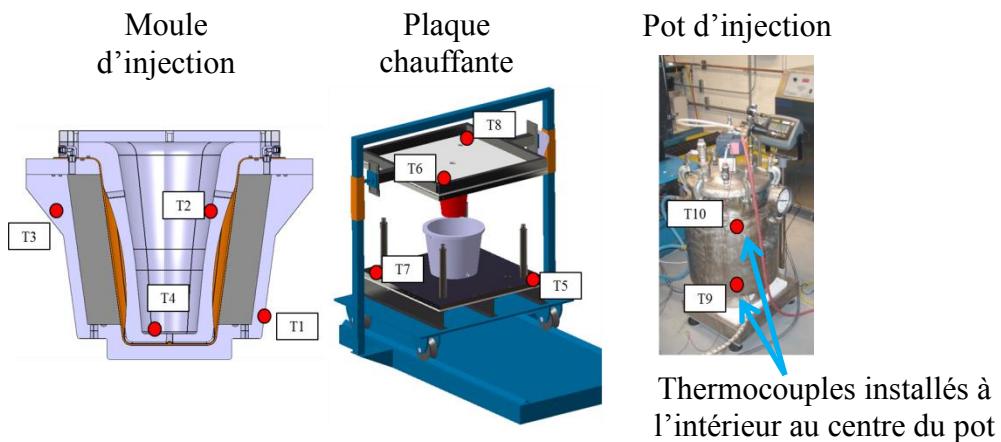


Figure 5-17 : Acquisition de température du moule et du système de chauffage.

5.6 Mise à jour de la machine de compaction

La machine de compaction développée par Ferreira-Benevides (2011) ne pouvait pas directement être utilisée pour le projet car elle avait été conçue pour une pression maximale d'opération de 14 bars. Il a donc été nécessaire de refaire la conception de la machine afin de la rendre compatible aux besoins du projet. Une analyse a d'abord été faite sur la pression et la température maximale de chaque composante du circuit de haute pression (en rouge sur la Figure 5-18). Les composantes ne pouvant pas supporter la pression d'opération de 25 bars et la température de 55°C ont été ainsi identifiées. La machine de compaction a été mise à jour en intégrant des composantes plus robustes (voir Figure 5-19).

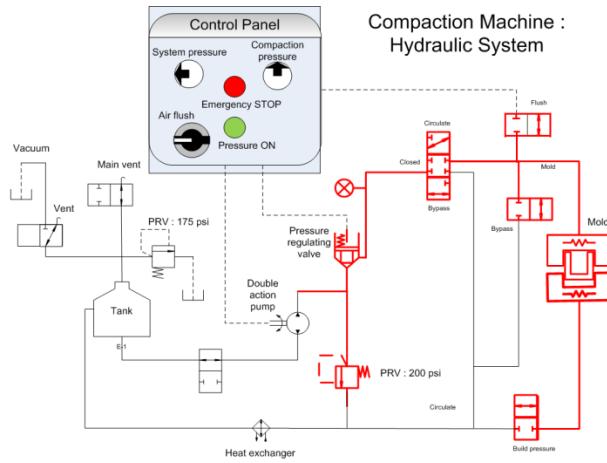


Figure 5-18 : Schéma hydraulique de la machine de compaction.



Figure 5-19 : Machine de compaction après la mise à jour.

5.7 Fabrication et installation de la hotte

La résine phénolique nécessite une zone bien ventilée pour sa manipulation car elle contient (en faible quantité) du formaldéhyde, substance pouvant affecter le système respiratoire. De même, lors du chauffage de l'assemblage, les poussières et les résidus d'huile peuvent se consumer et former une fumée qui pourrait affecter les travailleurs. Il est donc indispensable pour la réalisation du projet de pratiquer l'opération de moulage à l'intérieur d'une chambre fermée et bien ventilée. Pour répondre à ce besoin, une chambre ventilée a été conçue sur mesure pour

permettre une fabrication sécuritaire. La Figure 5-20 présente les principales composantes de la chambre ventilée conceptualisée. Les pattes amovibles permettent son déplacement à l'aide du pont roulant au-dessus d'autres sites de fabrication dans le laboratoire. Des filtres au charbon activé ont été ajoutés pour contenir les vapeurs de formaldéhyde qu'il n'est pas permis d'évacuer directement à l'extérieur. Le ventilateur est sélectionné pour excéder les critères de circulation d'air pour les substances utilisées. Les dessins de détails ont été réalisés et un sous-traitant sélectionné pour la fabrication. En plus de l'usage de la hotte, des masques avec respirateur ont été imposés comme matériel de sécurité obligatoire lors de travaux à l'intérieur de la chambre.

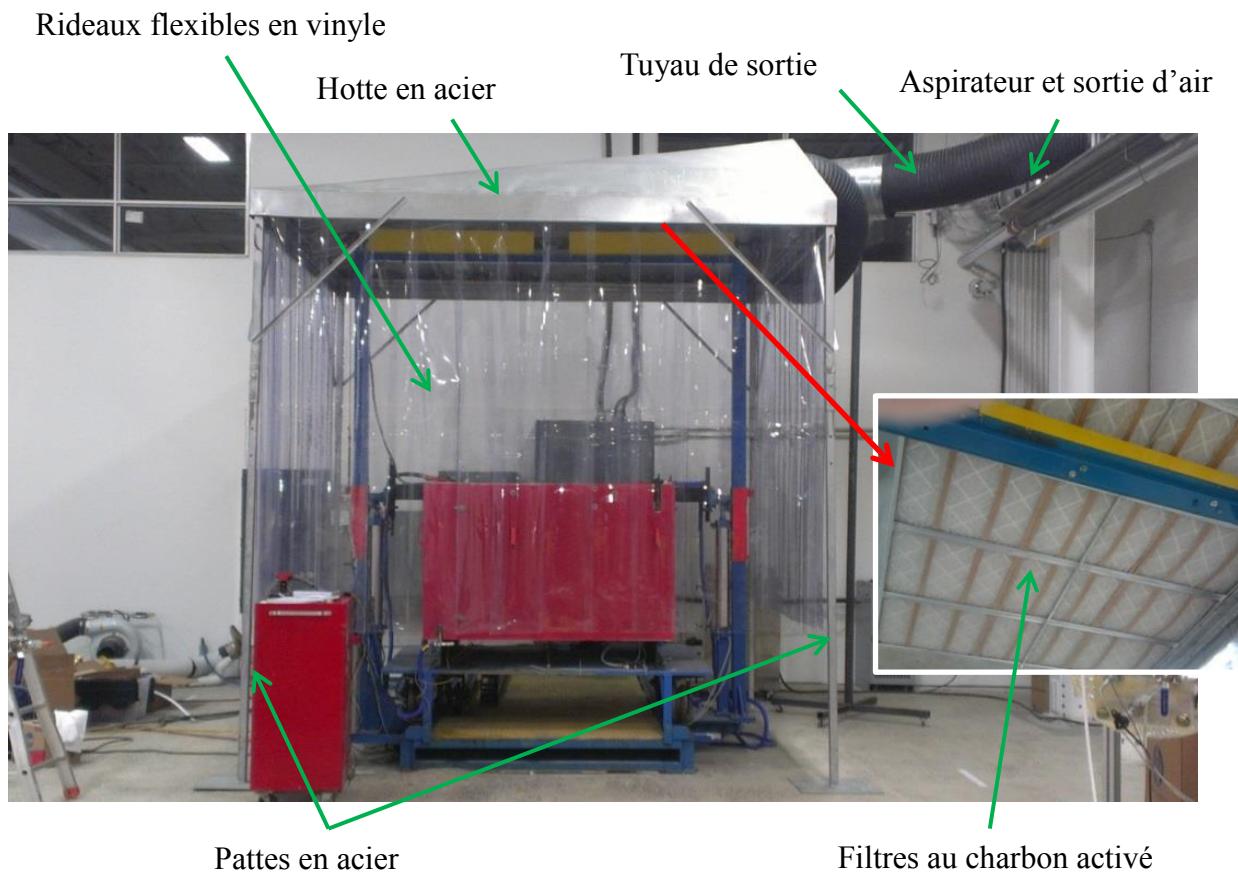


Figure 5-20 : Installation de la chambre ventilée conçue pour ce projet.

CHAPITRE 6 ÉTUDE DE LA GAMME DE FABRICATION

L'étude de la gamme de fabrication consiste à définir tous les paramètres et techniques à employer pour obtenir une cuisson adéquate de la résine phénolique. La première étape de cette étude a établi les conditions de pression et température à employer pour la cuisson de la pièce. Cette étape a été appuyée par la fabrication de plaques planes dans un moule *Polyflex* simple et d'une simulation de cuisson de la résine dans le moule de tuyère. Ensuite, une simulation du chauffage dans le pot d'injection est présentée, celle-ci a vérifié la sécurité de son utilisation. Finalement, les particularités de la procédure de fabrication sont présentées à la fin du chapitre.

6.1 Définition du cycle de température et de pression

Des études expérimentales présentées aux chapitres 3 et 4, il a été possible d'extraire certaines conclusions pouvant guider la définition du cycle. Premièrement, afin de garder un temps de remplissage de moins de 15 minutes, il est possible de définir à partir de l'étude de viscosité et de la simulation de remplissage qu'il est nécessaire de garder la viscosité à moins de 0.3 Pa-s. Cette viscosité correspond à une température de moulage de 60°C.

La température de transition vitreuse du polymère augmente tout au long de la polymérisation. Si la température de cuisson est beaucoup plus basse que la température de transition vitreuse ultime du polymère, le changement d'état caoutchouteux à vitreux, pendant la cuisson, viendra ralentir la diffusion des molécules et augmenter le temps de fabrication. En se basant sur la caractérisation de la température de transition vitreuse, on peut définir que la résine devra atteindre une température près de 185°C pour que la cuisson soit complète à la sortie du moule. De plus, le démoulage de la pièce doit s'opérer lorsque la résine est à l'état vitreux.

L'étude de fabrication au *NanoMoule* a aussi apporté des informations importantes pour la fabrication. À l'approche du temps de gel, la phase de l'eau créée par la polymérisation influence de manière importante la porosité. Le dégazage de la quantité initiale de matières volatiles dans la résine permet aussi de diminuer les porosités résiduelles dans la pièce. L'influence de la pression de consolidation sur les porosités semble minime dans les conditions d'essais. Finalement, plus le dégazage est maintenu longtemps dans le processus de polymérisation avant le gel, moins la pièce possèdera de porosités.

L'étude au *NanoMoule* a permis d'aborder les mécanismes de formation des porosités, mais n'a pas réussi à identifier les paramètres optimaux pour l'atteinte d'un des critères de réussite de la pièce finale, soit un niveau de porosité contrôlé de 5 à 10 %. De plus, même si, dans les conditions utilisées, la pression de consolidation semble n'avoir aucune influence sur les porosités, il aurait été important de valider le même résultat avec un renfort fibreux à l'intérieur du moule. Finalement, l'étude de cuisson de la résine dans le moule, présentée dans ce chapitre, est pertinente pour connaître l'augmentation de température à l'intérieur de la pièce de tuyère pendant la cuisson. Cette étude très importante définit les températures maximales atteintes ainsi que le gradient thermique à travers l'épaisseur de la pièce. Si les effets indésirables d'un gradient thermique trop important à la cuisson d'une pièce composite épaisse sont connus, une valeur maximale du gradient pour éviter la fissuration ne semble pouvoir être définie que par l'expérimentation, le problème étant particulièrement complexe.

Un point de départ est nécessaire pour l'identification d'un cycle de cuisson adéquat de la pièce. Il a été décidé d'utiliser le cycle de cuisson proposé par le partenaire industriel tel que défini à la Figure 6-1. Ce cycle de cuisson semblait remplir l'ensemble des observations des chapitres précédents. Pendant toute la durée du premier palier à $T_1^{\circ}\text{C}$, un dégazage est effectué dans le moule de manière à retirer l'eau qui est créée pendant la polymérisation. Par la suite, la pression de consolidation de P2 bars est appliquée et la température du moule augmentée par paliers jusqu'à $T_5^{\circ}\text{C}$. Ce cycle de polymérisation prend au total 48 heures après l'injection jusqu'au démoulage de la pièce. Ce cycle a été utilisé pour les deux études du chapitre.

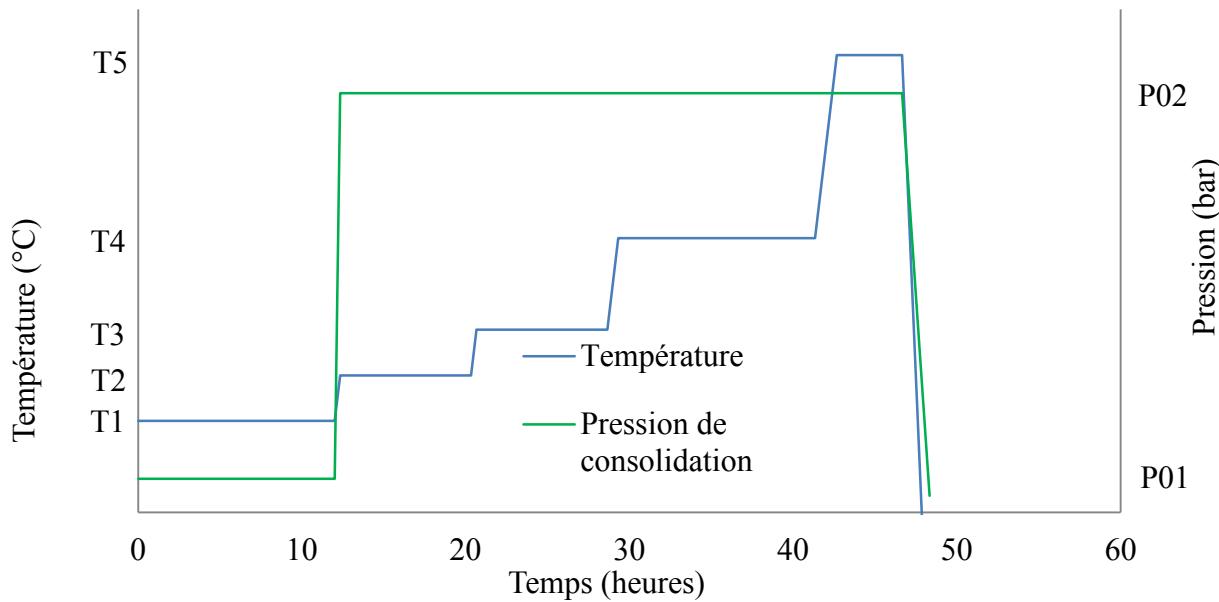


Figure 6-1 : Cycle de cuisson initiale de la pièce.

6.2 Fabrication de plaques dans un moule *Polyflex*

Le cycle de fabrication proposé n'avait pas encore été testé avec la technologie de fabrication *Polyflex*. En effet, ce cycle provient des fabrications réalisées en autoclave, avec des différences importantes par rapport à la fabrication *Polyflex*. En particulier, ce dernier utilise un moule fermé avec chauffage à l'huile, tandis que l'autoclave utilise une membrane externe et un chauffage par convection d'air forcée. Un dégazage est réalisé dans l'autoclave pendant 12 heures avant d'appliquer la pression de consolidation. Pour le procédé *Polyflex*, cette technique de dégazage doit être adaptée au moule fermé. Pour ce faire, il a été décidé d'utiliser un matériau poreux à la sortie du moule de la pièce de tuyère. Ce matériau poreux, déjà utilisé dans d'autres projets, permet l'évaporation des gaz à l'extérieur du moule mais empêche la résine de le traverser et de sortir du moule. Cette solution pourrait permettre d'enlever les matières volatiles pendant le dégazage dans le moule fermé, toutefois elle n'a pas encore été utilisée avec la résine phénolique. Les coûts des matériaux (résine et renfort 3D) étant élevés et peu disponibles, il semble important de valider le cycle de fabrication avant la première fabrication de pièce de tuyère. Pour réaliser cette validation, un moule de plus petites dimensions a été adopté. Les fabrications dans ce moule *Polyflex* simple visent à évaluer la performance du matériau poreux, à tester le cycle de cuisson

proposé en utilisant le procédé *Polyflex* et à s'assurer que les pièces ainsi fabriquées possèdent le taux de porosités recherché.

6.2.1 Mise en place du moule

La Figure 6-2 présente le montage utilisé pour la fabrication de plaques simples avec le procédé *Polyflex*. Il consiste principalement en un moule *Polyflex* chauffé à l'aide d'éléments électriques, une presse hydraulique pour la fermeture du moule, un pot d'injection chauffé sur une balance pour mesurer la masse de résine injectée et une machine de compaction (non présentée). La Figure 6-3 présente la technique d'installation du matériel poreux à l'intérieur du moule de manière à ce qu'un fluide ait à passer à travers toute sa largeur pour rejoindre le port d'évent. Du silicone est utilisé pour sceller les bords où pourraient se former des conduits préférentiels. Une plaque de PTFE installée dans la cavité de compaction permet de maintenir une pression sur le matériau poreux de manière à éviter que la résine puisse passer par-dessus celui-ci.

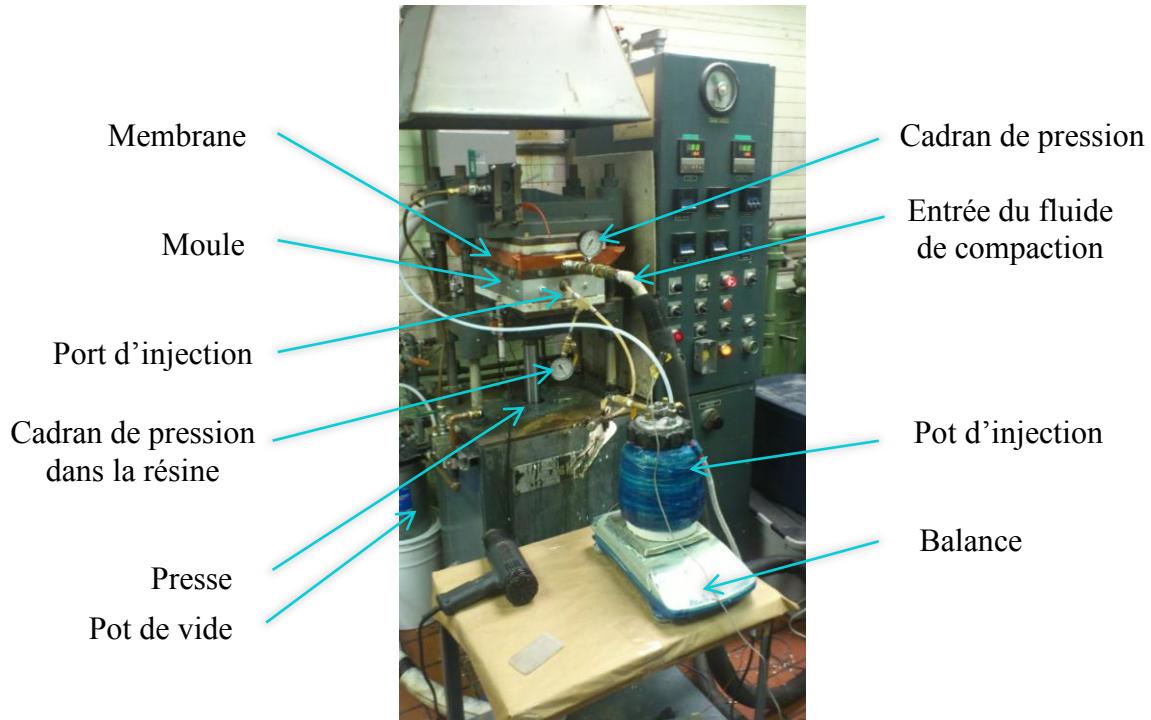


Figure 6-2 : Montage expérimental utilisé pour la fabrication de plaques *Polyflex* simples.

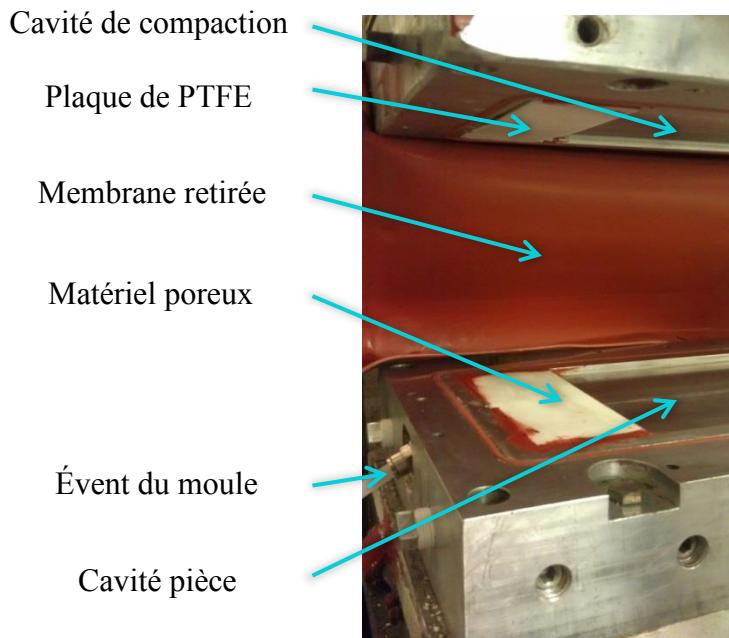


Figure 6-3 : Installation du matériel poreux à l'intérieur du moule.

Quatre pièces de fibres de verre et résine phénolique ont été fabriquées avec ce montage expérimental. La procédure d'essais est décrite comme suit :

1. préchauffage du pot d'injection et du moule ($T_1^{\circ}\text{C}$);
2. dégazage dans le pot d'injection (30 minutes);
3. injection par infusion;
4. fermeture du port d'injection;
5. circulation du fluide dans la cavité de compaction (fin de l'imprégnation) (5 min);
6. application du vide dans la cavité de compaction et maintien du vide dans la cavité pièce (12 h);
7. fermeture du port d'évent;
8. circulation du fluide dans la cavité de compaction (15 min);
9. application d'une pression statique de 13.8 bars (maximum du moule);
10. suivi du cycle de température prévu;

11. retrait de la pression et refroidissement.

Pour la pièce 1, le premier palier a été réalisé à une température de 60°C. Le temps de dégazage a été ajusté pour obtenir le même degré de polymérisation à la fermeture des ports d'évents. Le cycle de fabrication des autres pièces a ensuite été suivi. Pour la pièce 3, aucun dégazage n'a été effectué à l'intérieur du moule (retrait des points 6 et 8 de la procédure). La pression de consolidation du moule a été limitée à 13.8 bars, capacité maximale du montage. Elle reste au-dessus de la pression de vapeur saturante de l'eau à la température de fabrication.

Le cycle de fabrication utilisé par le partenaire industriel applique une pression de 2 bars à l'intérieur de l'autoclave pendant l'étape de dégazage de 12 heures (étape 6). Il est difficile de savoir quelle pression réelle est appliquée sur la résine pendant cette étape car la pression est dépendante de la quantité de résine injectée. Si la quantité de résine injectée est plus faible que la quantité totale de vide dans le renfort, le principe de Therzaghi définit que le renfort prend une partie de la pression. Si la quantité de résine est plus grande que la quantité totale de vide, la résine prend toute la pression et l'eau produite à la polymérisation n'est plus sous forme gazeuse car, à T1°C et 2 bars de pression, l'eau est à l'état liquide. Pendant les injections au moule de plaque, la quantité de résine injectée est égale à la quantité de vide. Il est donc espéré que la pression dans la résine soit égale à la pression de consolidation. Ceci a été validé à l'aide d'un manomètre dans la résine. Celui-ci a fourni la même lecture que le manomètre dans le fluide de compaction. Pour les fabrications 1, 2 et 4, le vide a été appliqué dans la chambre de compaction au premier palier (étape 6). Cette modification du cycle de fabrication permet d'assurer que l'eau contenue dans la résine possède les conditions nécessaires pour être à l'état gazeux. On obtient maintenant ainsi les mêmes conditions qu'à l'intérieur du *NanoMoule*. À la fabrication de la pièce 4, il avait été prévu de garder la pression de 2 bars dans la chambre de compaction afin de comparer les résultats. Parce que la résine passait à travers le matériau poreux employé, cette condition n'a pu être maintenue. Le vide a dû être appliqué dans la chambre de compaction comme pour les pièces précédentes.

Le Tableau 6-1 présente les caractéristiques de chacune des pièces fabriquées avec ce montage. On remarque que la pièce 4 a été fabriquée à l'aide d'un mélange de résine. En effet, la quantité totale de résine nécessaire à la fabrication de la pièce de tuyère n'étant pas disponible, un

mélange de 2 résines a dû être réalisé. La pièce 4 a permis de valider la gamme de fabrication sur ce mélange. La pièce 1 possède un taux de fibre plus bas que la pièce de tuyère à fabriquer, une couche de renfort est ajoutée sur les pièces suivantes, ce qui leur donne un taux de fibre similaire à celui de la pièce de tuyère.

Tableau 6-1 : Paramètres des pièces fabriquées dans le moule de plaque *Polyflex*

Paramètres	Pièce 1	Pièce 2	Pièce 3	Pièce 4
Résine	Résine phénolique fournie	Résine phénolique fournie	Résine phénolique fournie	100 PHR Résine phénolique 25 PHR Momentive Durite SC-1008
Nombre de couches de renfort	5	6	6	6
Taux de fibre prévu (%)	28	33	33	33
Matériau poreux	Oui	Oui	Non	Oui
Dégazage sur le premier palier	Oui à 60°C	Oui à T1°C	Non	Oui à T1°C

Plusieurs méthodes de caractérisation ont été employées pour étudier les pièces fabriquées. Premièrement, deux échantillons sont découpés aux extrémités de chaque pièce pour des inspections au microscope. Le premier est poli dans le plan des fibres et le deuxième l'est plutôt à travers l'épaisseur jusqu'à 1 µm au diamant. Il a été difficile d'obtenir un fini parfait car la fibre de verre s'arrachant par morceau venait rayer la résine. Les observations sont réalisées à l'aide du microscope optique Keyence VHX (250x-2500x). Ensuite, la masse volumique du deuxième échantillon est mesurée selon la norme ASTM D792. Finalement, un calcul de taux de vide est effectué par digestion à l'acide selon la norme ASTM D2734. La masse volumique de l'échantillon 10 du *NanoMoule* a été utilisée pour ce calcul sur les pièces 1 à 3. Pour la pièce 4, à cause du mélange de résine, aucune référence sur la masse volumique de la résine polymérisée n'est connue. La masse volumique de la résine de cette pièce a été utilisée comme référence. Les observations au microscope n'ont pas été pratiquées sur la pièce 4 par manque de temps, mais les valeurs de masse volumique et de taux de vide fournissent une bonne idée de la qualité de la pièce.

La Figure 6-4 présente la photo d'une des pièces fabriquées. On remarque les différentes zones de celle-ci. La zone de diffusion de la résine ne contient pas de renfort, elle est utilisée pour permettre au front de résine de s'uniformiser et d'avancer de manière longitudinale à l'intérieur de la pièce. Un échantillon de résine sans renfort a été prélevé dans cette zone pour le calcul de la masse volumique. Les échantillons retenus pour la microscopie se trouvent aux extrémités de la plaque composite afin de vérifier les différences entre le port d'injection et l'évent. Le matériau poreux reste généralement attaché à la pièce après la fabrication.

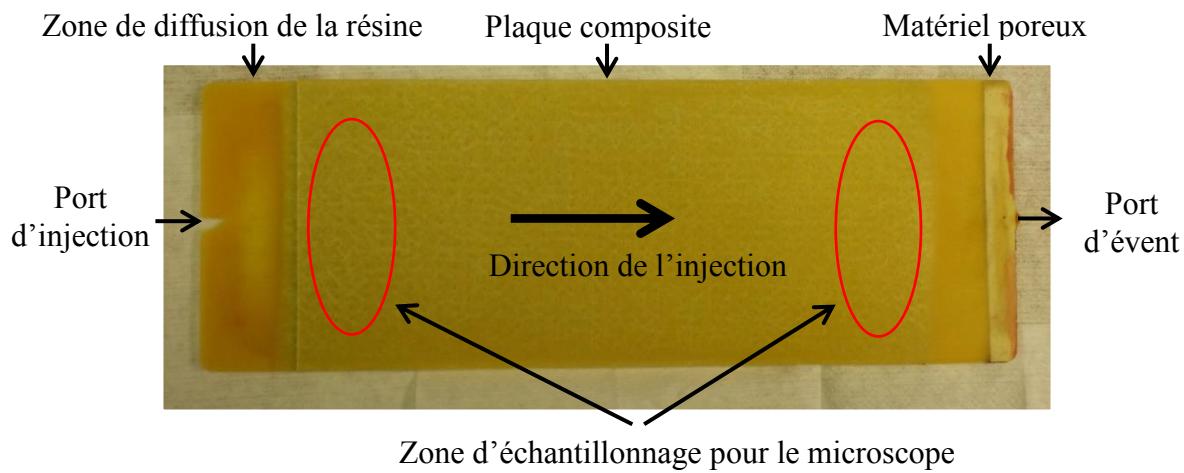


Figure 6-4 : Photo de la quatrième pièce fabriquée.

6.2.2 Résultats

6.2.2.1 Validation de la méthode de fabrication de la pièce de tuyère

Un phénomène particulier s'est présenté à la fabrication de la première pièce, près de l'évent les couches de renfort se délaminait facilement à la main (voir Figure 6-5). Ces couches ont été observées au microscope (voir Figure 6-6), où on y remarque la présence de ramifications sur toutes les zones riches en résine. Celle-ci ressemble à un réseau hydraulique de ruisseaux et de rivières. Les conduits se seraient formés par l'action de la vapeur d'eau qui cherche à atteindre l'évent. La délamination serait causée par l'atteinte du temps de gel avant la fermeture de l'évent et l'application de la pression de consolidation. La résine aurait gelé et les conduits n'ont pu se

refermer à l'application de la pression. Lors de la fabrication de cette pièce, la température du premier palier était de 60°C au lieu de T1°C. Même si la durée de la période a été ajustée selon le modèle pour une application de la pression au même degré de polymérisation que les pièces 2 et 4, il est probable que ce degré ait été plus haut que prévu et que la résine ait gelé avant l'application de la pression.

Pendant l'essai à l'intérieur de la cloche à vide, l'échantillon obtenu lorsque le temps de gel a été dépassé possédait plus de 50 % de porosité. Il est possible qu'avec un renfort, les bulles de gaz ne puissent pas prendre la même expansion et que le taux de porosité reste à des valeurs plus faibles. Finalement, le dépassement du temps de gel en ayant les conditions de pression et température pour que l'eau soit gazeuse pourrait être la technique à employer pour obtenir le fort taux de porosité.

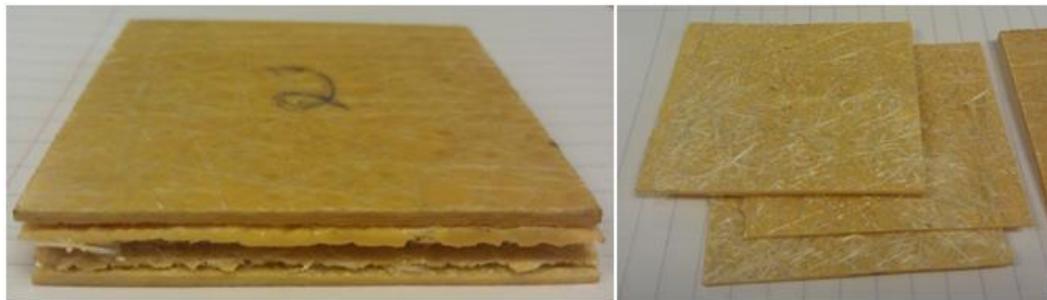


Figure 6-5 : Délamination de l'extrême évent de la pièce.

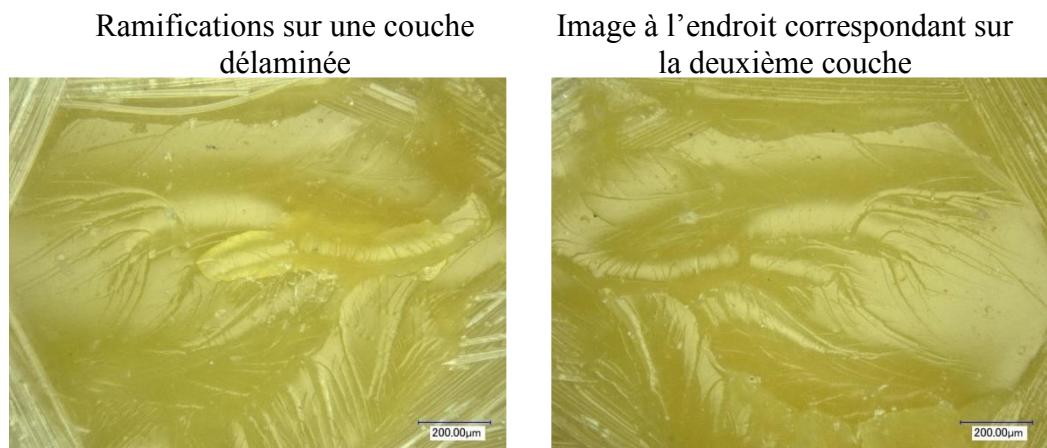


Figure 6-6 : Observations au microscope des couches de composites délamинées de la pièce 1.

Les pièces 2 et 4 ont été fabriquées en utilisant le cycle prévu de pression et température. Les observations visuelles sur les pièces ne rapportent aucune zone sèche. La pièce 2 comporte pourtant quelques porosités en surface comme présentées à la Figure 6-7. Les images au microscope sur la pièce 2 présentent une pièce bien imprégnée ne comportant qu'une très faible quantité de porosités (voir Figure 6-8). Le calcul du taux de vide par digestion à l'acide confirme le faible taux de porosités de la pièce 2.

Le matériau poreux utilisé devait permettre de garder la résine à l'intérieur du moule tout en permettant le dégazage. Trois observations sur les pièces viennent confirmer que le dégazage était bien effectué par l'emploi du matériau poreux. Premièrement, la masse volumique de la résine de la pièce 2 est similaire à celle de l'échantillon transparent du *NanoMoule* (voir Tableau 6-2). Ensuite, même si les zones de résine pure ne sont pas transparentes, aucune fissure n'est apparente. De plus, la Figure 6-9 présente des gouttelettes d'eau condensée dans le tuyau d'évent pendant le dégazage. Finalement, en appliquant le vide dans la cavité de compaction, il a été possible de maintenir la résine à l'intérieur du moule pendant toute la fabrication.



Figure 6-7 : Porosités à la surface de la pièce 2.

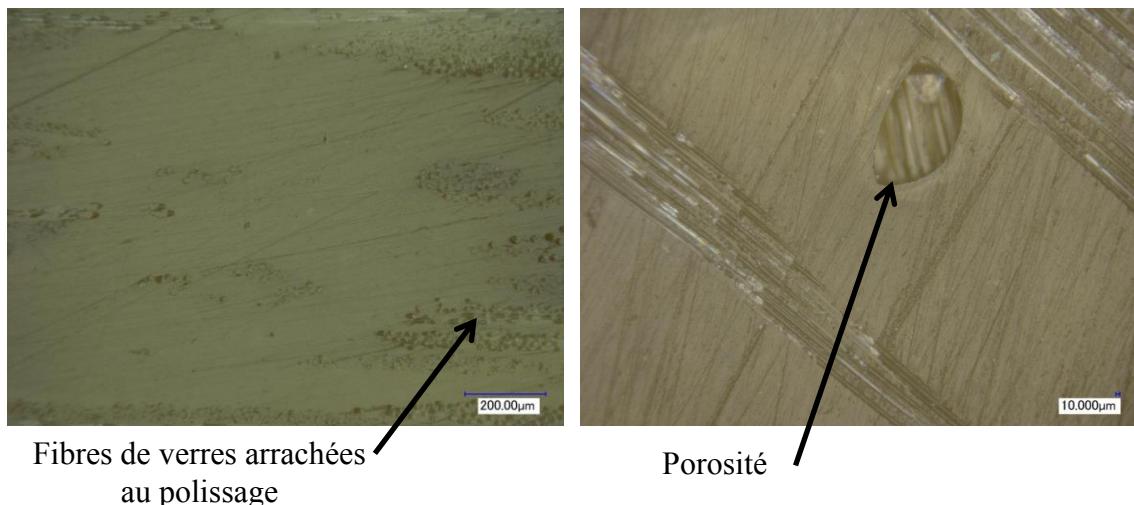


Figure 6-8 : Images au microscope de la pièce 2.

Tableau 6-2 : Mesure réalisée sur les 4 pièces fabriquées dans le moule *Polyflex* simple.

	Masse volumique résine (g/cm³)	Masse volumique composite (g/cm³)	Taux de vide (%)
Pièce 1	1,267	1,626	1,0 (zone non délamинée)
Pièce 2	1,261	1,672	1,4
Pièce 3	1,250	1,604	1,8
Pièce 4	1,246	1,705	1,3
Échantillon 10 NanoMoule	1.264	-----	-----

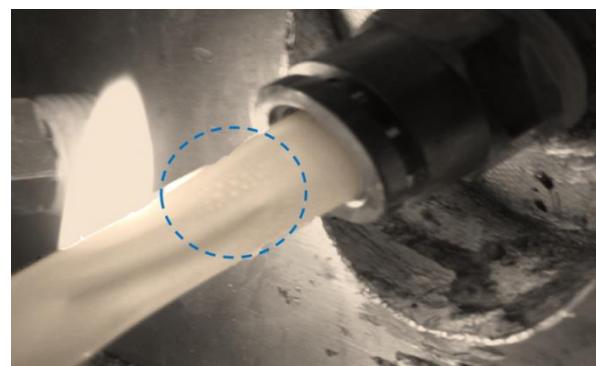


Figure 6-9 : Condensation d'eau sur le tuyau d'évent pendant le dégazage, pièce 1.

Encore une fois, une corrosion a été observée sur le moule de plaques *Polyflex*. Cette corrosion était toutefois beaucoup moins importante que sur l'outil de compaction. Elle prenait la forme d'un léger blanchissement de la surface du moule. L'étude du chapitre 8 en présente l'analyse.

6.2.2.2 Effet de l'étape de dégazage

La fabrication de la pièce 3 a été entreprise afin d'observer l'effet du dégazage sur la qualité des pièces avec renfort. Dans ce cas, aucun dégazage n'a été réalisé dans le moule, il est donc possible de comparer avec les autres pièces fabriquées. Les observations visuelles de la pièce ne présentent pas de défauts d'imprégnation ni aucune porosité visible. Toutefois, dans la zone de résine pure, une apparence cristalline similaire aux pièces du *NanoMoule* est observée (voir Figure 6-10). La masse volumique de la résine dans cette zone est similaire à celle de l'échantillon 5 du *NanoMoule* où le dégazage n'avait permis d'enlever que la portion d'eau initialement contenue dans la résine. Malgré cette observation sur la résine, les observations au microscope ne présentent aucune fissure, ni aucune porosité dans la zone avec renfort (voir Figure 6-11). La mesure du taux de vide présente une quantité de porosité faible, mais légèrement supérieure aux autres pièces.

L'effet du dégazage sur les pièces avec renfort semble suivre la tendance obtenue au *NanoMoule* où la durée de l'étape avait été identifiée comme le paramètre principal faisant varier la quantité de porosités. La tendance obtenue recommanderait d'enlever complètement le dégazage pour obtenir le plus haut taux de porosités.



Figure 6-10 : Présence de cristaux dans les zones riches en résine de la pièce 3.

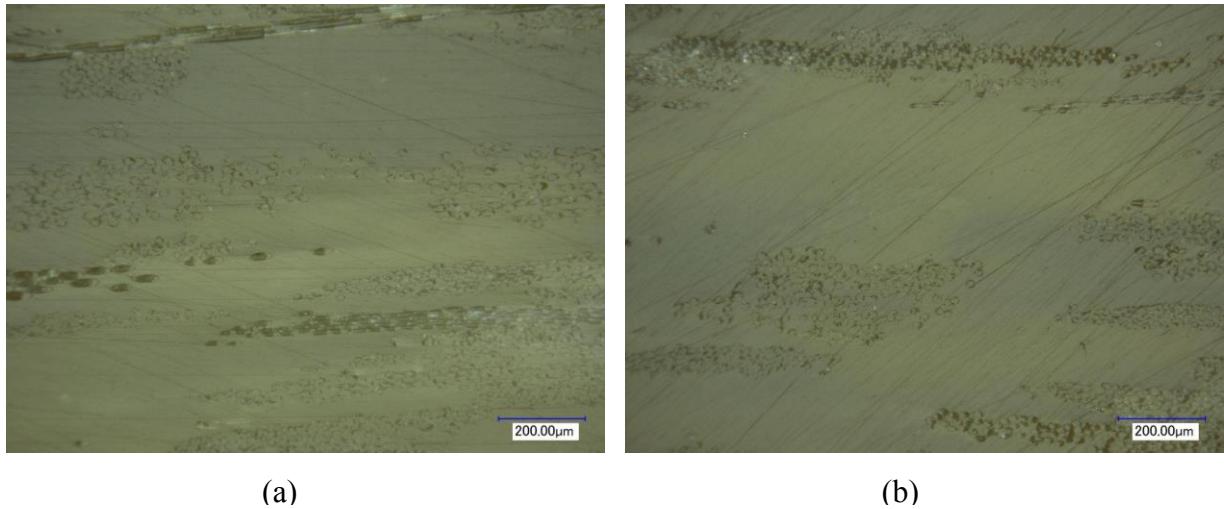


Figure 6-11 : Observations au microscope des pièces (a) 1 et (b) 3.

6.3 Simulation de cuisson de la résine dans le moule

La simulation numérique de cuisson dans le moule de pièce de tuyère permettra de valider le cycle thermique employé pour la pièce épaisse à valider et estimera les températures atteintes à l'intérieur de la pièce pendant la polymérisation de la résine. On peut résumer les objectifs de l'analyse de la manière suivante :

- identifier des problèmes potentiels de la fabrication comme une augmentation incontrôlée des températures;
- envisager la possibilité d'accélérer le cycle qui prend actuellement plus de 48 heures.

Cette simulation numérique a été effectuée avec le logiciel PAM-RTM. La technique de chauffage du moule a déjà été présentée à la Figure 5-14. Comme l'huile de chauffage peut aussi bien réchauffer que refroidir que le moule, une condition de température constante a été utilisée à tous les endroits où le moule est en contact avec les plaques ou les conduits contenant le fluide. Cette condition a pour effet de diminuer les températures atteintes par rapport à la réalité car le contact n'est pas direct entre le fluide et les parois où la condition est appliquée. Toutefois, c'est la condition la plus représentative sans avoir à modéliser l'ensemble des composants du système de chauffage. La Figure 6-12 présente les différents matériaux utilisés pour la simulation, le maillage et les conditions limites appliquées. À l'instar de la simulation de l'écoulement, le

maillage en coupe 2D a été choisi pour ces simulations de cuisson. Le cycle de fabrication simulé a été le cycle thermique décrit à la Figure 6-1.

Pour réaliser cette simulation, il est nécessaire de connaître la masse volumique, la chaleur spécifique, la conductivité thermique de chacun des constituants. Les valeurs utilisées sont présentées à l'annexe 6. De plus, l'enthalpie et le modèle décrivant la réaction chimique sont nécessaires. Ils ont été caractérisés et présentés au chapitre 3. Toutefois, la caractérisation présentée au chapitre 3 a été réalisée dans un environnement permettant le maintien en pression et donc limitant l'évaporation de l'eau. L'enthalpie spécifique de vaporisation de l'eau possède une valeur presque 8 fois supérieure à l'enthalpie de réaction, son influence sur la simulation pourrait être importante. Pour l'instant, le modèle n'intégrant pas l'évaporation de l'eau est le seul disponible.

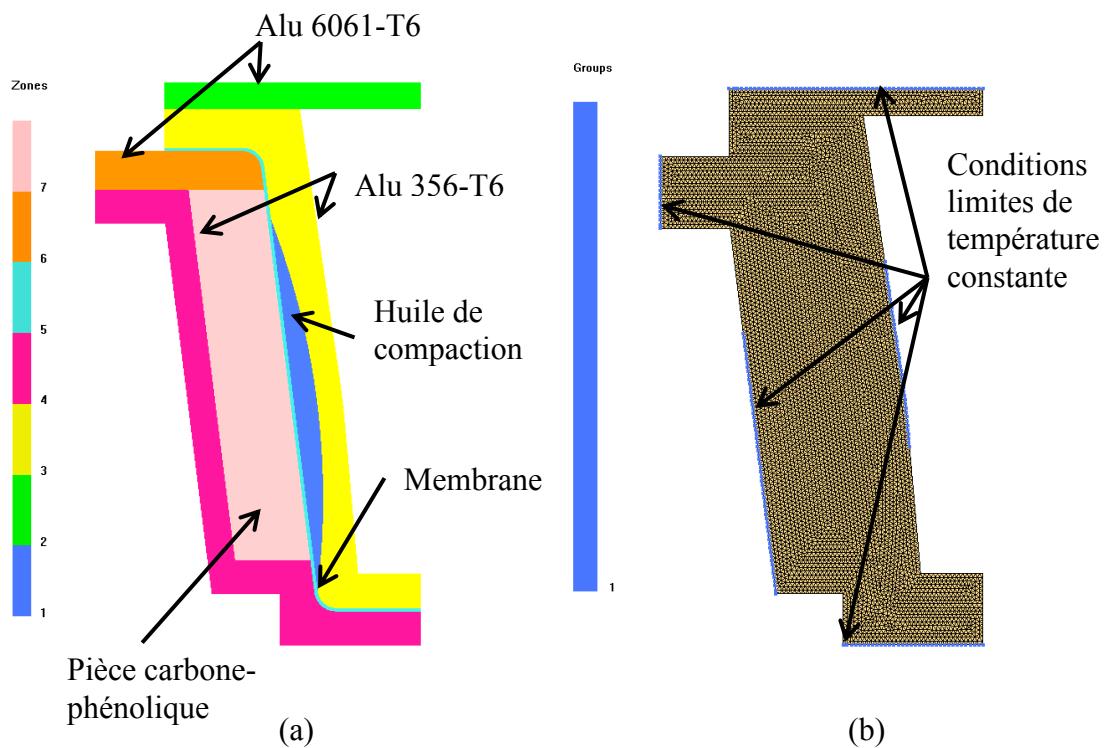


Figure 6-12 : Modèle numérique du moule pour les études de cuisson, (a) matériaux utilisés et (b) conditions thermiques limites.

La Figure 6-13 présente les résultats de simulation à l'instant le plus chaud du palier à $T_1^{\circ}\text{C}$, soit à environ 6,5 heures après le début de la cuisson. On y observe qu'une partie de la résine et du fluide de compaction atteint une température plus haute au centre de la pièce. La Figure 6-14 présente l'évolution des températures au point le plus chaud. La température maximale atteinte sur le premier palier est de 14°C plus haute que la consigne. À cette température, la réaction est environ 3 fois plus rapide qu'à la température de consigne de $T_1^{\circ}\text{C}$ et le temps de gel est atteint seulement 3,5 heures.

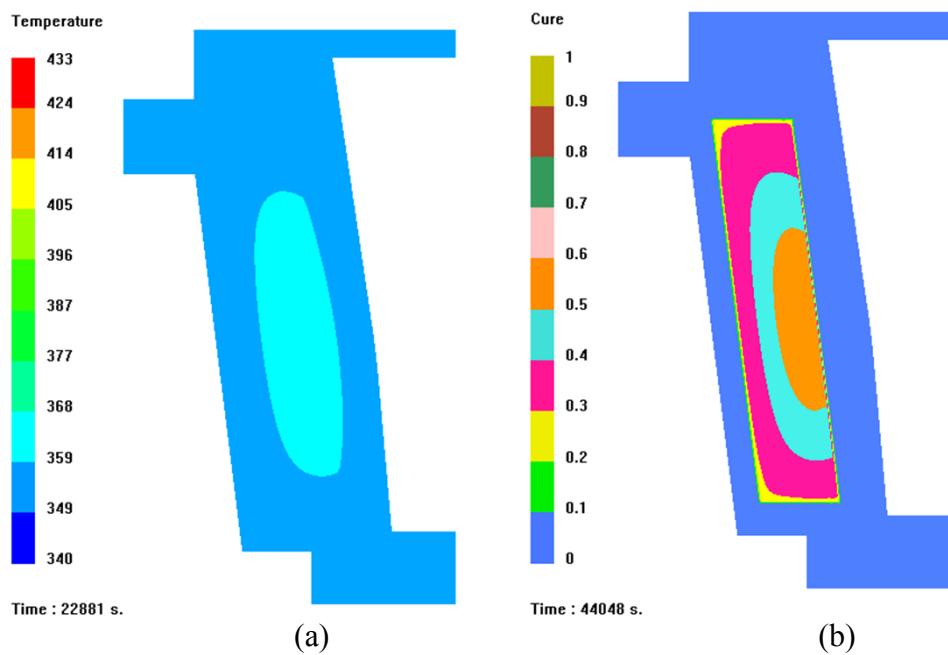


Figure 6-13 : Distribution de la température (a) après 6.5 heures et (b) degrés de polymérisation après 12 heures.

Sur la Figure 6-13(b), on constate qu'à la fin de la période de dégazage de la résine (palier à $T_1^{\circ}\text{C}$), le degré de polymérisation atteint sur la majorité de la pièce une valeur supérieure à 0,3, point de gélification de la résine. La simulation met en lumière un fait important de ce cycle thermique, la pression de consolidation serait appliquée après que la majorité de la résine ait gelée.

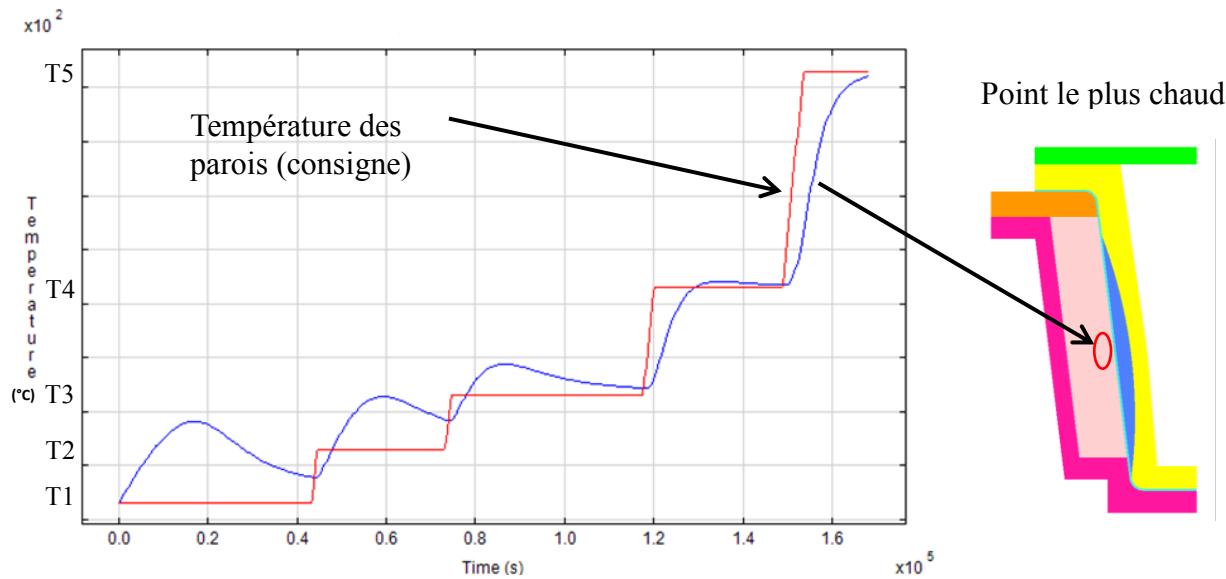


Figure 6-14 : Évolution de la température au point le plus chaud du modèle.

Lors des essais au *NanoMoule* et au moule de plaque *Polyflex*, seule la température de consigne du cycle a été testée, celle-ci mène à un degré $\alpha=0.28$ lors de l'application de la pression de consolidation après 12 h. L'épaisseur des échantillons fabriqués jusqu'à maintenant n'était pas assez importante pour qu'un gradient de température influence les températures internes. La pression sur la résine y était donc appliquée juste avant le gel dans tous les cas étudiés précédemment sauf pour la plaque *Polyflex* 1 où une incertitude subsiste. Il est donc probable que le dépassement du temps de gel, pendant le dégazage et avant l'application de la pression de consolidation, soit le facteur principal pour l'obtention d'un niveau de porosité élevé de l'ordre de 5 à 10 % dans les pièces de tuyère fabriquées à l'autoclave. Il faut toutefois rappeler que le modèle utilisé n'inclut pas l'évaporation de l'eau présente dans la résine. Ce phénomène pourrait diminuer les températures réelles atteintes pendant la fabrication.

Les augmentations marquées de température ne semblent pas permettre d'envisager l'accélération du cycle de cuisson. Toutefois, la réaction reste contrôlée sur toute la durée de la fabrication.

6.4 Simulation du chauffage de la résine dans le pot d'injection

Cette simulation a été réalisée dans le but de valider la sécurité de l'opération de chauffage de la résine dans le pot d'injection (voir Figure 5-12). La quantité de résine à l'intérieur du pot est

d'environ 45 L. La résine possédant une très faible conductivité thermique, il est possible que la chaleur créée par la réaction exothermique ne puisse être évacuée adéquatement. La réaction chimique pourrait alors s'embalier et poser problème pour la sécurité des travailleurs. Pour contrer ce problème, un mélangeur est utilisé pendant toute la durée du chauffage de la résine dans le pot. Qu'arriverait-il si un bris affectait le mélangeur pendant que la résine est à la température maximale avant l'injection? La simulation présentée ici répond à cette question.

Le pot d'injection est chauffé par une cavité d'eau cylindrique en contact avec l'extérieur du pot. Cette cavité est modélisée par une condition de température constante sur la surface externe du pot. Une paroi mince d'acier inoxydable sépare les deux cavités, celle-ci est négligée dans les calculs compte tenu de sa faible épaisseur et de sa conductivité thermique relativement élevée comparativement à la résine. L'étude ne tient pas compte de la convection naturelle qui pourrait avoir lieu dans le pot, celle-ci aurait une influence mineure sur l'uniformisation des températures. L'échange de chaleur par convection entre l'air ambiant, le fond et le couvercle du pot n'est pas non plus modélisé.

La Figure 6-15 présente les deux maillages du pot réalisés pour cette simulation de chauffage. La condition de température est appliquée sur les nœuds de couleur bleu et vert dans l'image, donc sur la surface externe du pot.

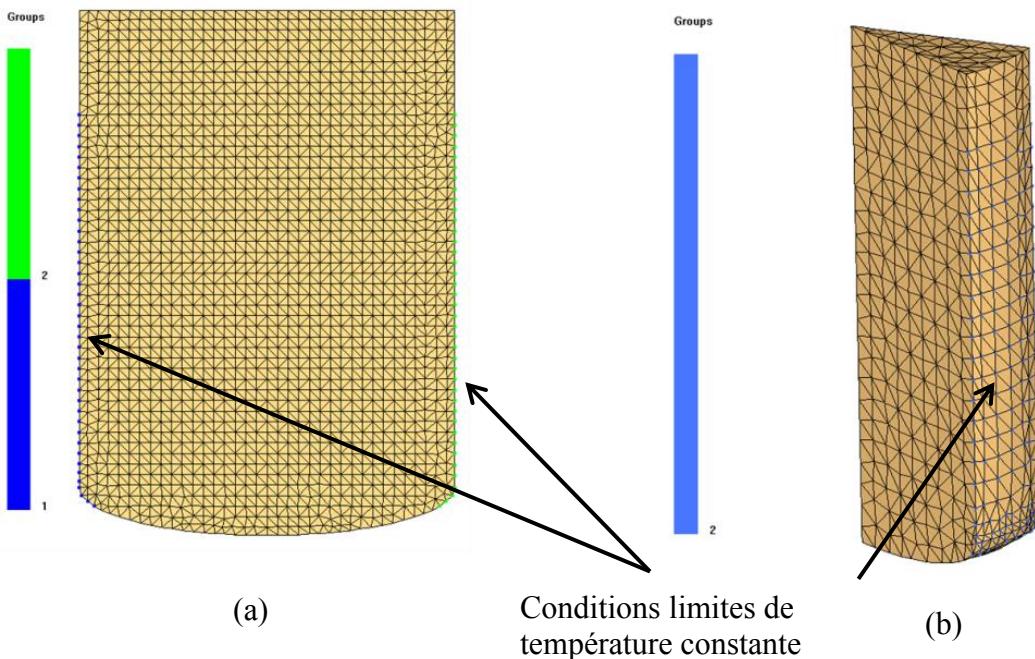


Figure 6-15 : Maillages (a) 2D et (b) 3D pour la simulation de chauffage du pot d'injection.

Une première simulation de chauffage a été réalisée à $T1^{\circ}\text{C}$, la Figure 6-16 présente les résultats. On observe une augmentation subite de température à plus de 445°C (718°k) après une durée d'environ 1 h 15 dans les deux modèles.

Même si les hypothèses de simulation sont conservatrices, il est possible que le délai réel disponible avant l'apparition du pic exothermique soit plus court après le bris du mélangeur. La perte de contrôle sur la température du pot peut causer un danger potentiel pour la sécurité des opérateurs, ainsi la température de $T1^{\circ}\text{C}$ au pot d'injection n'apparaît pas sécuritaire.

Une deuxième simulation a été réalisée à 60°C . La Figure 6-17 présente la température au point le plus chaud des deux simulations. Dans la simulation à $T1^{\circ}\text{C}$, lorsque la résine atteint une différence d'environ 10°C avec la température de consigne, on observe une augmentation subite des températures au centre du pot. Cette différence est plutôt de 30°C dans la simulation à 60°C . La période de temps entre le bris du mélangeur et la perte de contrôle est aussi beaucoup plus longue, soit environ 9 heures. Ceci donne une plage de sécurité importante car la résine est à l'intérieur du pot pendant moins de 3 heures. Pour cette raison, une consigne de 60°C a été sélectionnée pour un chauffage sécuritaire dans le pot.

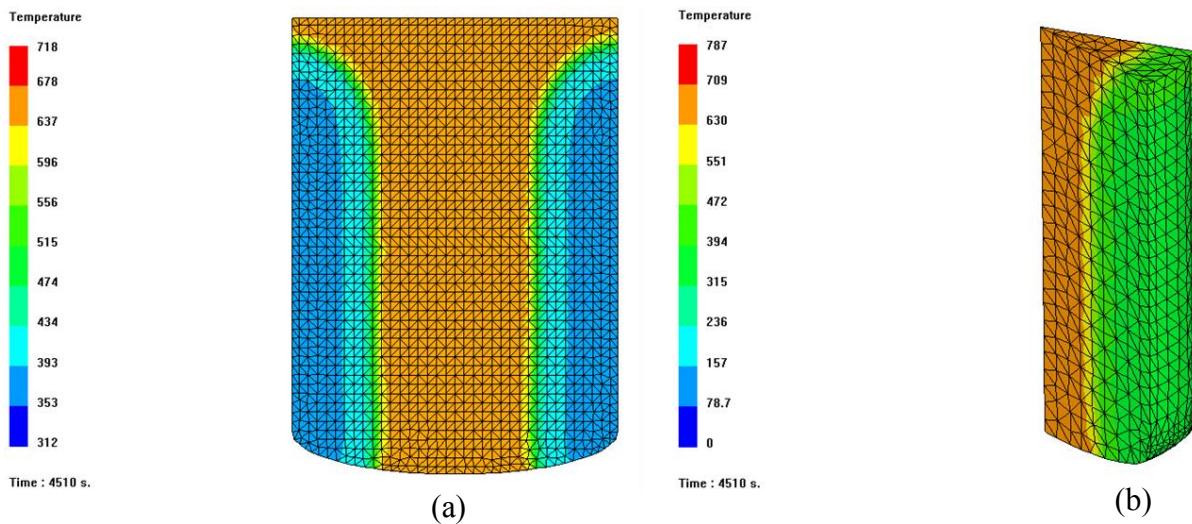


Figure 6-16 : Résultats de la simulation à $T1^{\circ}\text{C}$ dans le pot d'injection, (a) 2D et (b) 3D.

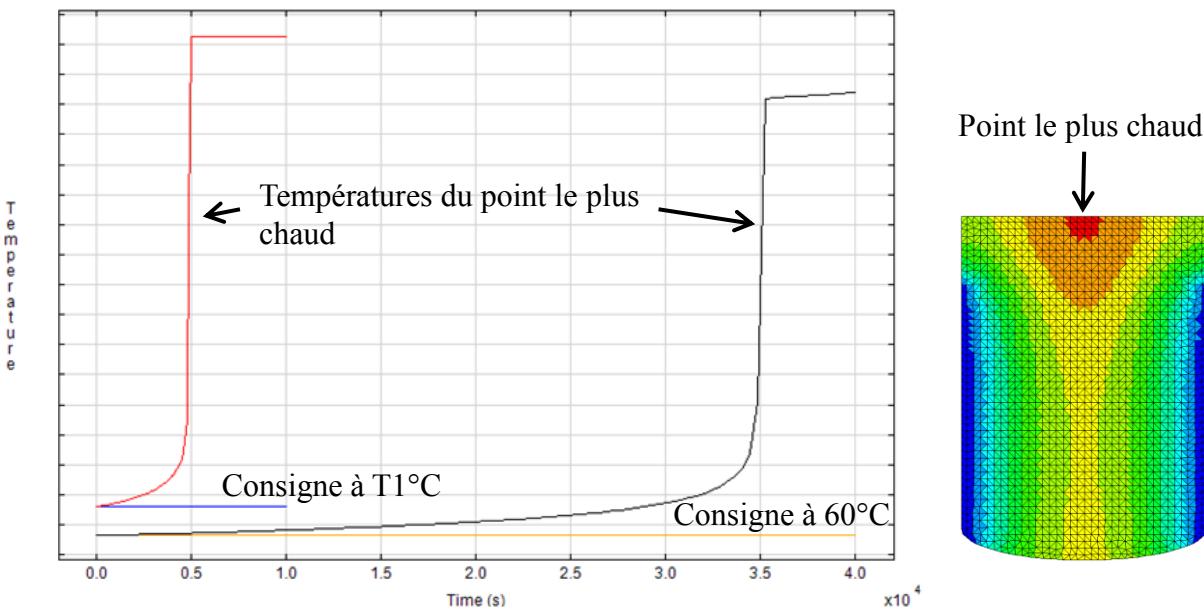


Figure 6-17 : Température du point le plus chaud des simulations à 60°C et T1°C.

Lors de l'opération de chauffage, deux thermocouples sont positionnés au centre du pot dans la résine, dont un au point le plus chaud de la simulation. Ceux-ci ont été suivis attentivement tout au long du chauffage de la résine. De plus, un plan d'urgence a été préparé pour trois situations potentielles : le bris du mélangeur, la perte de lectures des thermocouples et l'augmentation de la température de la résine de plus de 5°C par rapport à la température de consigne. Ce plan d'urgence est présenté à l'annexe 7.

Une des étapes du plan d'urgence prévoit l'apport d'eau froide sur l'extérieur du pot afin de refroidir la résine en cas de bris. Une dernière simulation a été réalisée pour observer l'influence de ce refroidissement sur l'évolution de la température de pot. L'eau est considérée à 5°C et est injectée au temps zéro de la simulation, lorsque la résine possède une température uniforme. Les simulations ont été réalisées avec une température uniforme initiale de T1°C (Figure 6-18) et de 60°C (Figure 6-19).

On constate que si la résine se trouve à T1°C, presque aucun changement du comportement ne survient pendant le refroidissement, les deux courbes de température au centre du pot étant presque superposées. Pour la simulation à 60°C, par contre, la réaction reste contrôlée. Avant de revenir à la température de consigne, la résine a besoin d'environ 8 heures, cette période semble

très longue. C'est pourquoi le plan d'urgence intègre deux autres méthodes de refroidissement en cas d'urgence : mélanger manuellement la résine jusqu'à l'obtention de la température pièce et finalement en dernier recours, ajouter de l'eau à la résine pour la refroidir rapidement.

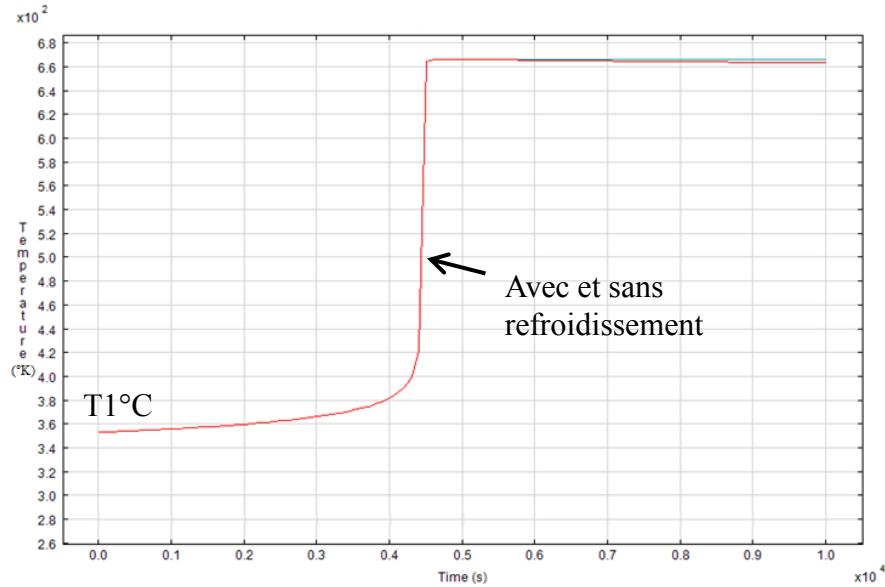


Figure 6-18 : Influence du refroidissement sur la température du centre du pot initialement à $T_1^\circ\text{C}$.

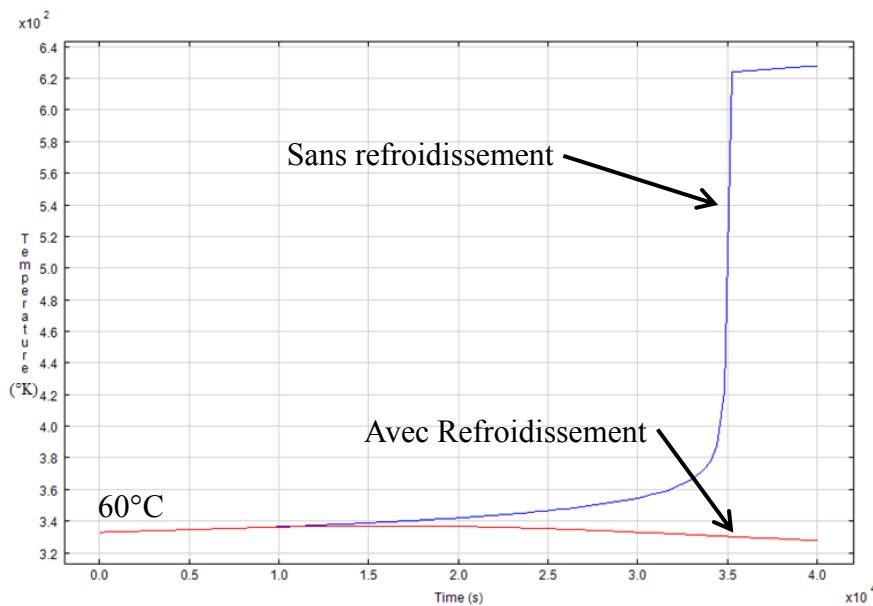


Figure 6-19 : Influence du refroidissement sur la température du centre du pot initialement à 60°C .

6.5 Procédure de fabrication

Les études et simulations numériques réalisées ont apporté des informations précieuses pour mieux définir la procédure de fabrication de la pièce de tuyère. La procédure complète mise à jour est présentée à l'annexe 8. Les points suivants en présentent certaines particularités qui méritent une explication détaillée.

6.5.1 Chauffage de la résine

Une étape de dégazage est effectuée sur la résine à l'intérieur du pot avant l'injection. Cette étape a été ajoutée à la suite de l'étude au *NanoMoule* qui a présenté la difficulté de remplissage avec une résine en forte ébullition ainsi que l'importance du dégazage pour minimiser les porosités. La température de dégazage maximale sélectionnée est de 50°C. Le dégazage est effectué pendant toute la durée du chauffage de la résine, soit environ 5 heures. À cette température, la réaction est très lente et présente un temps de gel de plusieurs jours. Les analyses sous la cloche à vide ont aussi permis de définir qu'à cette température l'eau contenue dans la résine entre en ébullition et peut être évacuée facilement.

L'ébullition de la résine fait augmenter son volume dans le pot. Pour éviter un débordement dû à une augmentation trop importante du niveau dans le pot, la résine est ajoutée en trois parties. Lorsque toute la résine se trouve à l'intérieur du pot d'injection, la consigne de chauffage est augmentée à 60°C. À l'atteinte de cette température, l'injection dans le moule est démarrée. La température d'injection a été sélectionnée à partir de la simulation de chauffage dans le pot d'injection. La température du moule est pour sa part maintenue à T1°C afin d'assurer la viscosité requise pour une imprégnation rapide du renfort fibreux.

6.5.2 Dégazage dans le moule

Un dégazage de 12 heures doit être effectué à l'intérieur du moule d'injection pour évacuer l'eau générée par la polycondensation de la résine. Pour cette étape, il est nécessaire d'utiliser un matériau poreux qui laisse passer la vapeur d'eau tout en gardant la résine à l'intérieur du moule. Pendant la fabrication de plaques au moule *Polyflex*, le matériau poreux a permis de remplir la fonction désirée. Il est utilisé à l'intérieur du moule d'injection.

6.5.3 Compaction du renfort et quantité de résine

L'ajout d'une étape de préformage à la procédure de fabrication a permis de mieux définir les dimensions externes de la pièce afin de pouvoir insérer chacune des trois préformes reçues à l'intérieur du moule d'injection. Cette technique a aussi permis de fixer les dimensions internes de la pièce de sorte qu'aucune compaction ne doive être opérée pendant l'étape de moulage. L'utilisation du préformage permet de séparer la compaction du renfort et la consolidation de la résine effectuée à l'intérieur du moule (lors de l'application de la pression par l'entremise de la membrane). La séparation des étapes est utilisée en vue d'obtenir un meilleur contrôle des dimensions de la pièce.

Pour ne pas compacter le renfort pendant l'étape de moulage, la quantité de résine à injecter doit être égale ou légèrement supérieure à la quantité de vide dans le renfort. L'opération d'injection n'affecte pas la forme du renfort dans ces conditions car aucune force ne s'applique sur celui-ci (loi de Terzaghi).

Comme il est prévu de retirer une quantité non négligeable d'eau pendant le dégazage dans le moule, le volume de résine à injecter doit tenir compte de cette quantité perdue. Toutefois, plusieurs questions restent en suspens pour la définition de la quantité qui pourra véritablement être retirée. Le partenaire industriel a fourni une approximation de la perte en eau qui serait d'environ 10 % de la masse totale de résine. Ainsi, cette quantité est ajoutée au volume de résine à injecter. Après la fabrication de la première pièce, la quantité de résine restante est comparée à la quantité injectée afin d'obtenir une meilleure approximation.

6.5.4 Démoulage

Le coefficient de dilatation thermique de la pièce est beaucoup plus petit que celui de l'aluminium. Il est donc possible que pendant le refroidissement, le moule devienne plus petit que la pièce. Le coefficient de friction statique critique pour que la pièce remonte seule à l'application d'une force normale à la surface externe a été calculé au chapitre 2, il est de 0.123. Le coefficient de friction entre le moule d'aluminium et la pièce n'étant pas connu, afin d'éviter que la pièce reste coincée dans le moule à cause de la contraction thermique différentielle, une température de démoulage de 90°C à 100°C a été sélectionnée.

CHAPITRE 7 INJECTION DE LA PREMIÈRE PIÈCE DE TUYÈRE

Les études préliminaires présentées aux chapitres précédents ont fourni une assurance permettant de passer à l'étape de fabrication de la pièce de tuyère. L'injection de la première pièce a donc été réalisée le 9 mars 2013, lorsque l'installation de tout le matériel nécessaire à la fabrication a été terminée au laboratoire. Ce chapitre présente les résultats de la fabrication de cette première pièce de tuyère.

7.1 Matériaux utilisés

Le renfort P2 fourni par le partenaire industriel a été utilisé pour la fabrication de la première pièce. Celui-ci a déjà été compacté et préformé. Toutefois, il comporte une fissure de dimension importante sur toute la hauteur de sa surface interne causée par l'étude de compaction (voir Figure 2-26). Son emploi est quand même prescrit pour la fabrication de la première pièce. La Figure 7-1 présente la préforme P2 installée dans le moule juste avant la fermeture de celui-ci. On ne remarque aucun jeu entre le renfort et le moule ce qui valide la qualité du préformage. De plus, la surface du haut du renfort est bien alignée avec la surface du moule. Ceci confirme que les dimensions du moule sont adéquates pour les pièces sortant du préformage.



Figure 7-1 : Insertion de la préforme P2 dans le moule.

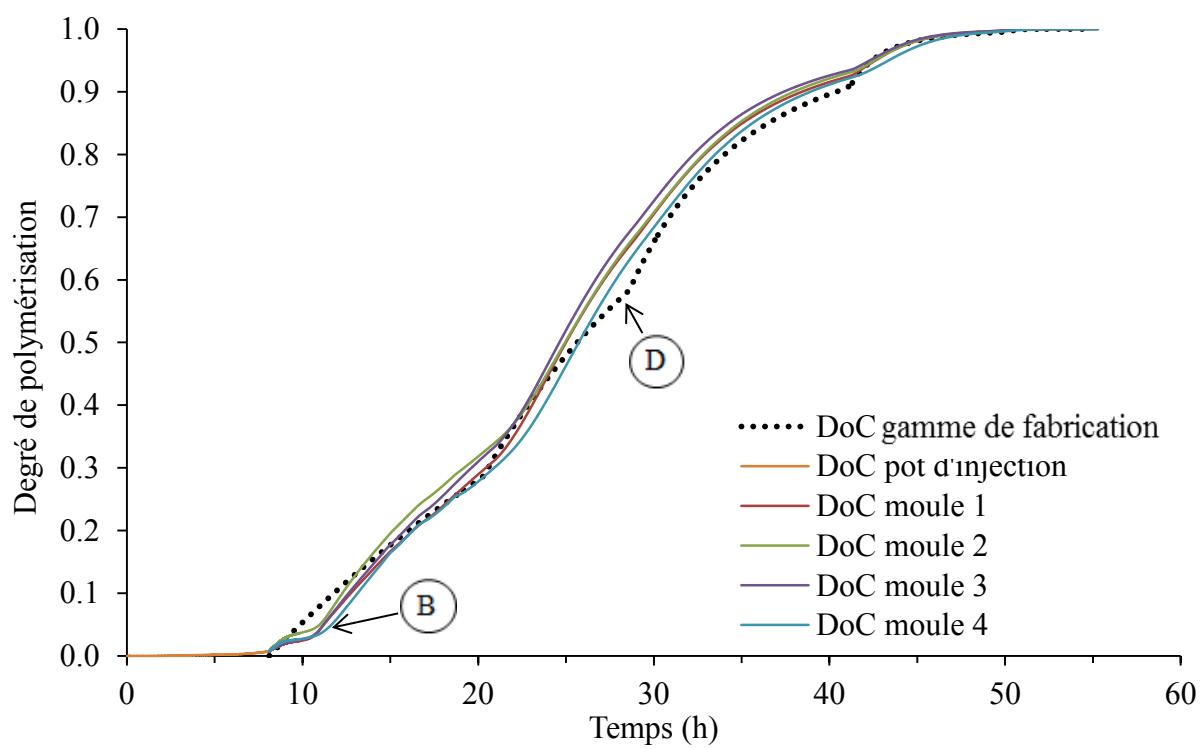
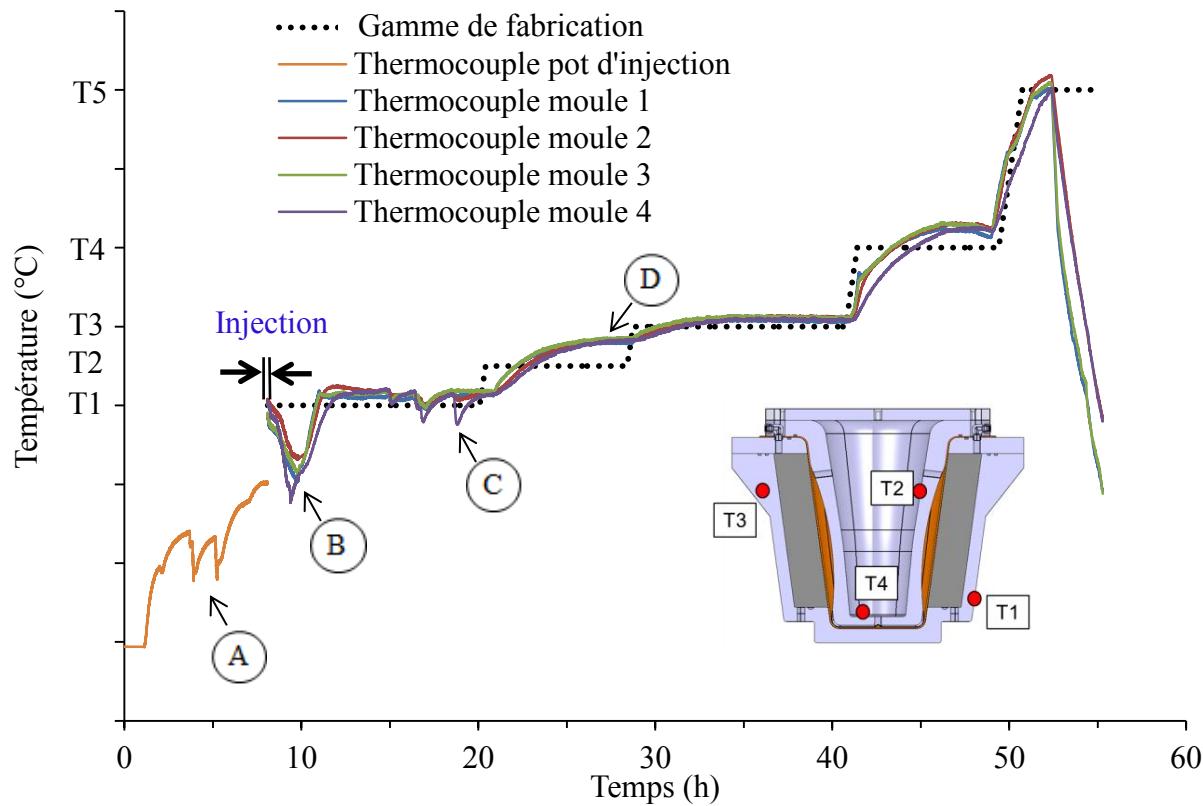
Comme expliquée au chapitre précédent, la quantité restante de résine phénolique est inférieure à la quantité nécessaire pour la fabrication. Un mélange de résine a donc été effectué en utilisant 100 PHR de résine phénolique du partenaire industriel et 25 PHR de résine Momentive Durite SC-1008. La cinétique de réaction et la viscosité ont été remesurées sur le mélange. La cinétique de réaction est similaire, mais la viscosité est sensiblement plus faible.

7.2 Fabrication de la première pièce de tuyère

7.2.1 Acquisition de données

La Figure 7-2 présente les lectures des thermocouples du moule pendant la fabrication, tandis que la Figure 7-3 présente le calcul du degré de polymérisation à partir des lectures des thermocouples. De l'acquisition de données, plusieurs points importants peuvent être analysés :

- A. La résine a été ajoutée en 3 parties de manière à réduire les risques de débordement au dégazage. À chaque fois qu'une nouvelle quantité de résine est ajoutée, la température du pot diminue. Chaque partie est ajoutée lorsque la température de la résine atteint 50°C. Finalement, l'injection est réalisée lorsque tout le volume atteint 60°C.
- B. Juste après l'injection, la température du moule diminue parce que la résine est injectée à une température plus faible que la température du moule. Toutefois, après l'injection, le refroidissement a été lancé dans le pot d'injection, ceci a diminué la pression dans le réseau d'eau froide et fait arrêter le chauffage à l'huile du moule. Ainsi, le chauffage du moule a arrêté pendant environ une heure et a fait diminuer de manière plus importante que prévu la température du moule entre la 10^e et la 11^e heures d'enregistrement.
- C. Comme le fluide de compaction n'est pas chauffé, lors de son injection dans la chambre de compaction. La température enregistrée chute rapidement au thermocouple 4, thermocouple près du port d'injection du fluide.
- D. La machine de chauffage contrôle la température de l'huile à l'entrée du moule. Toutefois, l'huile rejoignant le moule est plus froide que la consigne. Des essais ont été menés préalablement à l'injection pour définir les températures d'huile adéquates pour obtenir les températures désirées au moule. Malgré cette première optimisation, le contrôle manuel reste un point faible à améliorer.



La Figure 7-4 présente la lecture des capteurs de pressions ainsi que l'évolution de la polymérisation de la pièce P2. Le capteur de pression dans la résine, qui semblait fonctionner adéquatement pendant les essais préliminaires, a finalement fourni des valeurs erronées lorsque la pression de la résine était plus basse que 5 bars. Malgré cette perte d'information, plusieurs autres points ont pu être observés grâce au capteur de pression dans le moule :

- E. Le vide est appliqué dans les chambres d'injection et de compaction avant l'injection de la résine.
- F. La circulation du fluide de compaction est effectuée, la pression est appliquée de manière cyclique pour aider l'imprégnation de la pièce. Par la suite, la pression est retirée.
- G. La pression de consolidation est appliquée à nouveau. À cet instant, le degré de polymérisation calculé avec les lectures des thermocouples varie de 26 à 28 %
- H. La gélification de la résine est atteinte aux lectures de tous les thermocouples.
- I. La pression de consolidation est retirée à la fin du cycle.

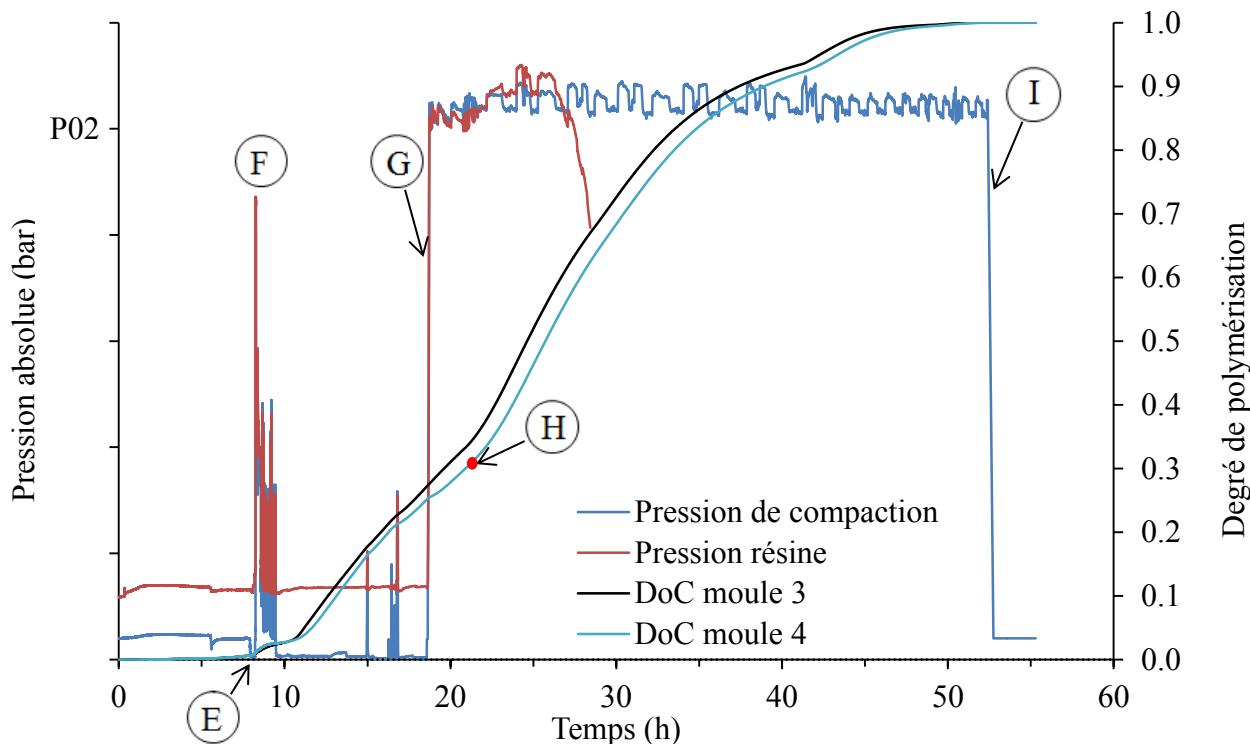


Figure 7-4 : Évolution des capteurs de pression pendant la fabrication de la pièce P2.

7.2.2 Démoulage de la pièce P2

L'ouverture du moule a été relativement simple à l'aide des vérins du système de manutention. La Figure 7-5 présente le moule lors de son ouverture. La présence d'une quantité importante d'eau issue de la polymérisation de la résine a été remarquée sur la bordure et dans le fond du moule. Les éjecteurs ont par la suite fonctionné de manière adéquate pour libérer la pièce du moule extérieur encore à 100°C.

Comme il avait été anticipé, une corrosion importante est apparue sur les endroits où la pièce était en contact avec le moule. Le chapitre 8 présente l'étude réalisée pour identifier les mécanismes qui ont généré cette corrosion ainsi que les traitements de surface possibles.

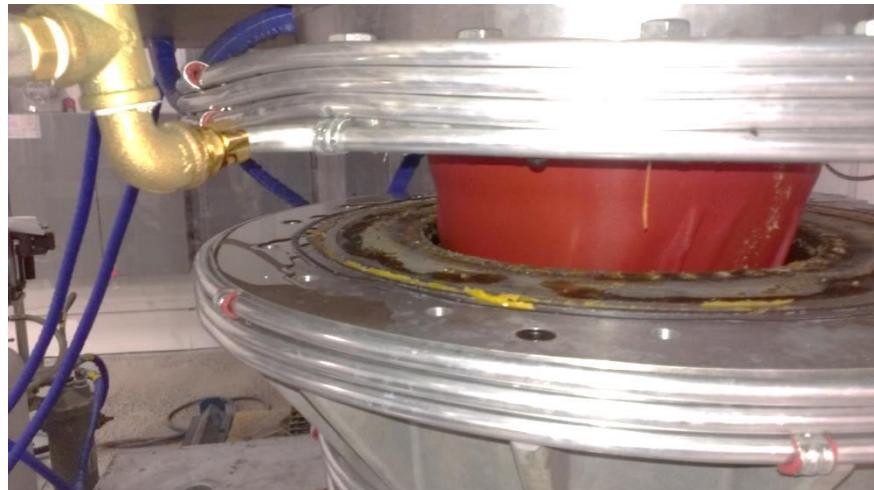


Figure 7-5 : Démoulage de la pièce P2.

7.2.3 Analyse de la pièce composite P2 démoulée

Tel qu'espéré, les premières observations sur la pièce composite (voir Figure 7-6) ne rapportent aucune ondulation ou pli des fibres. Ceci consistait un requis important de ce projet. Également, aucune zone sèche ni aucune porosité ne sont apparente sur l'extérieur la pièce P2.

Par contre, on observe des zones riches en résine sur la surface interne de la pièce (voir Figure 7-7). Ceci est dû à l'injection d'une quantité trop importante de résine. Comme la pièce est usinée

sur toutes ses surfaces, l'injection d'une quantité trop importante de résine n'affecte pas la qualité de la pièce.

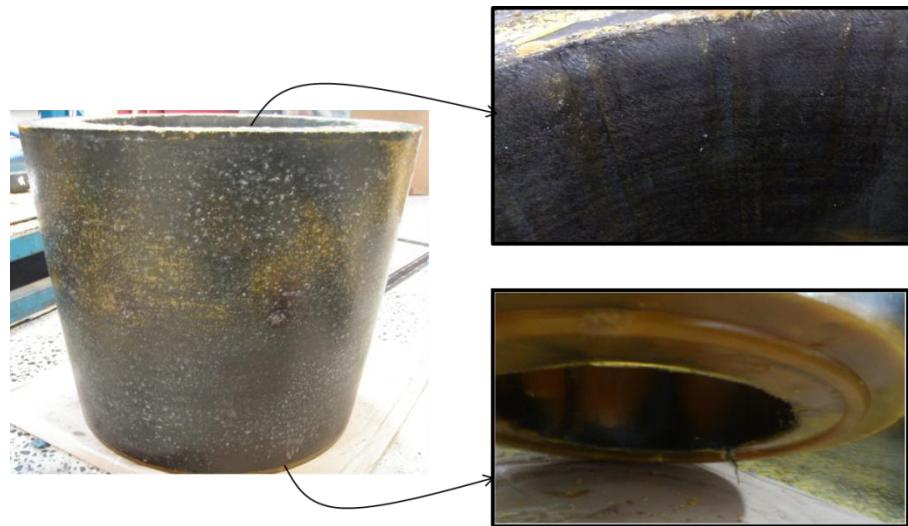


Figure 7-6 : Pièce composite P2 à la sortie du moule.



Figure 7-7 : Zone riche en résine sur la surface interne de la pièce P2.

7.3 Étude approfondie de la pièce P2

7.3.1 Densité et dimensions

Dans le but d'avoir une idée plus appropriée de la densité du composite, les accumulations de résine à l'intérieur ont été retirées. À l'aide de règles et ruban à mesurer, les dimensions finales de la pièce ont été obtenues et son volume est calculé. L'épaisseur de la pièce a été mesurée au pied à coulisse. Le Tableau 7-1 présente les dimensions mesurées et calculées sur la pièce composite P2. On observe que le critère de performance sur la densité apparente demandé par le partenaire industriel se retrouve à l'intérieur de la plage permise avec une valeur de 1,379. Au niveau de la porosité, la valeur obtenue est à la limite inférieure du critère. Pour calculer la porosité, la masse volumique de la pièce 4 réalisée avec le moule de plaque *Polyflex* a été utilisée comme référence. Finalement, ces analyses montrent que le critère sur la diminution de l'épaisseur a été bien respecté aux deux extrémités de la pièce.

Tableau 7-1 : Mesures effectuées sur la pièce P2.

	Valeur expérimentale	Critère de performance
Poids de la pièce composite (kg)	63,39	
Volume de la pièce composite (L)	45,97	
Densité apparente	1,379	1,35±0,07
Masse initiale du renfort (kg)	27,86	
Masse volumique des fibres (kg/L)	1,83	
Taux de fibres (%)	33,1	
Masse volumique résine seulement (kg/L)	1,233	
Masse volumique ref. résine (plaque 4-Section 6.2) (kg/L)	1,247	
Pourcentage de porosité (%)	4,9	5 à 10
Épaisseur au grand diamètre (mm)	85,3	
Épaisseur au petit diamètre (mm)	84,8	
Diminution de l'épaisseur au grand diamètre (%)	9,1	4 à 12
Diminution de l'épaisseur au petit diamètre (%)	10,7	4 à 12

7.3.2 Évacuation de l'eau de polymérisation

Lors de la fabrication, le matériau poreux n'a pas réussi à remplir la fonction pour laquelle il avait été prévu, soit laisser passer l'eau tout en gardant la résine à l'intérieur du moule. Les ports d'évent ont été fermés après 10 h 30 au lieu de 12 h dans la procédure. La pression de consolidation a alors été appliquée à la fermeture des ports. Pour estimer la quantité d'eau qui a été retirée de la résine pendant la fabrication, la masse de toute la résine retrouvée sur la pièce et dans les tuyaux a été mesurée et comparée à la masse de résine injectée. Le Tableau 7-2 présente les valeurs mesurées ainsi que la valeur calculée de perte d'eau pendant la fabrication. On observe que la quantité d'eau retirée est beaucoup moins importante que la quantité qui avait été prévue. Cette différence explique en partie les surplus de résine retrouvés sur la surface interne de la pièce.

Tableau 7-2 : Perte en eau pendant la fabrication de la pièce P2.

	Valeur
Masse de résine injectée (kg)	45,98
Masse totale de résine retrouvée (kg)	44,31
Perte d'eau (kg)	1,67
Perte d'eau/masse totale de résine injectée (%)	3,9

7.3.3 Découpe de la pièce et préparation des échantillons

La pièce composite P2 a été coupée en deux sections à 180° tel que présenté à la Figure 7-8. Deux tranches de 13 mm ont ensuite été découpées aux extrémités d'une des demi-pièces. Dans ces deux tranches, deux échantillons prismatiques d'environ 2 grammes ont été découpés à trois endroits différents sur la hauteur de la pièce (voir Figure 7-9). À chaque emplacement, un échantillon a été préparé pour l'observation au microscope et la masse volumique mesurée sur le deuxième selon la méthode décrite dans la norme ASTM D792.

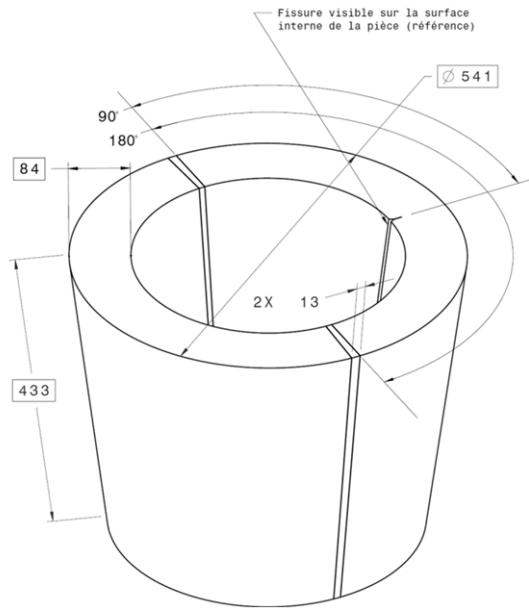


Figure 7-8 : Plan de découpe de la pièce P2

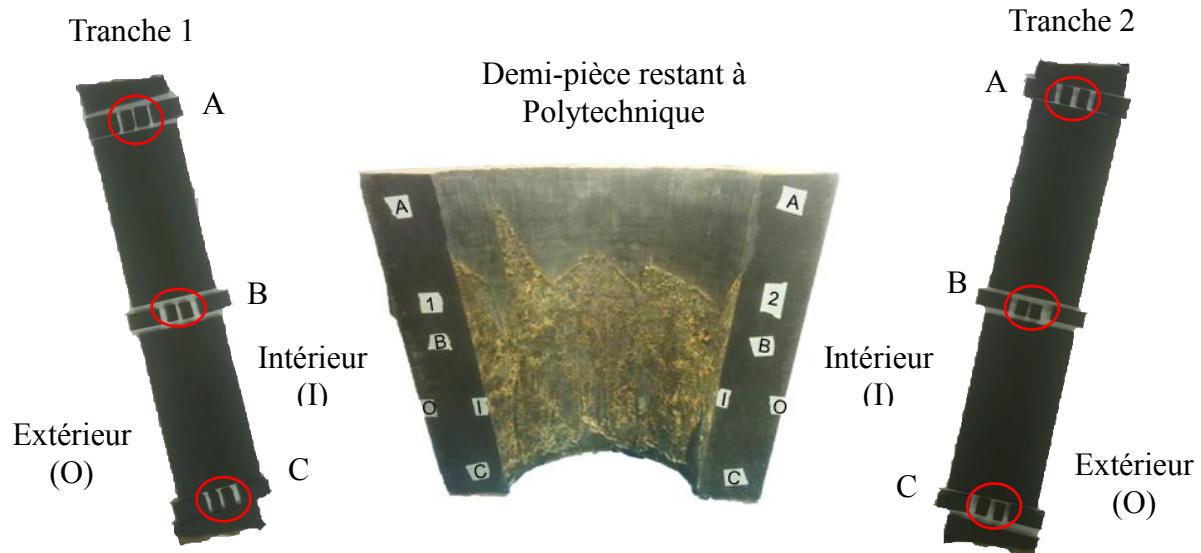


Figure 7-9 : Découpe de la pièce P2 et prise des échantillons.

7.3.4 Caractérisation de la densité

Le Tableau 7-3 présente les résultats de la caractérisation de densité réalisée sur les échantillons découpés. Toutes les valeurs de densité mesurées respectent le critère de performance demandé

de $1,35 \pm 0,07$. Aucune tendance ne se dégage de ces résultats, les 2 coupes suivent une logique différente et les valeurs sont très similaires à part l'échantillon 2CI. La majorité des mesures est plus haute que la densité calculée sur la pièce complète. Il est possible que localement, dans les tranches sélectionnées, le taux de fibre soit légèrement supérieur ou qu'il y ait un plus faible taux de porosité que dans la moyenne de la pièce. Les porosités ouvertes pourraient aussi venir créer une différence dans la mesure.

Tableau 7-3 : Masse volumique des échantillons de la pièce composite P2.

Échantillon	Densité	Échantillon	Densité
1AI	1.388	2AI	1.401
1BI	1.392	2BI	1.393
1CI	1.395	2CI	1.352

7.3.5 Analyses microscopiques

Les échantillons pour l'observation au microscope ont d'abord été enrobés à l'aide de bakélite et ensuite polis jusqu'à $1 \mu\text{m}$ au diamant. Le microscope optique Keyence VHX (250x-2500x) a été utilisé pour leur observation.

Comme observé à la Figure 7-10, un nombre important de porosités sont présentes sur les échantillons. Ces porosités peuvent être classées de la manière suivante :

- a) porosités à l'interface entre les torons de fibres et la résine;
- b) porosités à l'intérieur des torons;
- c) fissures parcourant de longues distances sur les échantillons;
- d) porosités dans les zones de résine pure.

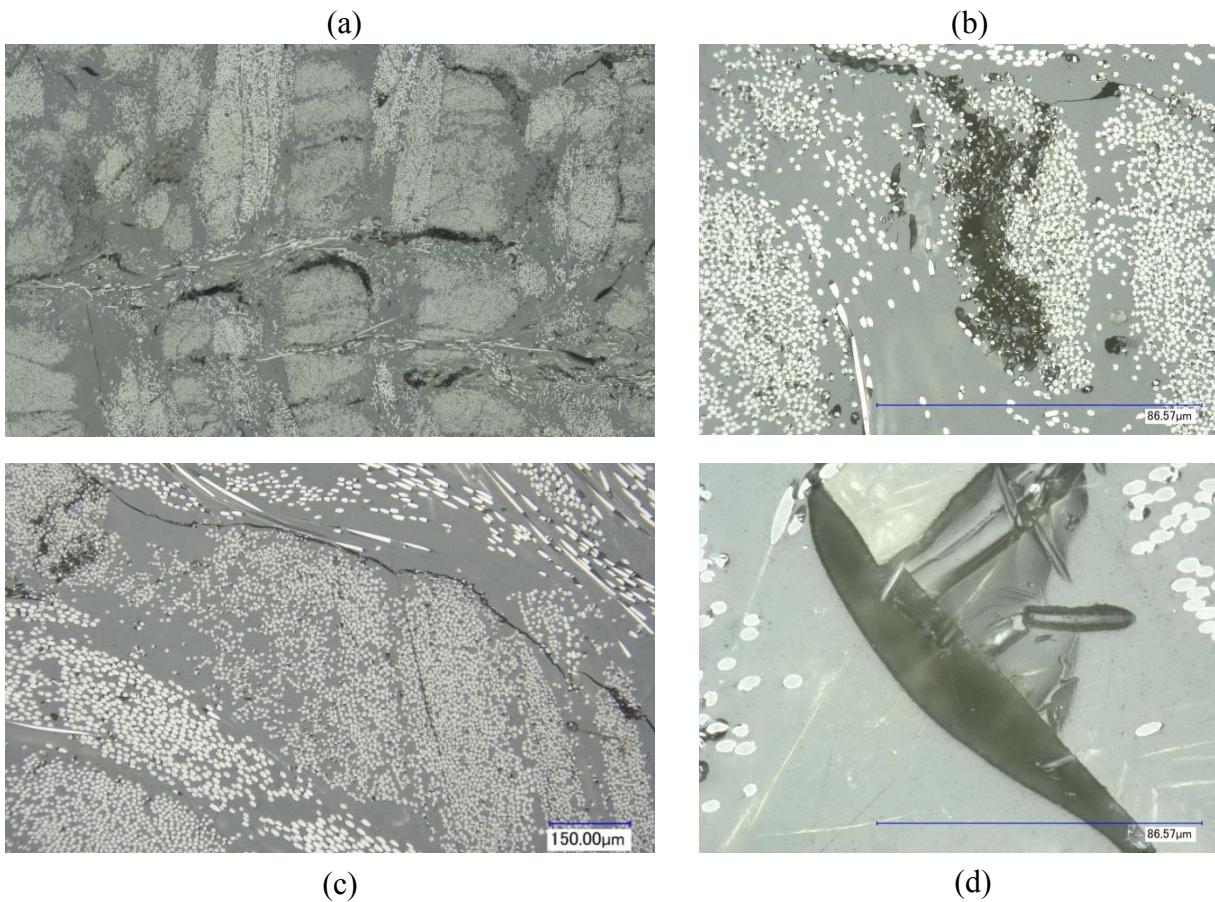


Figure 7-10 : Types de porosités observées sur la pièce P2.

L'analyse sur la pièce complète présente une valeur d'environ 5 % de porosités. Jusqu'à maintenant, avec le *NanoMoule* et le moule de plaque *Polyflex*, il n'avait pas été possible d'obtenir de pièces comportant autant de porosités. Il reste à savoir quelle a été la différence principale entre ces fabrications. Deux observations permettant d'émettre une hypothèse ont été faites pendant les différentes expériences et simulations. Premièrement, à la fabrication de la pièce 1 dans le moule de plaque *Polyflex*, le temps de gel aurait été dépassé près de l'évent avant l'application de la pression de consolidation. Ceci aurait permis au conduit ouvert par le mouvement de l'eau gazeuse de geler sans être refermé à l'application de la pression. Ce phénomène a créé tellement de porosités que la pièce se délaminait avec une faible force manuelle. Deuxièmement, la simulation de cuisson de la pièce dans le moule présente une augmentation importante de la température au centre de la pièce pendant le dégazage. Cette

augmentation pourrait mener à l'atteinte de la gélification sur une bonne partie de la pièce bien avant l'application de la pression de consolidation. L'hypothèse la plus probable est donc la suivante : pendant l'étape de dégazage, le temps de gel est atteint sur la majorité de la pièce. Les conduits créés par le mouvement de l'eau gazeuse vers l'évent gèlent avant l'application de la pression de consolidation, en générant ainsi les porosités dans la pièce.

À l'aide du microscope, il a été possible de reconstituer une image de grande qualité de chaque échantillon (image de 16000 X 10000 pixels). Une image binaire a ensuite été créée avec en noir les porosités et en blanc le composite. La quantité de pixels noirs est alors divisée par le nombre total de pixels pour en obtenir le pourcentage de porosités. Un seuil noir-blanc trop bas ne tient pas compte de toutes les porosités, un seuil noir-blanc trop haut prend une partie des fibres pour des porosités. Le pourcentage de porosités varie de manière importante en fonction du seuil choisi. Deux seuils ont alors été sélectionnés pour tenter de borner le pourcentage réel de porosité. Cette technique de mesure de la porosité est reconnue pour sous-estimer la valeur réelle car l'hypothèse que la quantité de porosité surfacique est égale à la quantité volumique n'est généralement pas complètement valide. Ceci est dû à la forme elliptique des porosités et à la difficulté de les reproduire à partir d'une coupe 2D. Toutefois, cette technique peut être utilisée à titre indicatif pour définir le taux de porosités. La technique employée est présentée à la Figure 7-11.

La Figure 7-12 présente les résultats obtenus avec cette technique d'analyse. Ces valeurs sont plus basses que la valeur calculée à la section précédente à partir de la densité de la pièce. On observe qu'aucune tendance ne peut être définie à travers ces caractérisations. Les valeurs obtenues sont toutefois plus basses que le critère demandé.

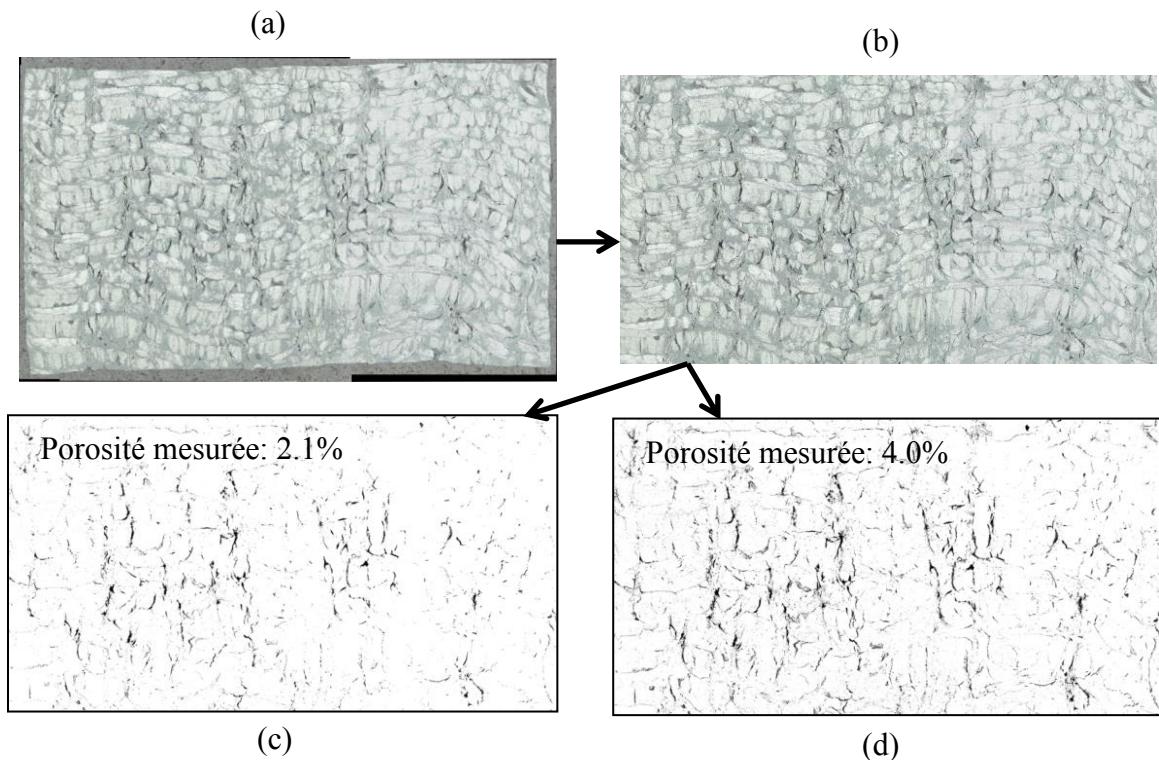


Figure 7-11 : Mesures de porosité de l'échantillon 1A, (a) image de l'échantillon complet, (b) rognage pour seulement conserver le composite, (c)(d) image binaire avec les deux seuils sélectionnés.



Figure 7-12 : Mesure des porosités au microscope sur la pièce P2.

7.4 Comparaison avec la simulation de remplissage

La masse mesurée par la balance a été enregistrée pendant l'injection (voir Figure 5-13). Il est alors possible de comparer l'injection réelle avec la simulation de remplissage qui avait été présentée au chapitre 4. Les estimations numériques du temps de remplissage donnaient une valeur entre 3 et 7 minutes selon les différentes hypothèses proposées. Le temps total de remplissage enregistré à l'injection était de 5:02 minutes. Cette valeur entre dans la plage prédictive par la simulation numérique, ce qui est un résultat très satisfaisant compte tenu de la complexité de l'analyse des écoulements *Polyflex*.

Deux différences sont à noter entre la simulation et l'injection de la pièce P2. Le mélange de résines utilisé possède une viscosité plus faible que celle de la résine phénolique du partenaire industriel seul (0.05 Pa.s versus 0.08 Pa.s à $T_1^{\circ}\text{C}$). De plus, la résine a été injectée à une température de 60°C au lieu de $T_1^{\circ}\text{C}$ de la simulation, cette modification apporte l'effet inverse sur la viscosité. Toutefois, la température du moule est pour sa part maintenue à $T_1^{\circ}\text{C}$, ceci fait diminuer la viscosité à l'entrée du moule car la résine serait chauffée rapidement au contact du renfort et du moule. La simulation isotherme réalisée au chapitre 4 ne permet pas de représenter adéquatement tous les échanges de chaleur entre le moule d'injection, le renfort et la résine. Ces échanges apporteront assurément des modifications au front car la viscosité de la résine ne serait plus uniforme en tout point et moment du remplissage. Toutefois, en supposant un échange thermique assez important pour que la résine soit chauffée à une température près de $T_1^{\circ}\text{C}$ à l'entrée du moule, il est possible de comparer les résultats.

En observant la pièce, il est possible d'écartier l'hypothèse d'un conduit préférentiel sur la surface externe car celle-ci est en majorité exempte de surplus de résine (voir Figure 7-6). Le conduit à la base de la préforme est pour sa part bien présent et doit donc être conservé pour la simulation numérique.

La comparaison des résultats expérimentaux et numériques est présentée à la Figure 7-13. On note une excellente corrélation entre le remplissage réel et la courbe obtenue avec une perméabilité 10 fois inférieure à travers l'épaisseur. Ce résultat important démontre que les hypothèses considérées pour le calcul de remplissage ont été adéquates. La prédition des écoulements présentée à la Figure 4-3 est ici confirmée par cette validation expérimentale.

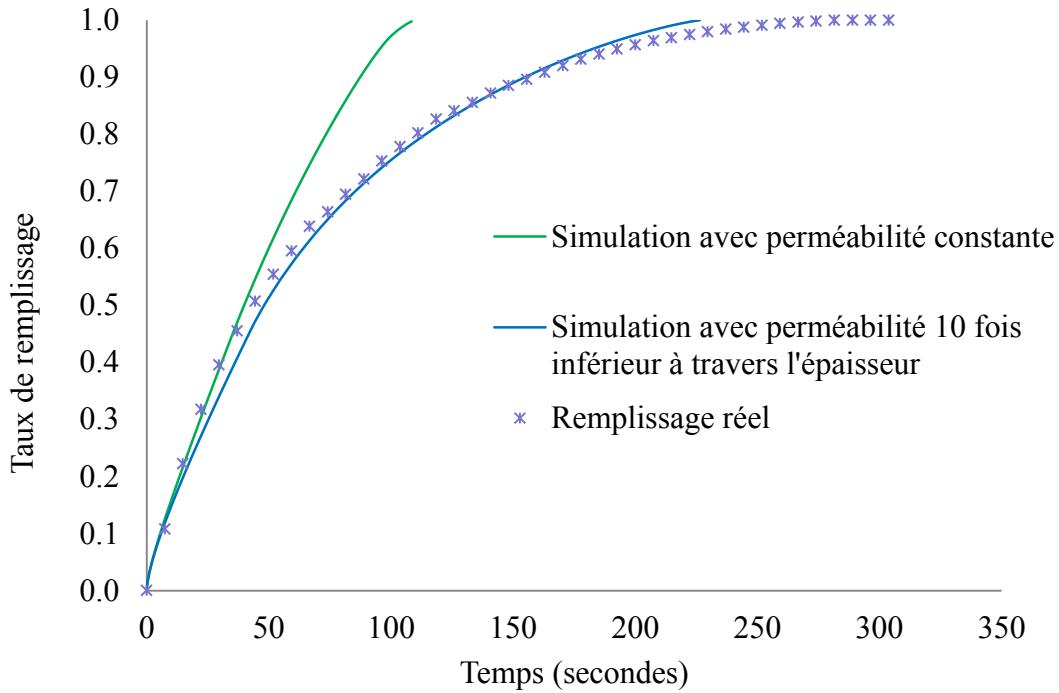


Figure 7-13 : Comparaison du remplissage réel de la pièce de tuyère P2 et de la simulation numérique.

7.5 Atteinte des critères de réussite

Le Tableau 7-4 présente une comparaison entre les valeurs demandées par le partenaire industriel et les résultats obtenus à la fabrication de la pièce P2. Les critères sur le taux de compactage en épaisseur, sur les plis et ondulation et sur la densité apparente sont bien respectés. Pour sa part, le critère sur les porosités est à la limite inférieure de la plage permise. Ces résultats démontrent la qualité des analyses scientifiques réalisées permettant de comprendre les divers phénomènes agissant pendant la fabrication. La compaction du renfort épais, la polymérisation de la résine phénolique, l'évacuation de l'eau générée et la formation de porosités ont dû être étudiées afin de créer une procédure de fabrication robuste. Finalement, la simulation numérique a permis de prédire les écoulements à l'intérieur du moule et donner la plage de temps de remplissage qui permettait d'assurer une bonne imprégnation du renfort, élément essentiel à la réussite de la fabrication.

Tableau 7-4 : Comparaison entre les valeurs des critères demandés et les résultats obtenus pour la pièce P2.

Critère	Valeur demandée	Résultat obtenu
Taux de compactage en épaisseur	4 à 12 %	Par rapport aux mesures initiales de la préforme P2 Au grand diamètre : 9,1 % Au petit diamètre : 10,7 %
Pli ou ondulation traversant l'épaisseur	Aucun	Aucun
Densité apparente	$1,35 \pm 0,07$	Analyse masse et dimensions de la pièce 1,379 Analyse sur les échantillons (valeur moyenne) 1,387
Porosité	5 à 10 %	Analyse masse et dimensions de la pièce 4,9 % Analyse au microscope (valeur moyenne) 2,8 %

CHAPITRE 8 ÉTUDE DE CORROSION DANS LE MOULE

Un problème a été identifié à la fabrication de la première pièce. Il s'agit d'une forte corrosion venant affecter le fini de surface du moule et par conséquent le fini de surface de la pièce. Une étude a été réalisée pour identifier les mécanismes de corrosion et la possibilité de contrer celle-ci par un traitement de surface sur le moule. L'étude a commencé à l'apparition des premières observations de ce phénomène sur l'outil de compaction à l'automne 2012. La prochaine section présente l'étude et les conclusions qui en découlent. Malheureusement, par manque de temps pour la mise en place du moule, l'étude n'a pu être terminée avant la fabrication de la première pièce. Toutefois, le moule a pu être modifié pour la fabrication de la deuxième pièce de tuyère.

Les observations préliminaires sur les moules semblent identifier la corrosion galvanique comme source principale de corrosion. La prochaine section présente un résumé décrivant ce phénomène. Par la suite, les observations sur les moules et l'étude de corrosion réalisée pour appuyer l'hypothèse sont décrites. Une description du traitement d'anodisation et une étude pour tester la résistance à la corrosion du traitement sont ensuite présentées. Finalement, une étude de pH et de la conductivité des électrolytes est décrite. Celle-ci a apporté des informations complémentaires à la compréhension des phénomènes influençant la corrosion.

8.1 Corrosion galvanique

La corrosion galvanique est causée par l'interaction électrochimique de deux métaux lorsqu'ils sont plongés dans une solution conductrice (électrolyte). Chaque métal possède un potentiel distinct associé à la perte ou au gain d'électrons à sa surface. Lorsque deux métaux en contact sont plongés dans un électrolyte, un circuit électrique est créé et un déplacement d'électrons commence de l'anode (métal possédant le potentiel le plus faible) vers la cathode (métal possédant le potentiel le plus élevé). Lorsque le métal de l'anode perd ses électrons, les ions produits, maintenant plus réactifs, forment généralement des liens avec l'oxygène et se dissocie du métal de base (voir Figure 8-1). Le carbone sous forme de graphite est un des métaux possédant le plus haut potentiel tandis que l'aluminium possède l'un des plus faibles. Les conditions minimales sont donc présentes pour l'apparition de ce type de corrosion dans le moule en présence d'un électrolyte.

La vitesse de corrosion est influencée par plusieurs facteurs, tels que :

- la conductivité électrique de l'électrolyte (plus la conductivité de l'électrolyte est faible plus la corrosion est concentrée autour des zones de contact entre les deux métaux);
- la différence de potentiel électrochimique entre les deux métaux;
- l'aire de contact des deux métaux (plus la cathode est grande comparativement à l'anode, plus la corrosion est rapide);
- la température.

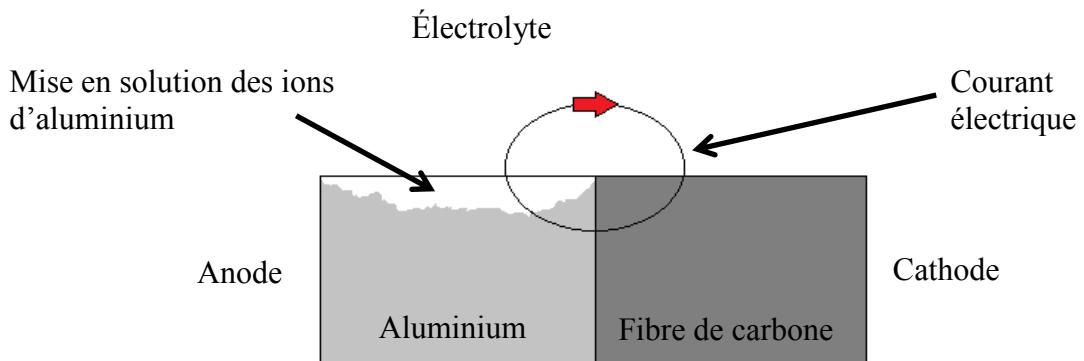


Figure 8-1 : Principe de corrosion galvanique (Baillon, & Dorlot, 2002)

8.2 Analyses des observations sur les moules

À trois reprises, il a été possible d'observer la formation de corrosion sur l'outillage utilisé pour la fabrication de pièces composites avec la résine phénolique. La Figure 2-37 a présenté la corrosion sur les plaques de l'outil de compaction fabriquées en aluminium 6061-T6. La corrosion ne semble apparaître que lorsqu'un contact était présent entre la fibre de carbone et l'aluminium. Les zones où seule la résine est en contact avec la cale ne comportent pas de corrosion. Ces premières observations semblent identifier la corrosion galvanique entre l'aluminium et le carbone comme le mode de corrosion principal. Pendant l'étape de préformage, trois substances différentes ont été utilisées : l'eau du robinet, l'alcool isopropylique et finalement la résine phénolique. Ces substances ont été utilisées comme électrolyte dans l'essai

en vue d'identifier l'influence de chacune sur la corrosion galvanique de l'aluminium en présence de carbone.

Le moule d'injection est fait d'aluminium A356-T6. Cet aluminium de fonderie comporte une proportion moins importante de magnésium et beaucoup plus importante de silicium que le 6061-T6. La Figure 8-2 présente la corrosion sur le moule d'injection après la fabrication de la première pièce. Il est possible d'observer 2 zones distinctes sur le moule : une première où un contact est présent entre les fibres de carbone, l'aluminium du moule et la résine et une deuxième où seulement la résine est en contact avec l'aluminium. La première zone comporte une corrosion très importante tandis que la deuxième ne semble que très peu affectée. Encore une fois, l'hypothèse de la corrosion galvanique semble la plus plausible pour deux raisons : la vitesse de corrosion est très importante et la corrosion est concentrée aux zones de contact entre la fibre et l'aluminium. Cette fois-ci, la résine phénolique est le seul liquide présent à l'intérieur du moule. La résine possède une conductivité électrique très faible et ne semble donc pas pouvoir jouer le rôle d'un électrolyte dans une réaction de corrosion galvanique. Toutefois, comme il a déjà été énoncé, de l'eau est créée à la polymérisation. Cette eau est retrouvée entre la paroi d'aluminium et la pièce à l'ouverture du moule. Elle pourrait jouer un rôle important pour la corrosion.



Figure 8-2 : Corrosion sur le moule d'injection après la fabrication de la pièce P2.

Le moule de plaque *Polyflex* s'est aussi corrodé pendant les fabrications, pourtant, le renfort utilisé est composé de fibres de verre. Le verre est un matériau isolant électrique ne pouvant pas entrer dans la composition d'un couple galvanique. La corrosion a toutefois été beaucoup moins importante que dans les deux autres cas. Cette observation vient suggérer qu'un autre mécanisme de corrosion est présent, mais vient renforcer l'hypothèse que le carbone joue un rôle important dans la corrosion des deux autres moules. Encore une fois, à l'ouverture du moule après une fabrication, de l'eau est présente entre la paroi et la pièce.



Figure 8-3 : Corrosion sur le moule de plaque *Polyflex* après 4 fabrications.

8.3 Étude de corrosion sur l'aluminium

Cette étude a pour but de comprendre l'effet de différents liquides utilisés lors du préformage et du moulage de la pièce sur la corrosion de l'aluminium. Elle consiste à mettre en contact des échantillons d'aluminium polis et des tissus de fibre de carbone à l'intérieur des différents liquides. Les deux types d'aluminium des moules ont été testés, soit le 6061-T6 et le 356-T6. Une température de 50°C a été utilisée pour accélérer la corrosion et pour empêcher la résine phénolique de geler avant la fin de l'essai qui dure 4 jours. Après l'exposition, les échantillons sont nettoyés et observés au microscope pour en déceler les traces de corrosion. La procédure complète de l'étude est présentée à l'annexe 9.

La Figure 8-4 présente les images observées au microscope des échantillons polis avant les essais de corrosion. Le Tableau 8-1 et le Tableau 8-2 présentent les résultats obtenus sur chacun des types d'aluminium après l'essai de corrosion. La deuxième colonne présente une appréciation de la corrosion sur une échelle de 1 à 10, 1 ne représentant aucune corrosion et 10, le pire résultat obtenu.

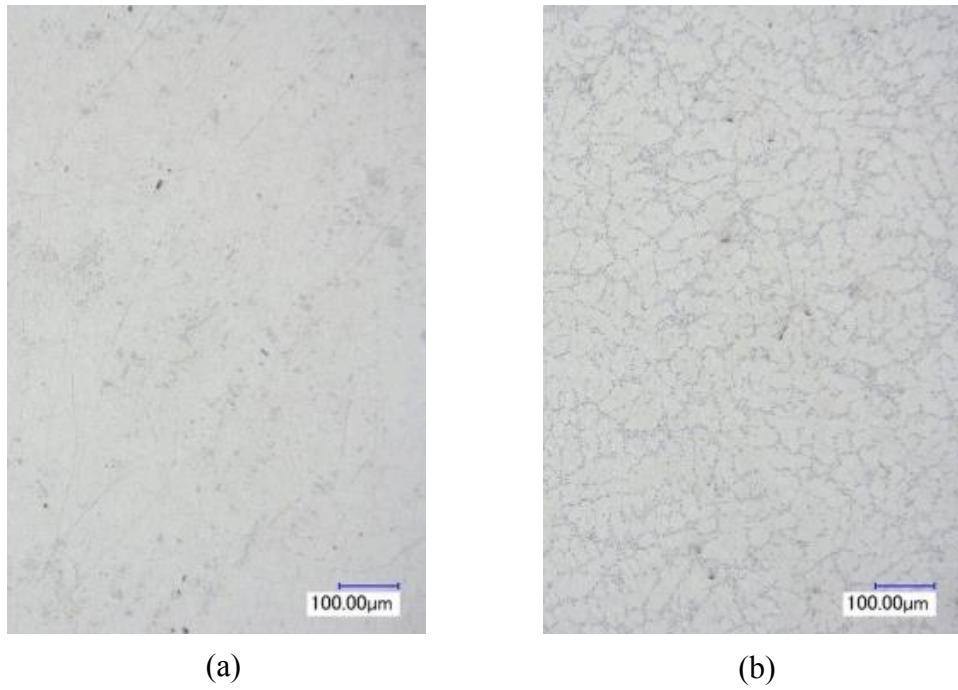


Figure 8-4 : Image au microscope des échantillons d'aluminium polis avant l'étude de corrosion,
 (a) 6061-T6 et (b) A356-T6.

Les échantillons NT3 et NT9 dans l'alcool isopropylique ne comportent aucune trace de corrosion. Ce résultat était attendu car cet alcool ne possède pas la capacité de s'ioniser et donc de conduire l'électricité. La corrosion sur les échantillons en contact avec la résine et les fibres a été inexistante pour le 6061 (NT2) et très faible pour le 356 (NT8). Encore une fois, la faible conductivité électrique de la résine ne permet pas l'apparition d'une corrosion galvanique importante sur les échantillons. Il est à noter que la méthode d'essai ne favorise pas la formation d'une couche d'eau à l'interface entre la fibre et l'aluminium comme ce qui peut arriver à l'intérieur du moule.

La corrosion est observée sur tous les échantillons où de l'eau est utilisée comme électrolyte (NT4, NT5, NT6, NT10, NT11, NT12). L'eau du robinet est le liquide où la corrosion a été la plus importante (NT6 et NT12). Ce résultat était anticipé car la conductivité de l'eau du robinet serait plus importante que celle des deux autres types d'eau. Les valeurs de conductivité ont été mesurées plus tard, les outils de mesure n'étaient pas encore disponibles au laboratoire. Ils ont dû être commandés au bénéfice du projet.

La conductivité de l'eau déionisée est en principe très faible et ne devrait pas favoriser la corrosion galvanique. Les échantillons NT4 et NT10 présentent une corrosion très inférieure aux échantillons avec l'eau du robinet. Cette corrosion a toutefois été beaucoup plus importante qu'avec l'alcool et la résine. L'analyse du pH et de la conductivité électrique des électrolytes présentée plus loin dans ce chapitre apporte des informations complémentaires à la compréhension.

On remarque aussi que l'aluminium 356-T6 semble moins résistant à la corrosion que l'aluminium 6061-T6. Cette caractéristique était attendue pour deux raisons : le magnésium contenu en plus forte quantité dans le 6061 est reconnu pour améliorer la tenue à la corrosion (Safrany, 2013). Les résultats obtenus viennent renforcer l'hypothèse que les moules ont pu être affectés par la corrosion galvanique car à l'instar des observations sur les moules, la corrosion a été très rapide sur les échantillons en présence d'eau et de fibres.

Les échantillons en contact avec la résine (NT1 et NT7) seulement n'ont pas été attaqués. Ce résultat ne permet pas de développer une hypothèse à savoir pourquoi l'aluminium du moule de plaque a aussi été affecté par la corrosion sans la présence de fibre de carbone.

Tableau 8-1 : Corrosion galvanique sur les échantillons d'aluminium 6061-T6 en contact avec la fibre de carbone.

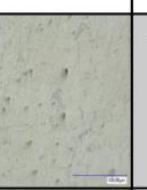
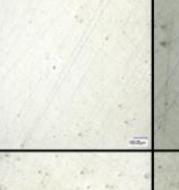
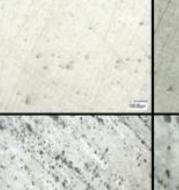
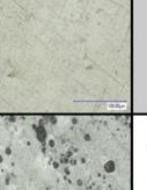
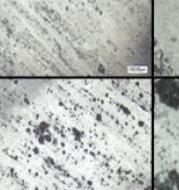
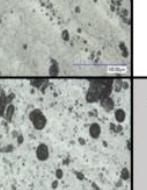
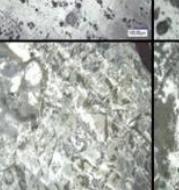
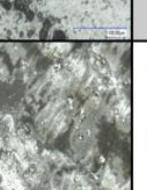
Échantillon	Niveau de corrosion	×250	×1000	Description
NT3 - Alcool isopropylique	1			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion non décelable
NT1 - Résine sans fibres de carbone	1			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion non décelable
NT2 - Résine	1			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion non décelable
NT4 - Eau déionisée	3			<ul style="list-style-type: none"> Légère corrosion autour des inclusions dans l'aluminium
NT5 - Eau par osmose inverse	5			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion autour des inclusions dans l'aluminium
NT6 - Eau du robinet	8			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion importante autour des inclusions dans l'aluminium Décoloration généralisée de la surface de l'aluminium

Tableau 8-2 : Corrosion galvanique sur les échantillons d'aluminium A356-T6 en contact avec la fibre de carbone.

Échantillon	Niveau de corrosion	×250	×1000	Description
NT9 - Alcool isopropylique	1			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion non décelable
NT7 - Résine sans fibres de carbone	1			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion non décelable
NT8 - Résine	2			<ul style="list-style-type: none"> Faible décoloration et corrosion autour des chaînes d'inclusions
NT10 - Eau déionisée	6			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion autour des inclusions Décoloration généralisée de la surface de l'aluminium
NT11 - Eau par osmose inverse	8			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion importantes autour des inclusions Décoloration généralisée de la surface de l'aluminium
NT12 - Eau du robinet	10			<ul style="list-style-type: none"> Corrosion importante autour des inclusions Décoloration généralisée de la surface de l'aluminium Accumulation d'oxyde en surface

8.4 Traitement d'anodisation

Après une étude des traitements de l'aluminium pouvant contrer la corrosion, l'anodisation a été identifiée comme une solution prometteuse. L'anodisation est une forme de corrosion galvanique contrôlée. Dans un bain d'acide, un courant électrique est circulé entre deux électrodes où la pièce à anodiser joue le rôle de l'anode dans le circuit. À des conditions particulières de

température et de pH, l'application du courant électrique crée une couche d'oxyde d'épaisseur uniforme à la surface de la pièce. Cette couche d'oxyde, beaucoup moins réactive que l'aluminium de base, est un excellent isolant électrique. Il est possible de contrôler l'épaisseur de la couche d'oxyde en appliquant un courant plus ou moins important et en variant le temps d'exposition.

Deux types d'acide sont utilisés pour ces traitements : l'acide chromique et l'acide sulfurique. L'acide chromique n'est pas recommandé pour les aluminiums de fonderie qui contiennent une forte concentration de silicium (Safrany, 2013). Pour cette raison, les traitements à l'acide chromique n'ont pas été étudiés dans ce travail. Finalement, deux traitements sont possibles avec l'acide sulfurique : l'anodisation sulfurique, formant une couche d'épaisseur de 2 à 25 µm et l'anodisation dure, formant une couche d'épaisseur de 13 à 150 µm. L'anodisation dure semble particulièrement intéressante pour une application de moulage car elle permet de former une couche de dureté élevée en surface qui résisterait mieux aux rayures potentielles du moule.

La couche formée par anodisation est tapissée de pores hexagonaux qui permettent encore un contact électrique avec le matériau de base. Un traitement supplémentaire est donc nécessaire pour remplir ces ouvertures : le colmatage des pores. Plusieurs types de colmatage sont utilisés pour différentes raisons comme la lubrification, la résistance à la corrosion ou la couleur. Le colmatage à l'eau chaude étant le plus commun, un traitement intéressant pour les applications de moulage serait potentiellement le colmatage des pores au PTFE. Celui-ci, en plus d'obstruer les pores, réduit le coefficient de friction de la surface. Finalement, le traitement le plus recommandé pour la corrosion est le colmatage au dichromate. Tous ces traitements ont des avantages et des inconvénients qui devront être étudiés pour l'application actuelle.

8.5 Étude de corrosion sur l'aluminium anodisé

La présente étude de corrosion cherche à répondre à deux questions :

- Comment se comporte l'aluminium anodisé face aux conditions propices à l'apparition de corrosion galvanique?
- Quel est l'effet de l'anodisation sur le fini de surface de l'aluminium?

Cette deuxième étude, très similaire à la première, consiste à mettre en contact des échantillons d'aluminium anodisés et des tissus de fibres de carbone dans l'eau du robinet seulement. L'étude

précédente a montré qu'avec l'emploi de ce type d'eau, l'effet de la corrosion galvanique est facilement observable aussi bien à l'échelle macroscopique que microscopique. La procédure complète de l'étude est présentée à l'annexe 10. La Figure 8-5 présente les pièces qui n'ont pas été traitées après le cycle. Une forte corrosion est présente sur les deux types d'aluminium. La Figure 8-6 et la Figure 8-7 présentent les pièces anodisées soumises au cycle de corrosion et le Tableau 8-3 présente un résumé des résultats. Encore une fois, le niveau de corrosion est représenté par une échelle de 1 à 10 avec 1 représentant une corrosion inexiste et 10 le pire résultat.

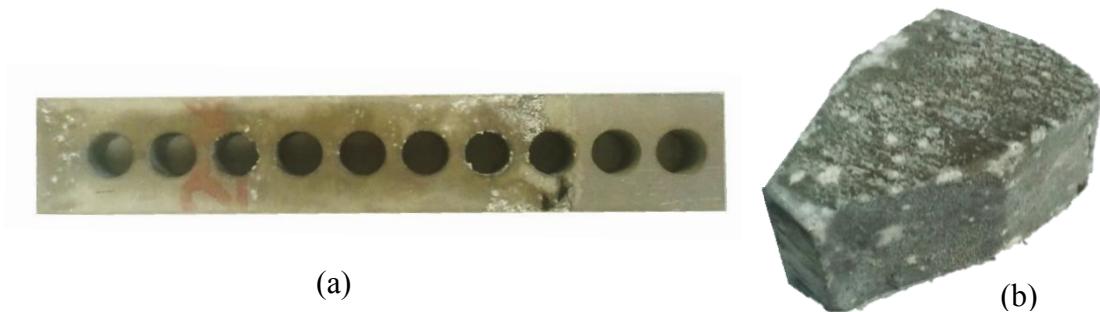


Figure 8-5 : Pièces d'aluminium non traitées après le cycle de corrosion galvanique, (a) T5 - A356-T6 et (b) T1 - 6061-T6.

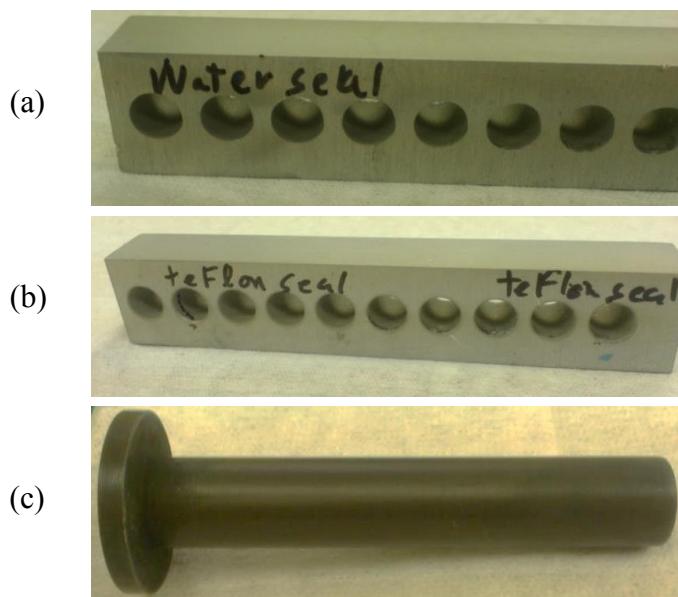


Figure 8-6 : Pièce d'aluminium 6061-T6 après le cycle de corrosion galvanique, (a) T2 - Anodisation sulfurique colmatée à l'eau, (b) T3 - Anodisation sulfurique colmatée au PTFE et (c) T4 - Anodisation dure colmatée au PTFE.

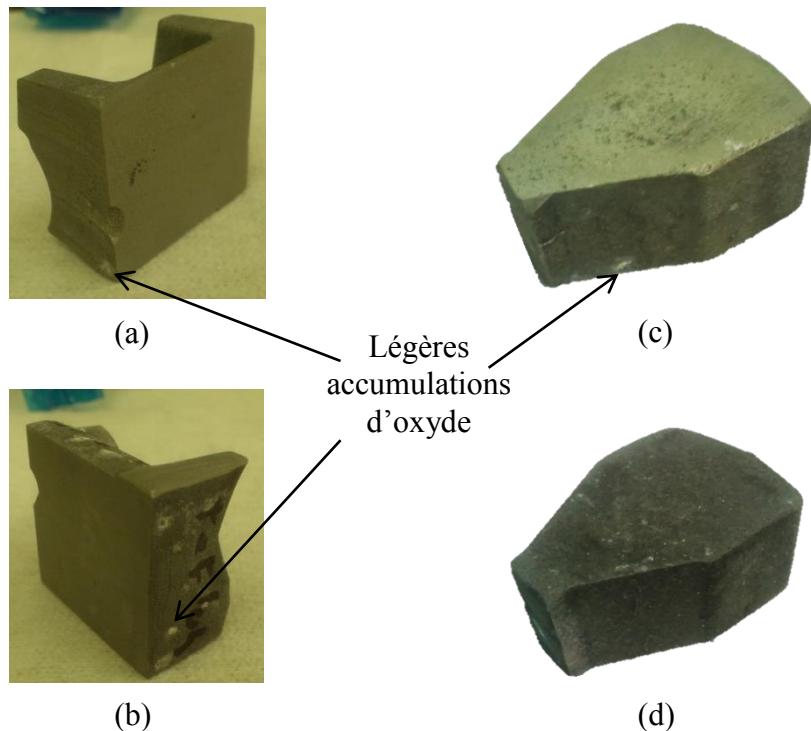


Figure 8-7 : Pièce d'aluminium 356-T6 après le cycle de corrosion galvanique, (a) T6 - Anodisation sulfurique colmatée à l'eau, (b) T7 - Anodisation sulfurique colmatée au PTFE, (c) T8 - Anodisation sulfurique colmatée au dichromate et (d) T9 - Anodisation dure colmatée au dichromate.

Ces résultats montrent que tous les traitements anodiques ont permis de réduire considérablement la corrosion galvanique sur les deux types d'aluminium testés. Pour le 6061-T6, les traitements sulfuriques colmatés à l'eau et au PTFE (T2 et T3) ont été les meilleurs pour diminuer la corrosion. Toutefois, plusieurs traitements n'ont pas été testés pour ce type d'aluminium. Il est possible qu'une anodisation dure avec un colmatage à l'eau ou au Dichromate donne de bons résultats tout en améliorant la dureté de surface.

Pour le 356-T6, les traitements sulfuriques colmatés à l'eau et au dichromate (T6 et T8) ont été les meilleurs pour diminuer la corrosion. L'anodisation dure sur l'aluminium A356-T6 (T9) a modifié l'état de surface de la pièce. À cause de ce phénomène, ce traitement, qui a tout de même

bien résisté à la corrosion, est déconseillé pour les applications de moulage où l'aluminium A356-T6 est utilisé.

Tableau 8-3 : Corrosion et état de surface des pièces d'aluminium anodisées après l'essai de corrosion.

Éch.	Aluminium	Anodisation	Colmatage	Effet de l'anodisation sur le fini de surface de la pièce	Niveau de corrosion
T1	6061-T6	Aucune	Aucun	-----	8
T2	6061-T6	Acide sulfurique	Eau	Aucun	2
T3	6061-T6	Acide sulfurique	PTFE	Aucun	2
T4	6061-T6	Anodisation dure	PTFE	Aucun	4
T5	356-T6	Aucune	Aucun	-----	10
T6	356-T6	Acide sulfurique	Eau	Noircissement de zones n'affectant pas le fini de surface	2
T7	356-T6	Acide sulfurique	PTFE	Noircissement de zones n'affectant pas le fini de surface	3
T8	356-T6	Acide sulfurique	Dichromate	Noircissement de zones n'affectant pas le fini de surface	2
T9	356-T6	Anodisation dure	Dichromate	Fini de surface modifié, augmentation importante de la rugosité	3

Certaines zones des échantillons anodisés ont quand même subi une corrosion. Pour le 6061-T6, ces zones se retrouvent sur les arêtes vives. Pour le 356-T6, ces zones se retrouvent sur la surface non polie des pièces. Ces surfaces comportent un fini rugueux à cause du procédé de fabrication, le moulage au sable. Toutefois, la surface du moule d'injection (A356-T6) en contact avec les fibres est une surface usinée sur laquelle un polissage a été effectué, c'est dans ces conditions que l'aluminium A356-T6 semble le mieux protégé. Cette étude des traitements d'anodisation démontre qu'il est possible de réduire les effets de la corrosion galvanique qui dégradent la surface des moules lors de la fabrication.

8.6 Analyse du pH et de la conductivité électrique des électrolytes

Des mesures de pH et de conductivité électrique ont été effectuées sur les solutions de l'étude de corrosion de la section 8.1.3. Le pH est mesuré à l'aide de papier pH et la conductivité à l'aide d'un conductimètre (voir Figure 8-8). Les mesures sur la résine n'ont pas pu être effectuées à cause des problèmes de nettoyage qui aurait pu affecter l'outil de mesure de la conductivité. Le Tableau 8-4 présente les résultats de cette caractérisation des électrolytes. On observe sur les trois types d'eau utilisés une augmentation significative du pH et de la conductivité après les essais de corrosion. Ceci confirme qu'il y a donc eu une modification de la concentration en ions de l'eau utilisée pendant l'étude. Une nouvelle expérience a été planifiée pour identifier la source des ions pouvant expliquer ces résultats.



Figure 8-8 : Conductimètre utilisé pour les mesures sur les électrolytes.

Tableau 8-4 : pH et conductivité sur les solutions après les essais de corrosion.

Éch.	Aluminium	Liquide	pH initial	pH final	Conductivité initiale (μ S)	Conductivité finale (μ S)
NT3	6061	Alcool isopropylique	N/A	N/A	4	4
NT4	6061	Eau déionisée	7	8	5	726
NT5	6061	Eau osmose inverse	7	8-9	10	568
NT6	6061	Eau du robinet	7	9-10	360	1602
NT9	356	Alcool isopropylique	N/A	N/A	4	3
NT10	356	Eau déionisée	7	8	5	541
NT11	356	Eau osmose inverse	7	8	10	406
NT12	356	Eau du robinet	7	8-9	360	852

Deux éléments sont soupçonnés d'influencer la composition de l'eau pendant les essais de corrosion : la fibre de carbone, qui possède généralement un ensimage dont la composition est difficile à obtenir et la bakélite, utilisée pour l'enrobage des échantillons. Cette nouvelle étude consiste à faire subir le même cycle aux trois types d'eau de l'essai de corrosion, mais cette fois-ci, elles ne sont en contact qu'avec chacun de ces deux éléments. La bakélite est un type de résine phénolique. Ainsi, il est probable que, si celle-ci libère une substance rendant l'eau basique et conductrice, la résine utilisée dans le projet fasse de même. La résine phénolique du projet a également été évaluée. Aux fins de comparaison, des pots remplis des trois types d'eau, mais n'ayant aucun matériau à l'intérieur sont aussi testés. Le Tableau 8-5 présente les résultats de cette nouvelle caractérisation à l'aide du pH et de conductimètre.

Tableau 8-5 : Identification de l'élément affectant la conductivité et le pH de l'eau pendant les études de corrosion.

Éch.	Liquide	Composée	pH initial	pH final	Conductivité initiale (µS)	Conductivité finale (µS)
S1	Eau déionisée	Aucun	7	7	360-370	368
S2	Eau déionisée	Fibre de carbone	7	7	360-370	362
S3	Eau déionisée	Bakélite	7	9-10	360-370	494
S4	Eau déionisée	Résine du projet	7	8	360-370	531
S5	Eau osmose inverse	Aucun	7	7	3	3
S6	Eau osmose inverse	Fibre de carbone	7	7	3	3
S7	Eau osmose inverse	Bakélite	7	8-9	3	239
S8	Eau osmose inverse	Résine du projet	7	8	3	197
S9	Eau du robinet	Aucun	7	7	10	10
S10	Eau du robinet	Fibre de carbone	7	7	10	19
S11	Eau du robinet	Bakélite	7	8-9	10	263
S12	Eau du robinet	Résine du projet	7	8	10	131

Les résultats montrent clairement que les trois types d'eau ont été influencés par la présence de bakélite utilisée pour faciliter la manipulation des échantillons d'aluminium au polissage et à l'observation au microscope. Les deux dernières expériences sont complémentaires aux résultats obtenus dans l'étude de corrosion sur l'aluminium pour les trois types d'eau. Pour l'eau du robinet, il est possible que la corrosion ait été moins importante, mais elle aurait été bien présente. Ceci est validé pendant l'étude de corrosion sur l'aluminium anodisé. Par rapport à l'eau du robinet, l'étude de corrosion sur l'aluminium montre tout de même que la corrosion est considérablement réduite dans l'eau déionisée. Ce type d'eau est donc recommandé pour les prochaines opérations de préformage.

Cette étude a aussi permis de démontrer que l'eau créée par la polymérisation ne posséderait pas un pH neutre, elle serait basique comme il est observé sur les échantillons S4, S8, S12. Si le film d'eau présent à l'interface entre le moule et la pièce à la fabrication est fortement basique (plus de 8.5-9), la couche d'oxyde d'aluminium qui protège le matériau n'est plus stable et la corrosion peut avoir lieu sur une grande plage de potentiel de réaction (Sukiman et al., 2012) (voir Figure 8-9). Ceci expliquerait la corrosion retrouvée sur le moule de plaque *Polyflex* dans lequel aucune fibre de carbone n'était utilisée.

L'analyse de corrosion sur l'aluminium anodisé réalisée dans l'eau du robinet a prouvé la résistance du traitement à la corrosion galvanique. Par contre, cette étude ne validait pas directement la résistance à toutes les conditions présentes à l'intérieur du moule pendant la fabrication. Maintenant, comme l'anodisation est aussi une couche d'oxyde d'aluminium, elle pourrait perdre sa stabilité en présence d'eau fortement basique. Il serait pertinent dans le futur de mesurer le pH et la conductivité de l'eau retrouvée à l'intérieur du moule après les fabrications. Par la suite, il serait intéressant de reprendre les essais sur l'aluminium anodisé avec une solution comportant le même pH que l'eau formée à la polymérisation de la résine pour en observer la durée de vie du traitement anodique. L'effet du dichromate sur la protection dans ces conditions pourrait aussi être analysé pour en détail.

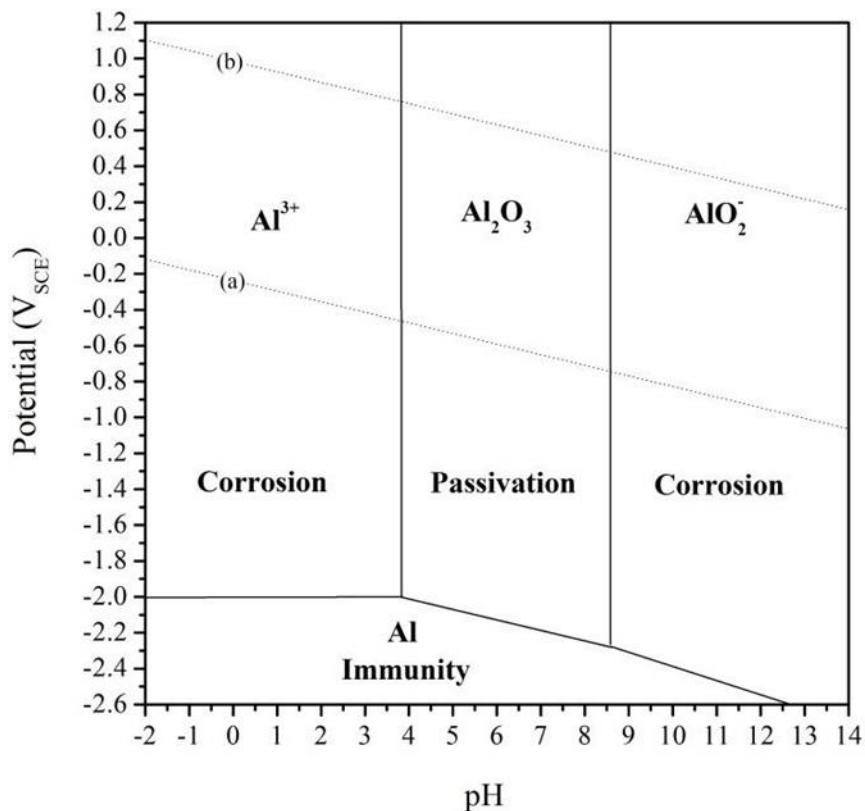


Figure 8-9 : Diagramme de Pourpaix pour l'aluminium (Sukiman et al., 2012).

8.6.1 Anodisation du moule d'injection

Même si des questions restent en suspens sur la durée du traitement anodique, le moule d'injection de la pièce de tuyère a été traité avec une anodisation sulfurique et un colmatage au dichromate, un des deux traitements ayant fourni les meilleurs résultats jusqu'à maintenant. La Figure 8-10 présente une photo de la surface intérieure du moule traitée, après la fabrication de la 2^e pièce de tuyère, présentée au prochain chapitre. Le traitement d'anodisation a bien rempli sa fonction car aucune corrosion n'est observée après la fabrication d'une durée de plus de 48 heures. Ce résultat important valide le choix du traitement d'anodisation utilisé pour la protection du moule.

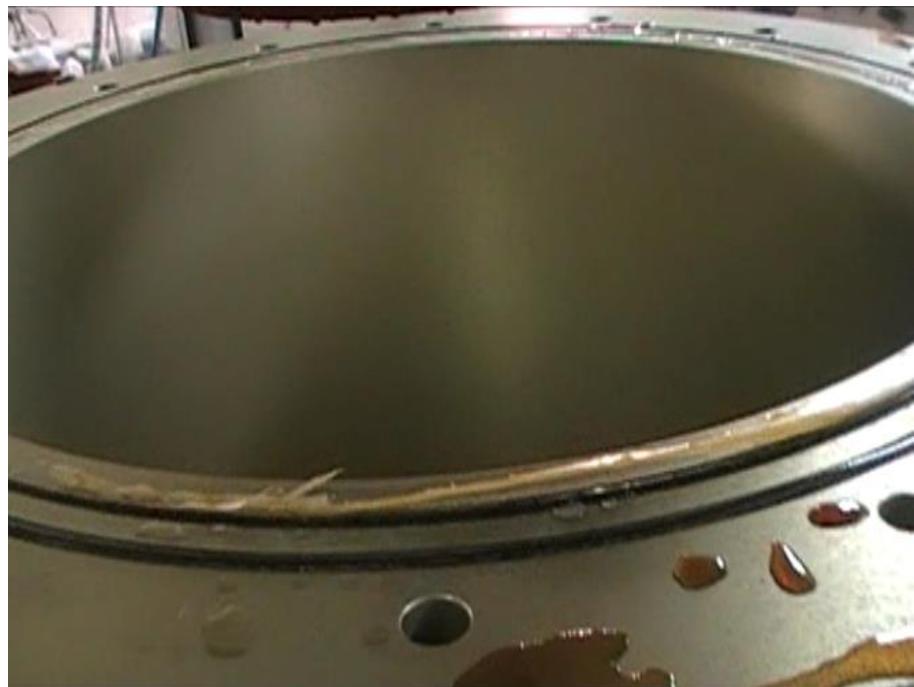


Figure 8-10 : Moule d'injection après la fabrication de la 2^e pièce de tuyère.

CHAPITRE 9 FABRICATION DE LA DEUXIÈME PIÈCE DE TUYÈRE

La fabrication de la deuxième pièce de tuyère a été réalisée dans la semaine du 19 août 2013. Avant l'injection de la pièce, il était nécessaire de préformer le renfort à l'aide de l'outil de compaction. La prochaine section présente le préformage sur le renfort P3. Ensuite, les résultats de la deuxième fabrication sont présentés.

9.1 Préformage du renfort P3

La procédure de préformage énoncée au chapitre 2 a été reprise presque intégralement pour le préformage du renfort P3. Deux modifications mineures ont été appliquées, premièrement, en tenant compte des recommandations de l'étude de corrosion, de l'eau déionisée a été utilisée pour la lubrification des fibres. Deuxièmement, les températures du séchage au four ont été augmentées de manière à réduire le temps de cycle. La Figure 9-1 présente les dimensions recherchées sur la préforme P3, semblables à celles de la préforme P2.

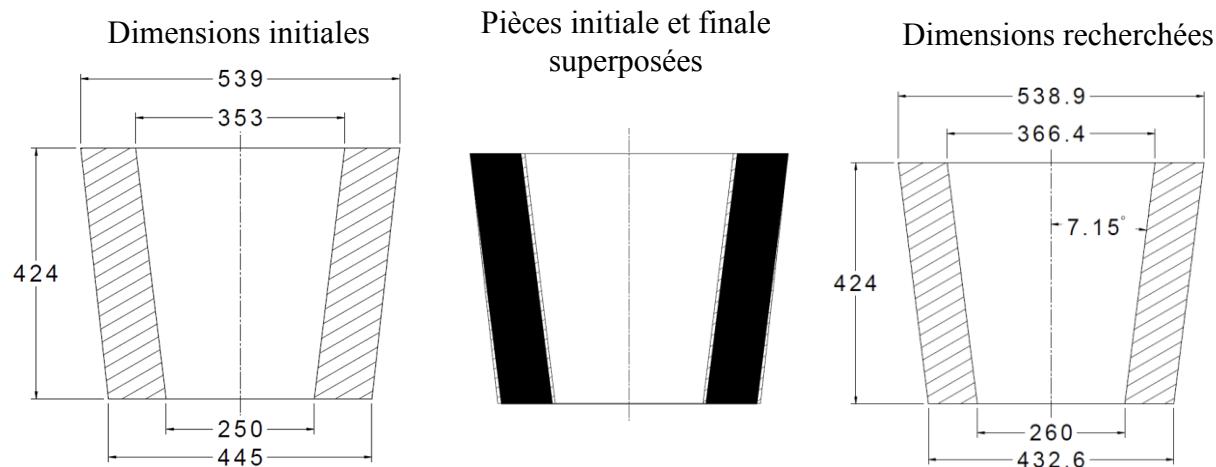


Figure 9-1 : Dimensions recherchées pour le préformage du renfort P3.

La compaction de la préforme P3 a été réalisée sans qu'aucun problème ne survienne. La Figure 9-2 présente une image du renfort après le préformage. Les surfaces interne et externe sont maintenant relativement rigides. Les dimensions du renfort mesuré après préformage sont présentées à la Figure 9-3. En comparant avec les dimensions recherchées de la Figure 9-1, on

remarque que la surface interne a bien maintenu les dimensions imposées. Pour les diamètres externes, une différence de 3 mm est obtenue, celle-ci ne cause pas de problème pour la fabrication. Le Tableau 9-1 présente l'analyse de la diminution des épaisseurs de la pièce. Les épaisseurs mesurées respectent bien le critère demandé et le taux de fibres obtenu est de 32.9 %.



Figure 9-2 : Renfort P3 après l'opération de préformage.

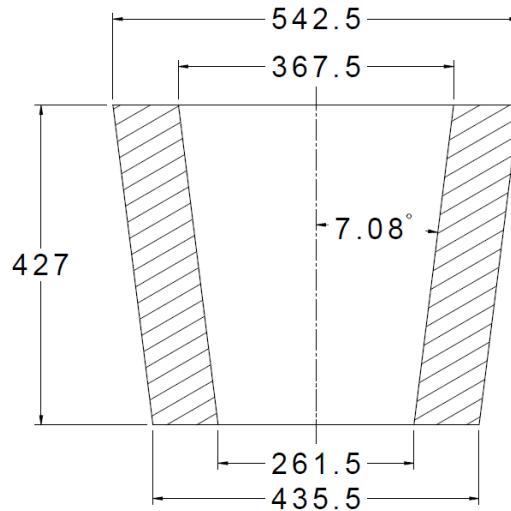


Figure 9-3 : Dimensions mesurées après préformage du renfort P3.

Tableau 9-1 : Diminution finale des épaisseurs du renfort P3.

	Petit diamètre	Grand diamètre
Épaisseur de paroi initiale (mm)	96.3	92.3
Épaisseur de paroi finale (mm)	87.2	87.0
Diminution (%)	9.4	5.7

9.1.1 Comparaison des essais sur P2 et P3

La Figure 9-4 présente les résultats de force de la presse en fonction de l'augmentation moyenne des diamètres externes pour les compactions des renforts P2 et P3. L'augmentation moyenne est calculée à partir des valeurs aux deux extrémités et la référence est ajustée à 0 mm pour mieux comparer les deux essais. On observe une bonne répétabilité entre les deux essais. Il est à noter que le taux de fibres initial peut influencer légèrement les résultats.

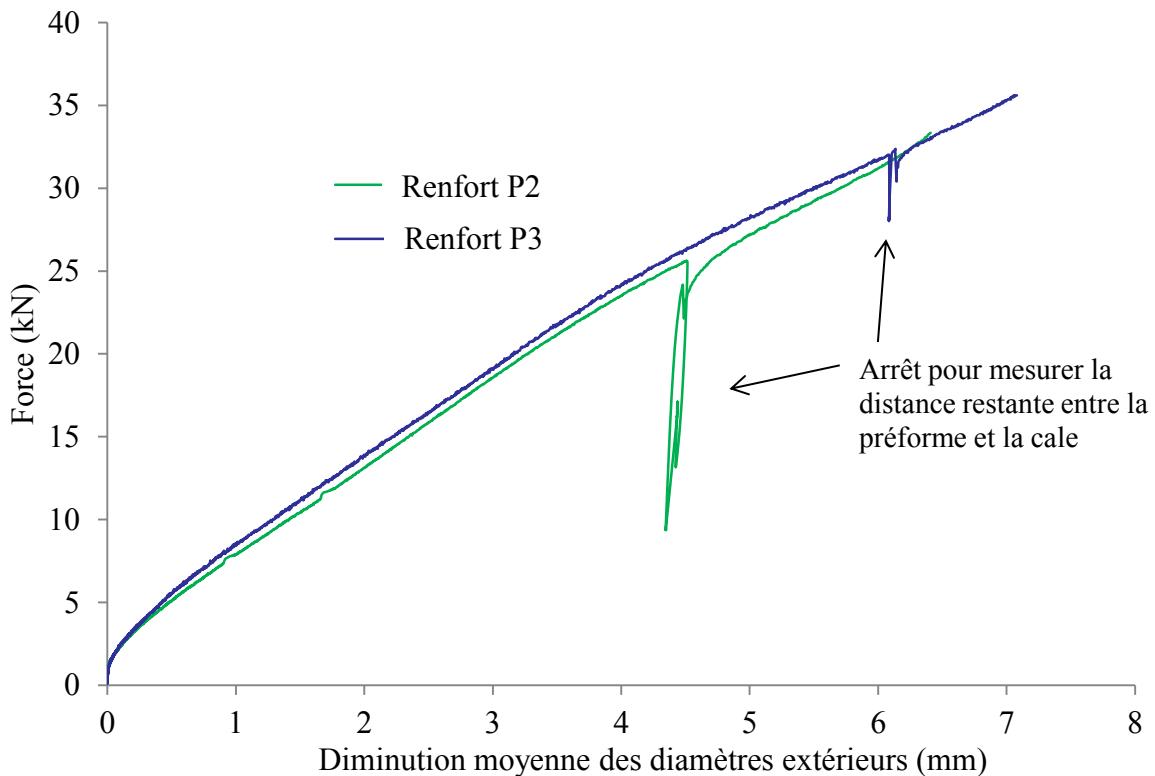


Figure 9-4 : Comparaison entre les compactions externes des renforts P2 et P3.

La Figure 9-5 présente pour sa part la comparaison de la pression appliquée à l'augmentation des diamètres internes. On observe une différence marquée entre les deux courbes. Cette différence pourrait avoir comme source principale le fait que la compaction interne de P2 a été réalisée avant la compaction externe. Le taux de fibres initial était donc moins important sur P2. De plus, la surface externe pouvait se déformer car elle n'était pas appuyée sur toute sa hauteur.

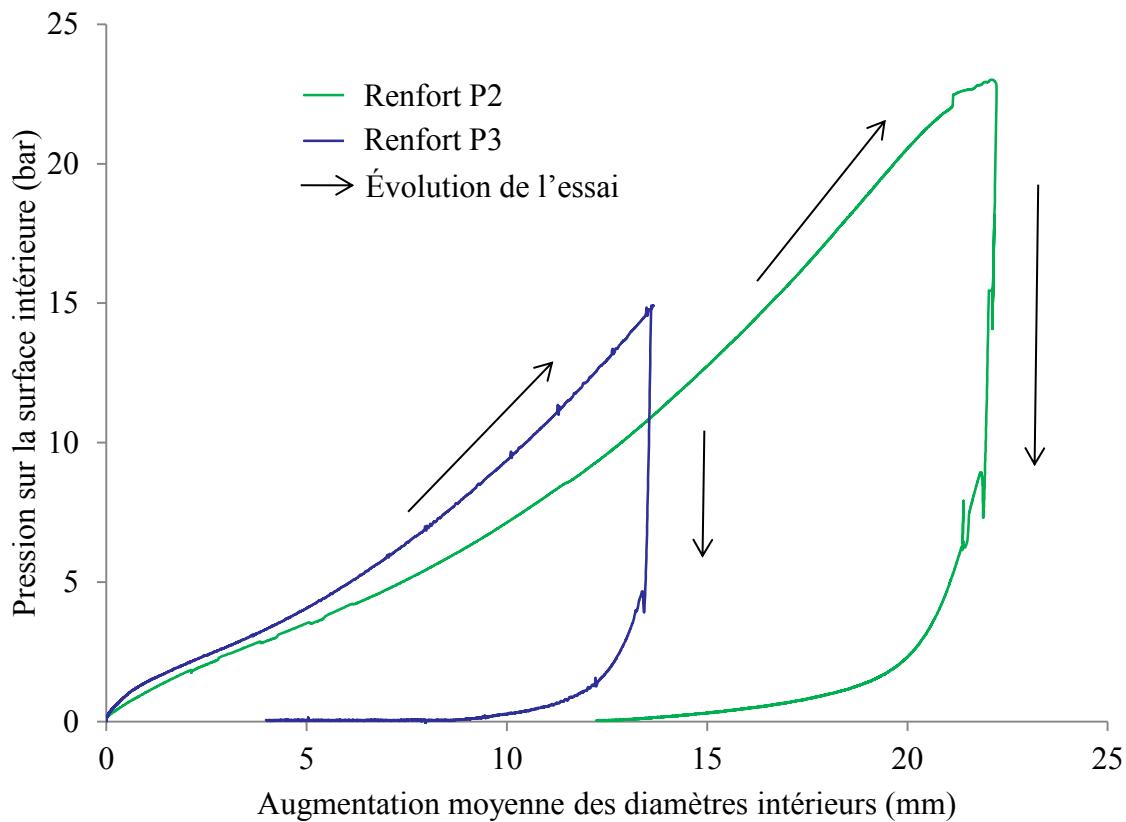


Figure 9-5 : Comparaison entre les compactations internes des renforts P2 et P3.

La Figure 9-6 présente une comparaison des dimensions des deux renforts après préformage. On remarque un bon maintien des dimensions internes dans les deux cas. Sur la surface externe, une différence de 1 à 1.5 mm est présente. Une partie de la différence peut être expliquée par le changement du cycle de chauffage. La température de gélification de la résine étant plus haute pour P3, les diamètres externes de l'outil de compaction sont de 0.5 mm plus grand. Le reste de la différence pourrait être expliqué par un retour élastique plus important dû à une compaction

plus importante de P3. En effet, le petit diamètre externe de la préforme P3 devait diminuer de 12.5 mm comparativement à 9.5 mm pour P2.

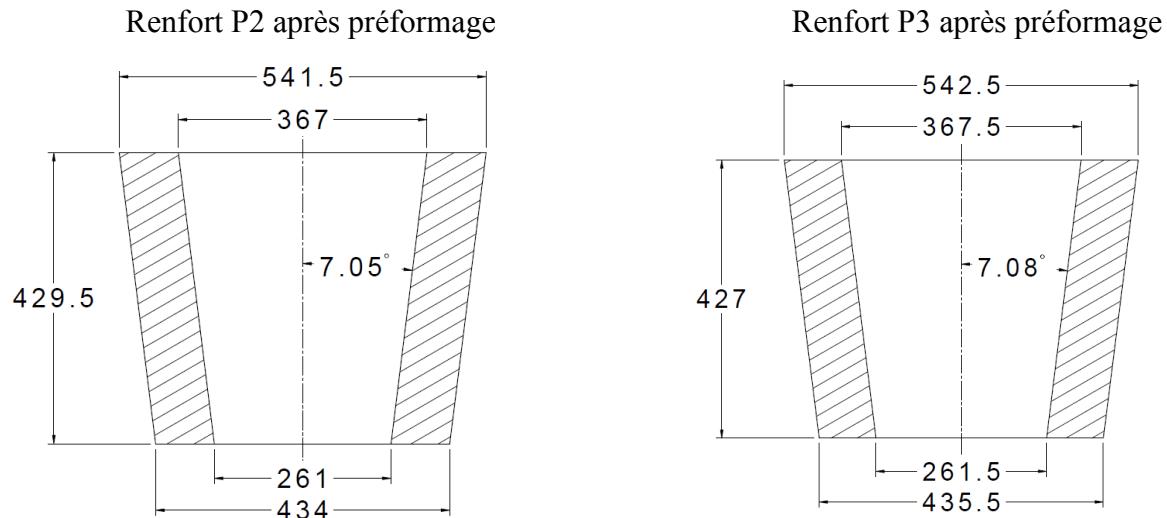


Figure 9-6 : Comparaison des dimensions après préformage des renforts P2 et P3.

9.2 Fabrication de la deuxième pièce de tuyère

Le renfort P3 préformé a été utilisé pour la fabrication de la deuxième pièce de tuyère. Pour cette deuxième fabrication, une quantité suffisante de résine phénolique a été reçue. La cinétique de réaction et la viscosité ont été caractérisées et comparées avec la première quantité de résine reçue afin de valider son comportement. Les résultats sont semblables pour la cinétique de réaction. Pour sa part, la viscosité est légèrement supérieure. Une fois le renfort placé à l'intérieur du moule et la résine validée, l'injection a été réalisée en appliquant le cycle de fabrication décrit à l'annexe 8.

La Figure 9-7 présente la lecture des thermocouples lors de la fabrication de la deuxième pièce et la Figure 9-8 le calcul du degré de polymérisation à partir de ces lectures de températures. Les points suivants expliquent certaines observations sur les figures :

- A. La résine est ajoutée en deux parties au lieu de trois. À l'ajout de la résine, la température diminue. La pièce est injectée lorsque la température de toute la résine atteint 60°C.

- B. Juste après l'injection, la température du moule diminue car la résine est injectée à une température plus faible que la température du moule. La diminution est moins importante que pour la fabrication de P2 car le chauffage à l'huile est resté en fonction.
- C. Le fluide de compaction non chauffé est injecté dans le moule. La température enregistrée au thermocouple 4 chute rapidement.
- D. Une nouvelle technique de contrôle des températures est utilisée pour la pièce P3. Elle consiste à ajuster la consigne de température d'huile plus haute que la température désirée jusqu'à ce qu'un des thermocouples du moule atteigne la température désirée. À ce moment, la consigne est réajustée. Cette méthode permet un meilleur contrôle des températures pour respecter la gamme de fabrication.

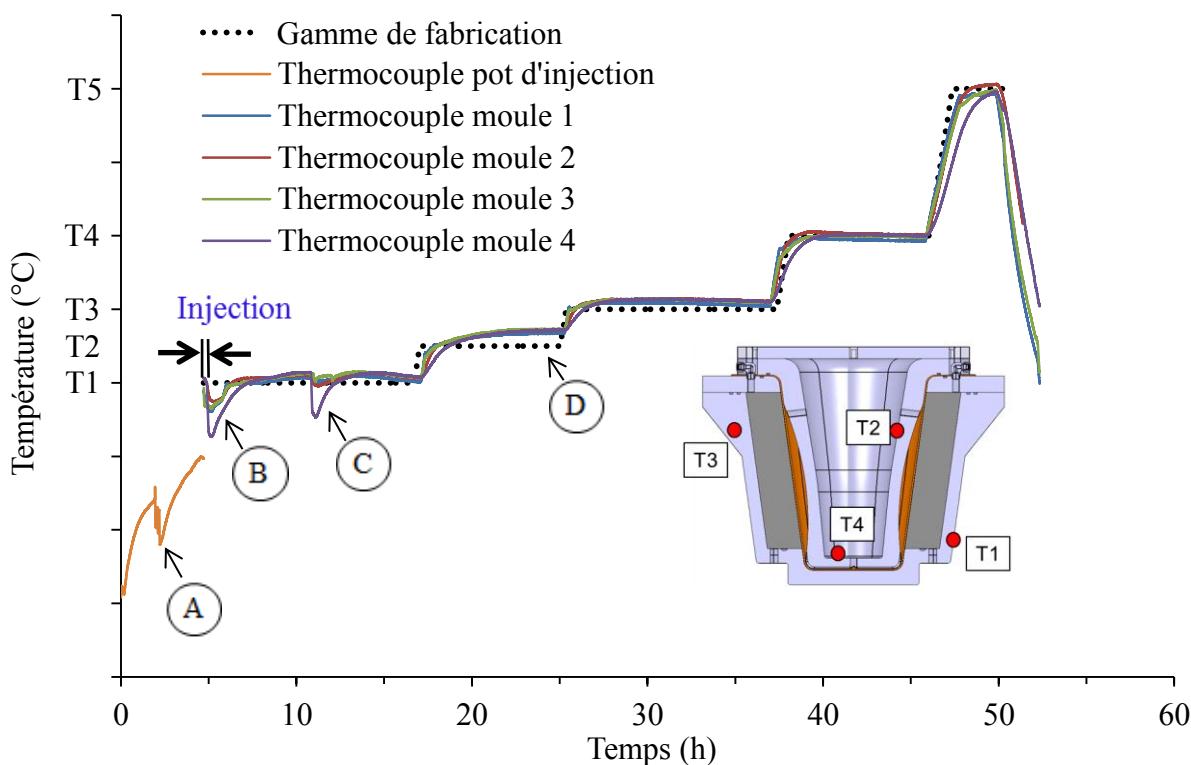


Figure 9-7 : Évolution des températures du moule pendant la fabrication de la pièce P3.

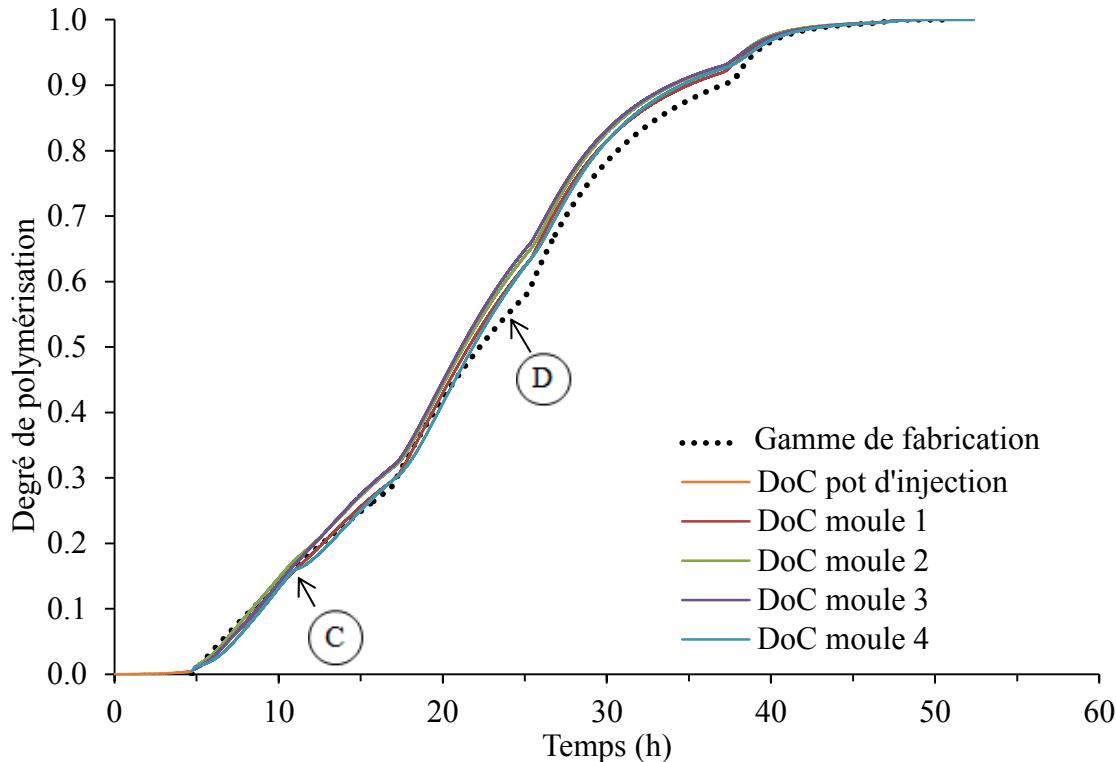


Figure 9-8 : Évolution du degré de polymérisation pendant la fabrication de la pièce P3.

La Figure 9-9 présente la lecture des capteurs de pressions ainsi que l'évolution de la polymérisation de la pièce P3. Les points suivants peuvent expliquer certaines observations sur ces données :

- E. Application du vide dans les chambres d'injection et de compaction avant l'injection de la résine.
- F. Circulation du fluide de compaction pour terminer l'imprégnation du renfort. Par la suite, la pression est retirée.
- G. La pression de consolidation est appliquée dans la chambre de compaction après 6 heures du palier à T1°C (au lieu du 12 heures prévu) parce qu'encore une fois le matériau poreux n'a pas réussi à garder toute la résine à l'intérieur du moule. Le degré de polymérisation lors de l'application de la pression de compaction est de 16 %.
- H. La gélification de la résine est atteinte aux lectures de tous les thermocouples. La pression dans la résine chute un peu plus tard due au retrait à la polymérisation.

I. Retrait de la pression dans la chambre de compaction à la fin du cycle de cuisson.

J. Une pression résiduelle était présente dans le fluide de compaction à la fin du cycle. Au retrait de la pression de P2 bars, la température de la pièce était de T5°C, la pression de vapeur de l'eau à cette température est similaire à la pression enregistré. Elle serait donc vraisemblablement due à la présence d'eau sous forme de vapeur à l'intérieur de la cavité pièce. La pression résiduelle a par la suite diminué avec la température pour atteindre une valeur près de la pression atmosphérique lorsque la lecture des thermocouples approchait 100°C, température de démoulage de la pièce.

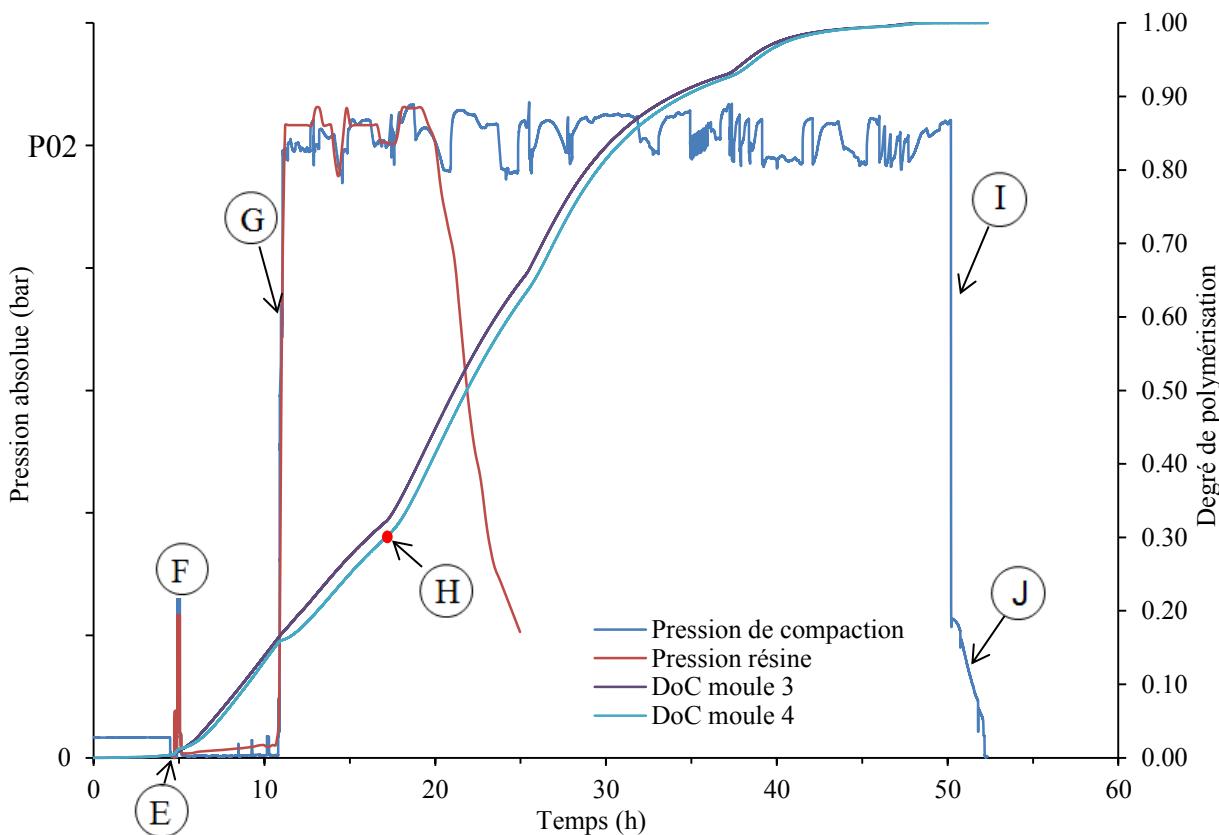


Figure 9-9 : Lecture des capteurs de pression pendant la fabrication de P3.

La Figure 9-10 présente l'état de la pièce P3 à l'ouverture du moule. Dans cette nouvelle fabrication, aucune corrosion n'a été observée sur le moule. Par conséquent, la friction entre le moule et la pièce était réduite, ce qui a grandement facilité le démoulage. Par contre, la pièce est

restée collée sur le couvercle au lieu de garder sa position dans le moule extérieur. À l'aide de poinçons, de marteaux et d'une butée à la base de la pièce, il a été relativement simple de la décoller de manière sécuritaire sans l'endommager.

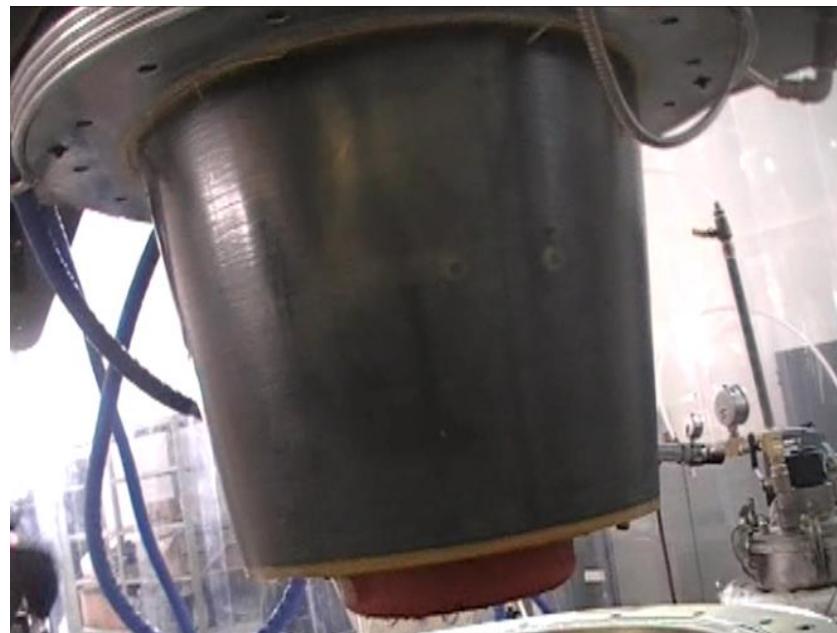


Figure 9-10 : Démoulage de la pièce P3.

Après le démoulage, la pièce a été analysée visuellement. Encore une fois, aucune ondulation ni aucun pli des fibres ne sont présents sur la pièce (voir Figure 9-11). De même, aucune porosité ou zone sèche n'est apparente. Des petites zones riches en résine sont encore présentes sur la surface interne de la pièce. Celles-ci sont dues à une quantité de résine injectée encore un peu trop importante. L'analyse de la perte d'eau de la section 9.3.2 explique ce point plus en détail.



Figure 9-11 : Pièce P3 à la sortie du moule.

9.3 Analyse de la pièce P3

9.3.1 Densité et dimensions

Pour l'analyse de la pièce, tout d'abord les zones riches en résine ont été retirées de la pièce et la masse mesurée. Le volume a été calculé à l'aide des dimensions mesurées sur la pièce P3. Le Tableau 9-2 présente les valeurs mesurées et calculées à partir de ces mesures. On constate qu'encore une fois les critères de performance sur la densité apparente et la compaction en épaisseur ont été respectés. Toutefois, la valeur de porosité est plus basse que le critère demandé. Cette valeur faible concorde avec l'hypothèse énoncée sur la formation des porosités. Le dégazage n'a pu être appliqué que pendant la moitié de la durée totale prévue. La résine n'aurait gelé que sur une faible partie de la pièce à l'application de la pression de consolidation. Les conduits créés par la vapeur d'eau ont donc pu être refermés et ont permis une pièce à plus faible porosité.

Tableau 9-2 : Mesures effectuées sur la pièce P3.

Paramètre	Valeur expérimentale	Critère de performance
Poids de la pièce composite (kg)	65,40	
Volume de la pièce composite (L)	46,2	
Densité apparente	1,417	1,35±0,07
Masse initiale du renfort (kg)	28,22	
Masse volumique des fibres (kg/L)	1,83	
Taux de fibres (%)	33,4	
Masse volumique résine seulement (kg/L)	-----	
Masse volumique ref. résine (Ech. No. 10-Section 3.3) (kg/L)	1,264	
Pourcentage de porosité (%)	2,8	5 à 10
Épaisseur au grand diamètre (mm)	87,7	
Épaisseur au petit diamètre (mm)	87,3	
Diminution de l'épaisseur au grand diamètre (%)	5.4	4 à 12
Diminution de l'épaisseur au petit diamètre (%)	9.0	4 à 12

9.3.2 Perte d'eau

Il a encore une fois été impossible de maintenir le vide pendant toute l'étape de dégazage de la résine à cause du matériau poreux. Les ports d'évent ont été fermés après 6 heures au lieu du 12 heures prévu et la pression de consolidation a été appliquée. Le Tableau 9-3 présente les valeurs mesurées ainsi que la perte d'eau en pourcentage de la masse totale de résine injectée. Un surplus de 5 % de résine avait été injecté en fonction de la quantité d'eau perdue lors de la fabrication de la première pièce de tuyère. Comme la quantité d'eau retirée a été encore plus faible cette fois-ci que pour la première fabrication, un surplus de résine a été injecté. Ce surplus explique les zones riches retrouvées sur la surface interne de la pièce.

Tableau 9-3 : Perte en eau à la fabrication de la pièce P3.

	Valeur mesurée
Masse de résine injectée (kg)	43,45
Masse totale de résine retrouvée (kg)	42,55
Perte d'eau (kg)	0,9
Perte d'eau/masse totale de résine injectée(%)	2,1 %

9.4 Comparaison avec la simulation de remplissage

La simulation numérique a été reprise pour tenir compte de la variation de viscosité de la nouvelle quantité de résine reçue (0.11 Pa.s versus 0.08 Pa.s à T1°C). Même si la température d'injection était de 60°C, l'hypothèse que la résine se réchauffera rapidement à l'entrée du moule est maintenue pour cette comparaison. Cette hypothèse n'est pas totalement valide car, à l'injection, la température du moule a descendu à moins de 75°C sur tous les thermocouples. La viscosité réelle est donc plus haute que celle de la simulation numérique. Finalement, en observant la pièce finale, il est possible de noter que l'effet de bord à la base de la pièce est plus important que celui anticipé. Ainsi, la simulation a été reprise avec un effet de bord possédant une perméabilité égale à celle de la cavité de compaction.

La Figure 9-12 présente les résultats de simulation numérique et une comparaison avec l'expérience. On note une bonne ressemblance entre la forme des courbes de remplissage simulées et mesurées. Au début du remplissage, la cavité de compaction se remplit à un taux presque linéaire car la perte de charge à l'intérieur de la cavité est faible. Par la suite, le remplissage à travers l'épaisseur du renfort commence et le taux de remplissage diminue jusqu'à la fin de l'injection due à la perte de charge causée par l'imprégnation du renfort.

Pour comparer plus adéquatement les résultats, il serait nécessaire de faire la simulation du remplissage non isotherme. Cette simulation tiendrait compte des échanges de chaleur entre les différents composants du moule et de la différence de viscosité fonction de la température. Malgré cette différence, la simulation numérique est très représentative de l'expérience. Elle permet d'assurer qu'une bonne compréhension des écoulements complexes du procédé *Polyflex* a été obtenue.

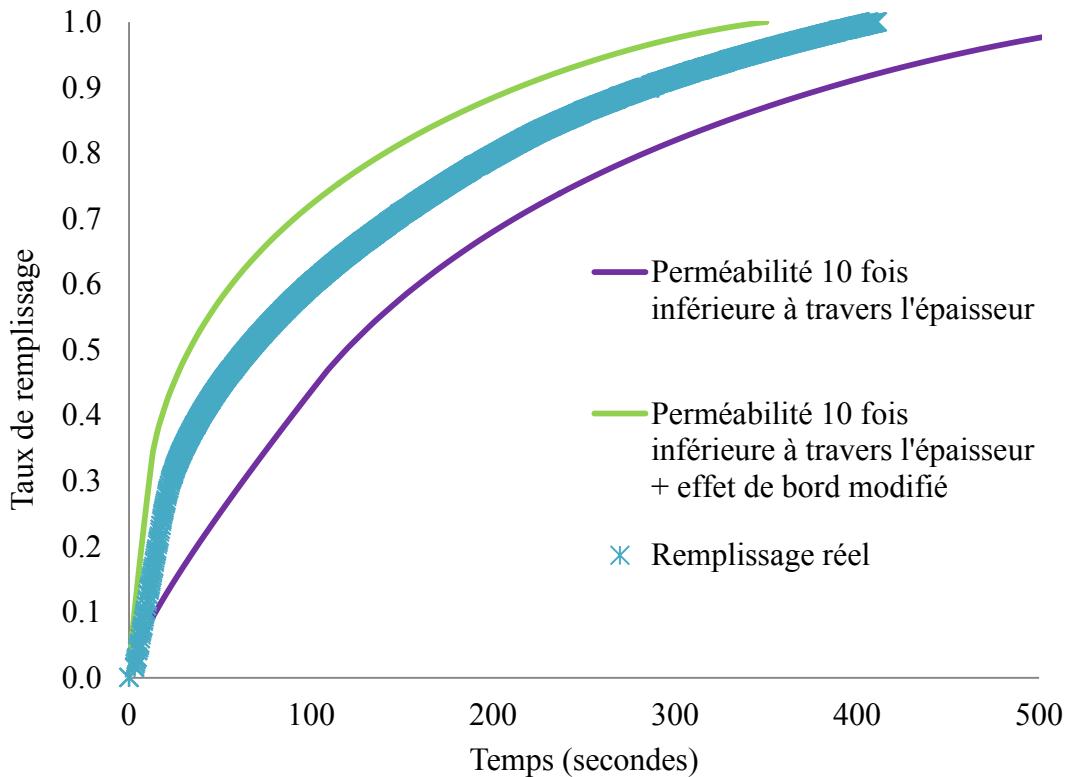


Figure 9-12 : Comparaison du remplissage réel de la pièce de tuyère P3 à la simulation.

9.5 Atteinte des critères de réussite

Le Tableau 9-4 présente un résumé des critères de réussite demandés ainsi que les résultats obtenus lors de la fabrication de la pièce P3. Les critères sur le taux de compactage en épaisseur, sur les plis et ondulation et sur la densité apparente sont bien respectés. La porosité est pour sa part plus faible que le critère. Toutefois, le critère sur les porosités ne semble pas être un souci majeur pour le partenaire industriel. Ces résultats très encourageants font preuve d'une démarche scientifique bien structurée pour solutionner un ensemble de problèmes liés à la fabrication de pièces composites pour des applications spatiales.

Tableau 9-4 : Comparaison entre les critères demandés et les résultats obtenus sur la pièce P3.

Critère	Valeur demandée	Résultat obtenu
Taux de compactage en épaisseur	4 à 12 %	Par rapport aux mesures initiales de la préforme P2 Au grand diamètre : 5,4 % Au petit diamètre : 9,0 %
Pli ou ondulation traversant l'épaisseur	Aucun	Aucun
Densité apparente	$1,35 \pm 0,07$	Analyse masse et dimensions de la pièce 1,417
Porosité	5 à 10 %	Analyse masse et dimensions de la pièce 2,8 %

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Une nouvelle méthode de fabrication de pièces composites pour des applications aérospatiales a été étudiée tout au long de ce travail. Cette méthode a appliqué les principes de l'injection flexible (procédé *Polyflex*) à la fabrication de pièces coniques de fortes épaisseurs. La pièce de validation représente un modèle réduit de pièce de tuyère. Elle est composée d'un renfort tridimensionnel en fibres de carbone et d'une résine phénolique particulière pour cette application haute performance.

En plus de l'obtention d'une pièce composite bien imprégnée, quatre critères principaux ont été énoncés pour la réussite du projet :

1. une compaction du renfort de fibre est demandée. Celle-ci doit atteindre de 4 à 12 % en épaisseur;
2. aucun pli ne doit traverser l'épaisseur de la pièce;
3. la densité apparente de la pièce doit être comprise entre 1.35 ± 0.07 ;
4. le taux de porosité doit être compris entre 5-10 %.

Un grand nombre d'étapes ont été nécessaires avant la fabrication de deux pièces de validation respectant les critères demandés. Premièrement, pour répondre au critère sur la compaction du renfort, la conception d'un outil de mesure a été entreprise. Le principe utilisé consiste à faire descendre un cône rigide à l'intérieur du renfort conique à l'aide d'une presse hydraulique et à mesurer la force et l'augmentation des diamètres internes associés. L'étude de compaction interne a principalement permis d'obtenir les diamètres internes maximaux pouvant être atteints sur le renfort de fibres avant le bris de celui-ci. Deux caractérisations supplémentaires ont été effectuées à cette étape. La possibilité d'uniformiser les surfaces externes des renforts dans le but d'insérer toutes les pièces à l'intérieur d'un même moule d'injection à dimension fixe a été validée. Finalement, l'étude du préformage a permis de développer une technique permettant de conserver les dimensions obtenues lors de la compaction du renfort. Cette dernière étude poursuivait deux objectifs : conserver la forme de la surface externe pendant le transfert du renfort entre l'outil de

compaction et le moule d'injection et séparer la compaction et l'injection de la pièce de manière à mieux maîtriser chacune des étapes.

Ensuite, il a fallu définir le principe d'injection de la résine dans le moule. Une étude des travaux réalisés jusqu'à maintenant sur le procédé a permis de faire ressortir certains principes de conception. Ces principes ont été analysés et appliqués sur la pièce conique épaisse à fabriquer. Dans le but de valider les concepts employés, la perméabilité du renfort fibreux ainsi que la viscosité de la résine ont été caractérisées. À l'aide de ces données, une simulation de l'écoulement pendant l'injection de la pièce ainsi qu'une approximation du temps de remplissage ont pu être réalisées.

Le principe d'injection et les dimensions finales du renfort définis, la conception du moule d'injection a par la suite été entreprise. Une fois le moule conceptualisé, une simulation numérique a amélioré la conception et a validé la résistance du moule à la pression et à la température de fabrication. Ensuite, plusieurs outillages ont été conçus ou mis à jour pour la fabrication de la pièce : un système d'injection, un système de chauffage, un four dédié, un système de manutention du moule, une méthode d'acquisition de pression et température, une machine de compaction et une hotte d'évacuation des gaz toxiques.

En parallèle à la conception du moule, plusieurs études ont été entreprises pour comprendre les phénomènes influençant la polymérisation de la résine. La caractérisation en DSC a permis de modéliser la cinétique de réaction de la résine. Les analyses de polymérisation dans le *NanoMoule* ont établi que le dégazage avait une influence pour réduire les porosités sur des échantillons de résine pure. De plus, la connaissance de la phase de l'eau produite avant la gélification de la résine a semblé être un facteur de première importance influençant la formation de porosités.

À l'aide des études réalisées et des informations fournies par le partenaire industriel, il a été possible de définir un cycle de pression et température de fabrication de la pièce de tuyère. Ce cycle a été soumis à deux étapes de validation. Une étude de fabrication de plaques dans un moule *Polyflex* de petites dimensions a permis d'observer l'obtention d'une imprégnation complète et d'un taux de porosités uniforme. Ensuite, une simulation numérique de la cuisson de la résine dans le moule a fourni une validation de la sécurité de l'opération et a présenté un phénomène pouvant expliquer l'apparition de porosité à l'intérieur des pièces : le dépassement de la gélification de la résine lorsque l'eau est en phase gazeuse. Finalement, une étude numérique

du chauffage de la résine à l'intérieur du pot d'injection a démontré un danger potentiel si un bris du mélangeur survenait. La température d'injection a ainsi pu être ajustée en fonction de cette étude et un plan d'urgence a été préparé pour parer à l'ensemble des éventualités envisagées.

Une fois ces études réalisées, la fabrication de la première pièce a ensuite été entreprise. Une analyse de la densité et des dimensions de la pièce a validé l'atteinte des critères demandés en termes de densité du composite et du taux de porosité. Par la suite, la pièce a été découpée et des échantillons ont été observés au microscope pour quantifier les porosités à l'intérieur de la pièce. La première pièce de validation a prouvé l'atteinte de l'ensemble des critères de performance demandés.

Certains problèmes techniques ont été décelés pendant la fabrication de la pièce. Essentiellement, une corrosion importante était présente sur le moule d'injection. Une étude a été réalisée pour identifier les mécanismes créant cette corrosion. Par la suite, une étude de l'influence de l'anodisation de l'aluminium sur la résistance à la corrosion galvanique a été entamée. Les conclusions ont déterminé qu'un traitement efficace est possible et ainsi, le moule a été anodisé avant la deuxième fabrication.

Finalement, la fabrication de la deuxième pièce a été entamée avec une procédure améliorée. Le préformage du renfort a été effectué adéquatement avec la procédure définie lors des premiers essais. La fabrication de la deuxième pièce a aussi été effectuée avec succès. Toutefois, la période de dégazage a dû être coupée de moitié à cause d'un problème pendant la fabrication. Pour l'instant, seule l'analyse de densité et dimensions de la pièce a été réalisée. Cette étude a démontré qu'encore une fois la pièce respectait les critères de performance demandés, à l'exception du critère sur la porosité qui est plus bas que la plage requise. Ce critère ne semble pas être un souci majeur pour le partenaire industriel. De plus, ce résultat apporte un argument important en faveur de l'hypothèse sur la formation des porosités. Il est conclu que comme le temps de dégazage a été plus court que prévu, une moins grande portion de la pièce aurait atteint le temps de gel lors de l'application de la pression de consolidation. Ce phénomène aurait mené à une plus faible quantité de porosités.

Le présent projet a permis de valider que le procédé *Polyflex* peut être utilisé pour fabriquer adéquatement une pièce conique de forte épaisseur destinée à faire partie d'une pièce de tuyère.

Si plusieurs études ont été entreprises pour la compréhension des phénomènes influençant la qualité de la pièce, certaines sont encore manquantes.

Premièrement, une étude au *NanoMoule* avec renfort de carbone permettrait d'observer la formation des porosités en présence de fibres. Cette étude pourrait inclure le dépassement du temps de gel pendant le dégazage et valider ou infirmer l'hypothèse énoncée sur la formation des porosités. Si la validation est obtenue, un plan d'expérience variant le temps de dégazage au-delà de la gélification fournirait les informations nécessaires au contrôle précis de la formation des porosités.

Ensuite, pour obtenir une simulation de cuisson qui tiendrait compte de l'évaporation de l'eau pendant le dégazage, il serait recommandé de faire des études en TGA-DSC combinés. Ces analyses permettraient d'établir un modèle qui décrierait la cinétique de réaction en incluant l'énergie d'évaporation de l'eau et la perte de masse de la résine. Aussi, lors des prochaines fabrications dans le moule de tuyère, l'ajout de thermocouple à l'intérieur de la pièce permettrait de mieux valider les prédictions numériques.

Finalement, des incertitudes sont encore présentes quant à la durée de vie du traitement anodique réalisé sur le moule. Avant la fabrication d'un moule de série en aluminium pour des pièces utilisant de la résine phénolique, il serait nécessaire d'étudier plus en détail l'effet de l'alcalinité de l'eau produite à la polymérisation sur la stabilité des couches d'oxyde d'aluminium.

RÉFÉRENCE

- Abdellaoui, C. (2008). *Étude expérimentale du contrôle en pression et en température de la fabrication de composites par injection flexible.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc).
- Adams, J.H., Ammons, M., Avery, H. S., Barnhurst, R. J., Bean, J. C., Beaudry, B. J., ..., Wu, M. H. (1990). Properties of Cast Aluminum Alloys. Dans *Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials Vol. 2, ASM Handbook* (10^e éd., p. 152-177)
- Allard, É. (2006). *Analyse expérimentale et optimisation d'un procédé d'injection flexible pour la fabrication rapide des composites.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique Montréal, Montréal, Qc).
- Aluminium Association. (2005). *Aluminium design manual* (3^e éd.). Arlington, VA : The Aluminium Association inc.
- Baillon, J.-P., & Dorlot, J.-M. (2002). *Des matériaux* (3^e éd.). Montréal : Presses internationales Polytechnique.
- Boutefeu, B., Dauchier, M., Fages, M.-L., & Cauchois, J.-P. (2005). *Brevet américain n° US 7,727,448 B2.* Le Haillan, France : U.S. Patent and Trademark Office.
- Briones, L. R. (2005). *Injection flexible dans moule isotherme : conception et analyse d'un nouveau procédé de fabrication de composites.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc).
- Causse, P. (2011). *Développement et analyse du procédé d'injection flexible pour la mise en forme de pièces composites fortement courbées.* (Thèses de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc).
- Daqoune, T. (2007). *Analyse expérimentale sur des renforts tissés d'un procédé d'injection flexible pour la fabrication rapide des composites.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique Montréal, Montréal, Qc).
- Dauchier, M., & Cavalier, J.-C. (2002). Matériaux composites phénoliques ablatifs. Dans *Techniques de l'ingénieur, matériaux composites : présentation et renforts* (am5325, p.1-

- 11). Tiré de <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/materiaux-th11/materiaux-composites-presentation-et-renforts-42142210/materiaux-composites-phenoliques-ablatifs-am5325/>
- Demaria, C. F. (2008). *Caractérisation expérimentale et modélisation de la perméabilité de renforts à fibres continues déformés par cisaillement.* (Thèses de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc).
- Factor of safety. (2000). Dans *Machinery's Handbook*, (26^e édition, p. 199-200). New York, NY :Industrial press inc.
- Ferland, P., Guittard, D., & Trochu, F. (1996). Concurrent Methods for Permeability Measurement in Resin Transfer Molding. *Polymer Composites*, 17(1), 149-158.
- Hammami, A., Gauvin, R., Trochu, F., Touret, O., & Ferland, P. (1998). Analysis of the Edge Effect on Flow Patterns in Liquid Composites Molding. *Applied Composite Materials, volume 5(3)*, 161-173.
- Lau, K.T. (1999). *A brief discussion on ASME section VIII division s1 and 2 and the new division 3.* Communication présentée à 3rd Annual Pressure Industry Conference, Banff, Alberta, Canada. Tiré de <http://www.absa.ca/faq/SectionVIIIcomparison.PDF>
- Pressure–temperature phase diagram of water. (s.d.). Dans Wikipédia. [Graphique]. Consulté le 10 octobre 2013, tiré de http://en.wikipedia.org/wiki/Phase_diagram
- Rifay, M. (2010). *Fabrication de plaques auto-raides par injection flexible.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc).
- Ruiz, E., & Trochu, F. (2011). *Brevet américain n° US 7,866,969 B2.* Montréal, Qc, Canada : U.S. Patent and Trademark Office.
- Touraine, B. (2005). *Simulation d'un procédé d'injection sous paroi flexible.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc).

Safrany, J.-S. (2013). Anodisation de l'aluminium et de ses alliages. Dans *Techniques de l'ingénieur, méthodes de prévention et lutte contre la corrosion* (m1630, p.1-23). Tiré de <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/materiaux-th11/methodes-de-prevention-et-lutte-contre-la-corrosion-42374210/anodisation-de-l-aluminium-et-de-ses-alliages-m1630/>

Sukiman, N. L., Zhou, X., Birbilis, N., Hughes, A.E., Mol, J. M. C., Garcia, S. J. & Thompson, G. E. (2012). Durability and Corrosion of Aluminium and Its Alloys: Overview, Property Space, Techniques and Developments, Aluminium Alloys - New Trends in Fabrication and Applications. *InTech* doi: 10.5772/53752. Tiré de <http://www.intechopen.com/books/aluminium-alloys-new-trends-in-fabrication-and-applications/durability-and-corrosion-of-aluminium-and-its-alloys-overview-property-space-techniques-and-developm>

ANNEXE 1 – Mesure de la perméabilité unidirectionnelle d'un renfort

La mesure unidirectionnelle de la perméabilité est effectuée à pression d'injection constante ou à débit constant. Cette mesure consiste à injecter une huile silicone de viscosité contrôlée à travers un renfort fibreux. Le renfort est placé à l'intérieur d'un moule transparent et est compacté au taux de fibres désiré. La pression d'injection ainsi que l'avancement du front de résine à travers le renfort en fonction du temps sont mesurés. La Figure A1.1 présente un schéma du montage.

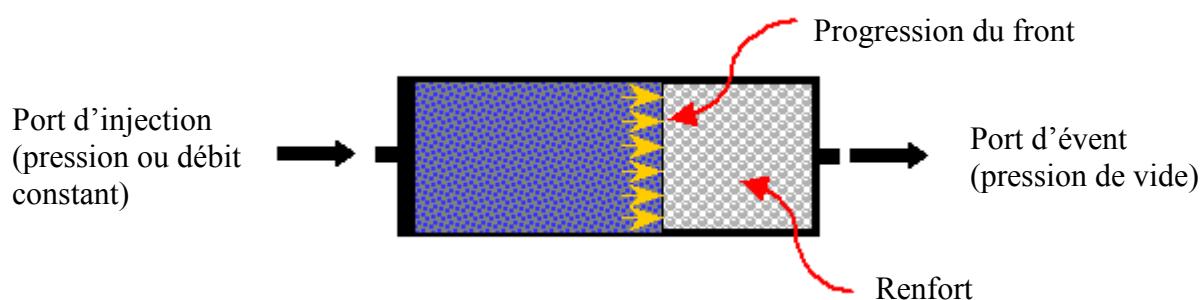


Figure A1.1 : Mesure unidirectionnelle de la perméabilité (Demaria, 2008).

La Figure A1.2 présente le banc d'essai de perméabilité utilisé. Le moule, partie principale du banc d'essai, est présenté à la Figure A1.3. Celui-ci est composé principalement de 2 plaques de verre à l'intérieur desquelles le renfort est installé. Des cadres en acier viennent maintenir les plaques de verre en place. Deux trous dans la plaque supérieure sont utilisés comme port d'injection et d'évent (seulement 1 des ports est montré sur la figure). Un joint de silicone est installé le long des parois des vitres (pas présenté sur la figure) de manière à empêcher la résine de sortir de l'enceinte des plaques. Deux vérins pneumatiques viennent maintenir les plaques de verre ensemble, écraser le joint de silicone et permettre l'application de pression d'injection importante.



Figure A1.2 : Banc d'essai de mesure de perméabilité planaire (Demaria, 2008).

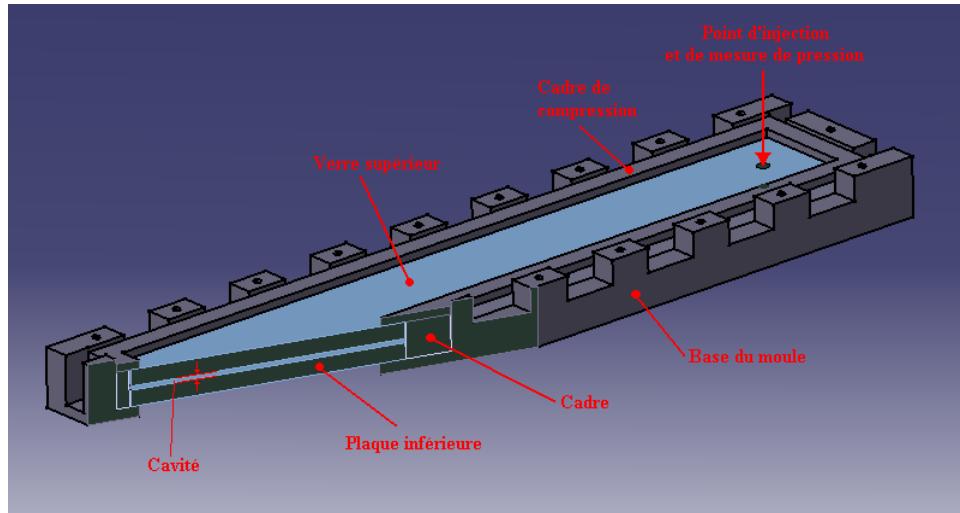


Figure A1.3 : Partie du moule de perméabilité (Demaria, 2008).

Un espace est laissé libre entre le port d'injection et le renfort. Celui-ci permet au front de résine de devenir droit avant d'atteindre le renfort. Le but recherché est d'avoir un écoulement seulement unidirectionnel à travers le renfort. Des zones d'écoulement préférentielles peuvent se former sur les parois latérales du renfort et venir biaiser la mesure. Ce problème est contré par l'emploi d'un scellant au latex ou au silicone.

Un capteur de pression est installé près du port d'injection de résine. Il est utilisé pour mesurer la pression tout au long de l'expérience. La position du front en fonction du temps est pour sa part mesurée à l'aide d'un chronomètre et de ligne tracée à chaque centimètre sur la plaque de verre. La perméabilité peut ensuite être calculée avec la procédure décrite par Ferland, Guitard et Trochu (1996).

Le logiciel *UniPer* a été développé pour compiler les résultats. La Figure A1.4 présente un exemple de graphique de perméabilité en fonction du temps préparé par le logiciel. Les points bleus représentent les instants où le front passe par une ligne tracée sur la plaque de verre (points de mesure de la position du front). La ligne rouge présente une moyenne mobile et la ligne noire est la perméabilité estimée par la méthode des moindres carrés sur l'ensemble des valeurs.

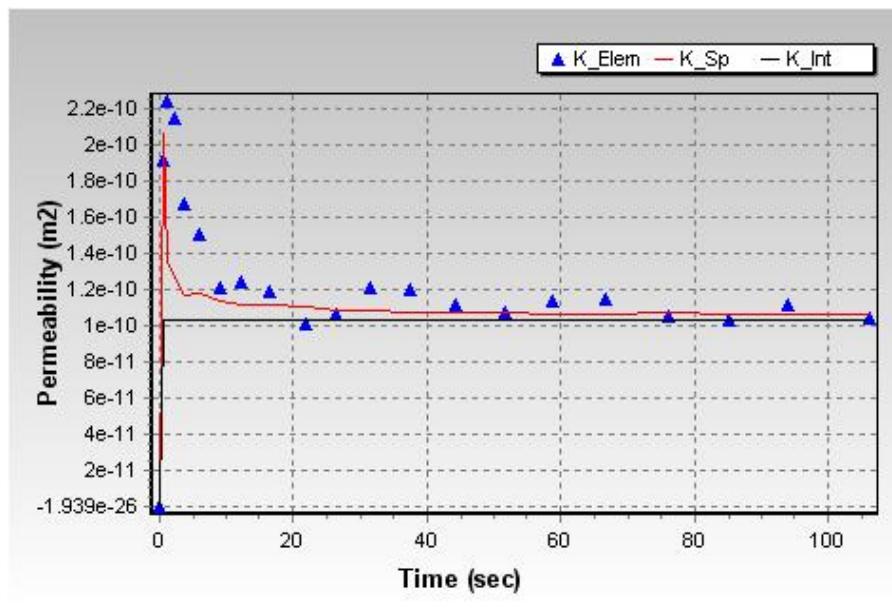


Figure A1.4 : Perméabilité en fonction du temps sortie du logiciel *UniPer* (Demaria, 2008).

ANNEXE 2 – Caractérisation de la compaction plan

Un échantillon de 100*100 mm est découpé dans le renfort plan fourni. L'essai de compaction est réalisé sur une presse de marque *Instron* à l'aide de 2 plateaux parallèles. Le montage est présenté à la Figure A2.1.



Figure A2.1 : Essai de compaction sur le renfort fibreux.

L'essai s'effectue à une vitesse constante de 5 mm/min. Le critère d'arrêt de la compaction est l'atteinte d'une pression maximale de 7 MPa. Cette valeur correspond à la pression maximale que peut supporter la presse (à un facteur de sécurité près). Le résultat obtenu montrant l'évolution de la pression de compaction en fonction du taux de fibres est présenté à la Figure A2.2.

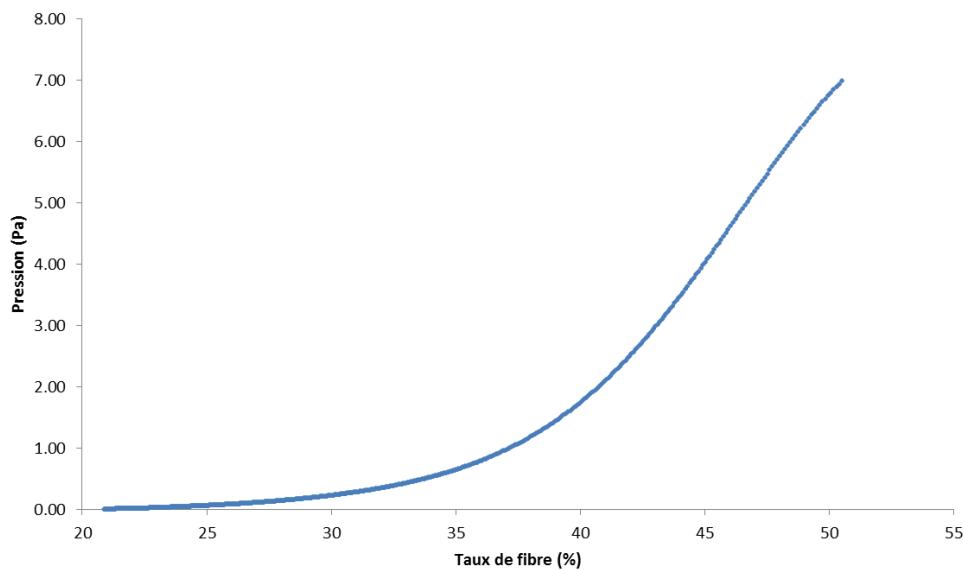


Figure A2.2 : Caractérisation de la compaction pour le renfort plan.

Les résultats de cet essai ont pu être utilisés pour deux choses. Premièrement, le moule de perméabilité disponible au laboratoire possède une pression maximale de fermeture de 3.5 MPa. Ainsi, d'après la figure précédente, le taux de fibres maximal qu'il est possible d'atteindre pour ce renfort est de 45 %. C'est celui-ci qui a été utilisé. Finalement, lors de la conception de l'outil de compaction, les valeurs de pression en fonction du taux de fibre ont été utiles pour obtenir une première approximation des forces en jeu.

ANNEXE 3 – Différentes idées pour la conception de l'outil de compaction

Augmentation des diamètres internes

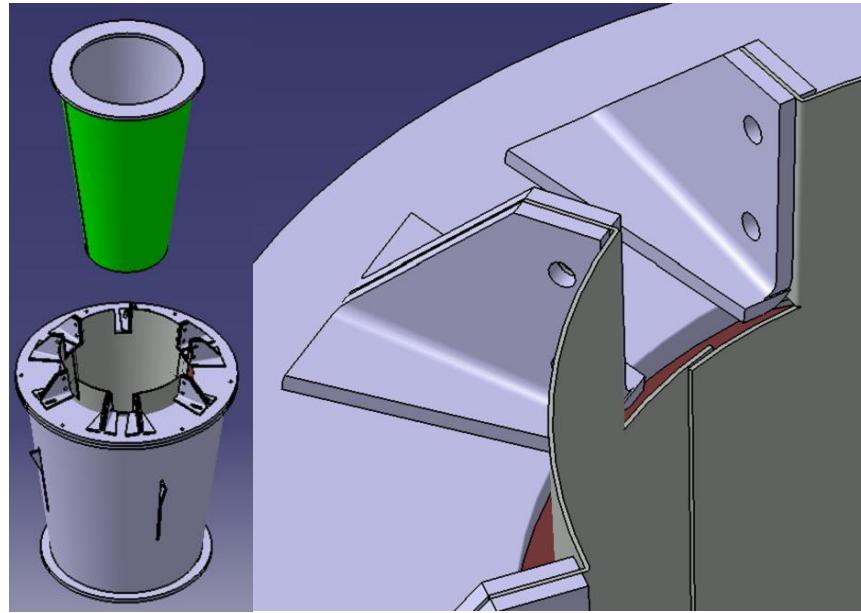


Figure A3.1 : Le cône intérieur descend dans la préforme. Les plaques avec recouvrement retiennent la friction (friction entre les plaques et le cône intérieur).

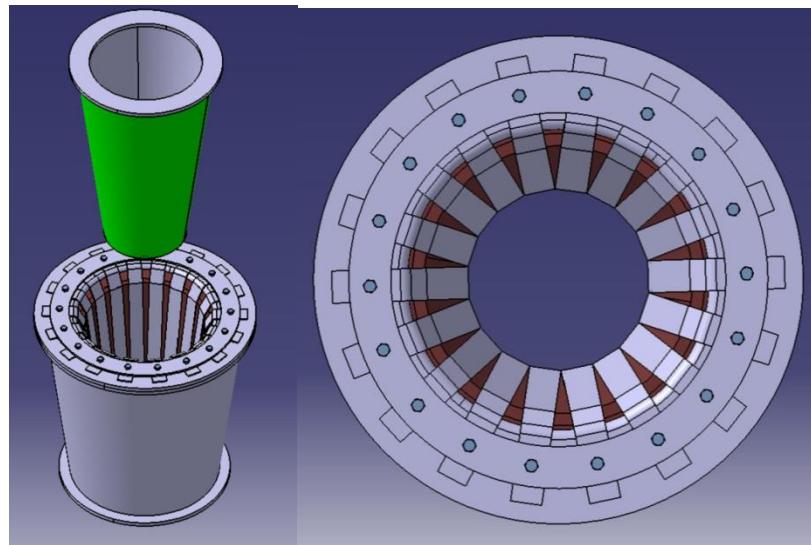


Figure A3.2 : Le cône intérieur descend dans la préforme. Les languettes retiennent la friction (friction entre les languettes et le cône intérieur).

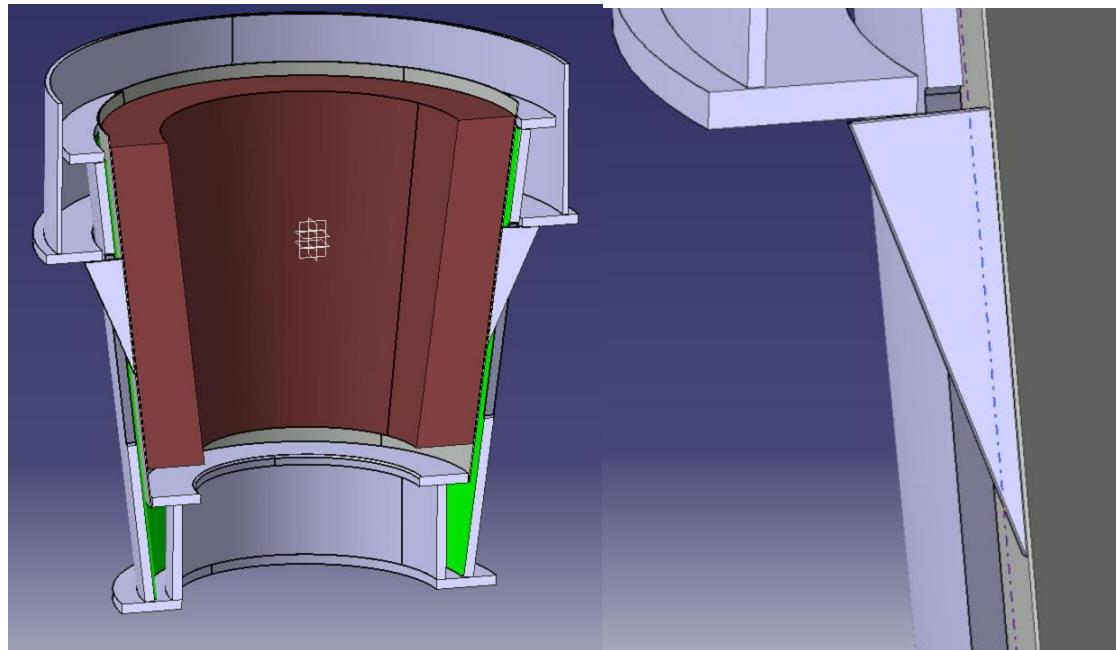
Diminution des diamètres externes

Figure A3.3 : La préforme reste fixe à l'intérieur de la plaque. Les plaques descendent à l'intérieur du cône (friction entre les plaques et le cône extérieur).

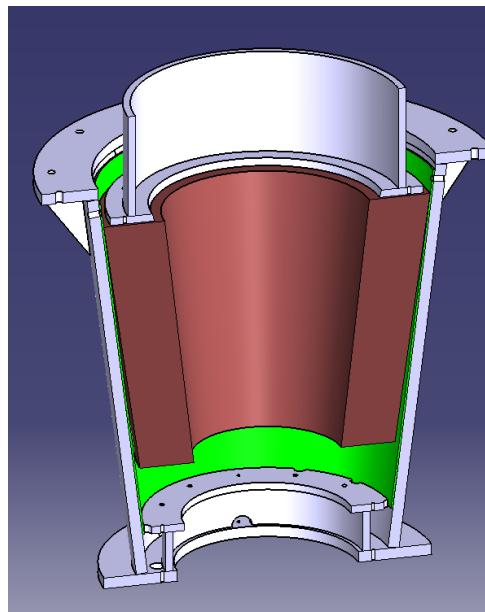


Figure A3.4 : La préforme descend dans le cône par application d'une force sur sa face supérieure (friction entre la préforme et le cône intérieur).

ANNEXE 4 – Calcul de résistance de l’outil de compaction

1 DÉFINITION DES FORCES

1.1 Forces lors de l’opération d’augmentation des diamètres intérieurs

1.1.1 Hypothèses

- La fabrication de la pièce par infusion implique une pression de 25 bars sur la surface extérieure pour l’obtention du taux volumique de fibre de 35 % après moulage. L’hypothèse qu’une même pression sur la surface externe soit nécessaire pour atteindre le volume désiré en venant déformer la préforme de l’intérieur est réalisée. Lors de l’opération de descente du cône, la pression est appliquée sur la surface interne. La pression équivalente pour l’obtention d’une même force sur la surface interne est de 40 bars.

$$pression\ surface\ interne = \frac{pression\ surface\ externe * aire\ externe}{aire\ interne}$$

Cette pression est la limite qui doit être atteinte par l’outil.

- Selon une étude sur la friction [1], il est possible d’évaluer le coefficient de friction dynamique de l’acier inoxydable sur le PTFE entre 0,04-0,06.
- Le coefficient de friction de l’acier inoxydable sur la fibre de carbone n’est pas connu. Il n’est pas nécessaire de connaître la valeur exacte, les pires cas sont évalués.
- Parce que les forces en jeu sont beaucoup plus grandes que celles produites par la masse des composants, celles-ci sont négligées.

1.1.2 Cône intérieur et cylindre du haut

La Figure A4.1 présente le diagramme des forces sur le cône intérieur.

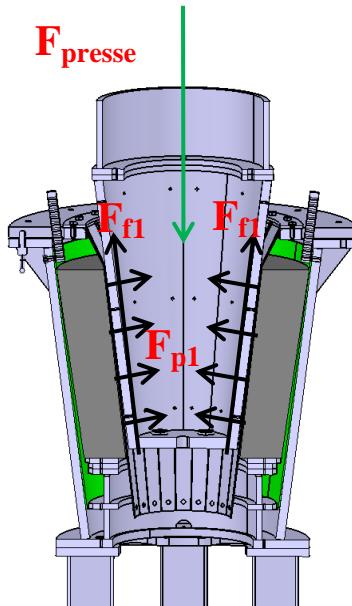


Figure A4.1 : DCL du cône intérieur.

La force F_{p1} est équivalente à la pression de 40 bars sur la surface interne de 412000 mm^2 . Cette force est de 1660 kN. La composante verticale de cette force est de 203 kN avec l'angle de la préforme nominal de $7,02^\circ$.

$$F_{p1/\text{vertical}} = F_{p1} * \sin \theta$$

La force F_{f1} , force de friction entre l'acier inoxydable et le PTFE, vaut :

$$F_{f1} = \mu * F_{p1}$$

En prenant le coefficient maximal de friction entre l'acier inoxydable et le PTFE $\mu=0,06$, on obtient une force de 99,6 kN. La composante verticale de la force de friction vaut 98,5 kN.

$$F_{f1/\text{vertical}} = F_{f1} * \cos \theta = \mu_{\text{PTFE-INOX}} * F_{p1} * \cos \theta$$

Par une somme des forces verticales, on trouve que la force nécessaire à la presse est la somme des composantes verticales des deux forces : 301,5 kN.

$$F_{\text{presse}} = F_{p1} * (\sin \theta + \mu * \cos \theta)$$

1.1.3 Préforme

Trois situations différentes sont envisageables pour le diagramme des forces sur la préforme.

1. Il est peu probable que l'ensemble des forces se transmet à travers l'épaisseur de la fibre (la Figure A4.2 représente cette situation).
2. La Figure A4.3 représente une situation beaucoup plus envisageable. La composante verticale (négative) de la force appliquée sur la préforme ($F_{p2/\text{verticale}}$) par le cône intérieur (par l'entremise des languettes) est plutôt complètement retenue par la force de friction entre la fibre et les languettes. Cette situation arrive lorsque la force de friction verticale ($F_{f2/\text{verticale}}$) est égale à la force $F_{p2/\text{verticale}}$.

$$F_{f2/\text{vertical}} = \mu * F_{p2} * \cos \theta$$

$$F_{f2/\text{vertical}} = F_{p2/\text{vertical}}$$

$$\mu * F_{p2} * \cos \theta = F_{p2} * \sin \theta$$

$$\mu_{\text{critique}} = \frac{\sin \theta}{\cos \theta}$$

Le coefficient de friction critique est de 0,123 pour l'angle nominal de la préforme de 7,02 deg. Cette situation est valide lorsque le coefficient de friction est de 0,123 ou plus.

3. Si le coefficient de friction était plus bas que 0,123, la préforme pourrait glisser sur les languettes de manière à augmenter la force de contact entre celle-ci et la butée. L'équilibre serait obtenu lorsque la différence entre la force de pression verticale $F_{p2/\text{verticale}}$ et la friction $F_{f2/\text{verticale}}$ est égale à la force de contact sur la butée inférieure. La situation est représentée à la Figure A4.4.

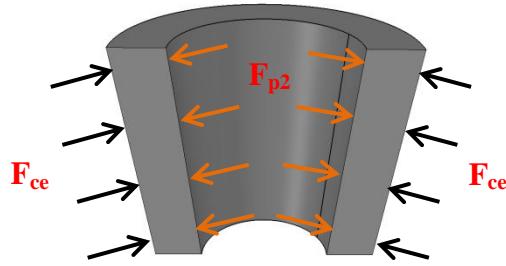


Figure A4.2 : DCL de la préforme si transmission des forces à travers l'épaisseur.

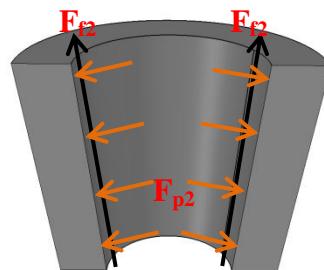


Figure A4.3 : DCL de la préforme sans transmission des forces à travers l'épaisseur.

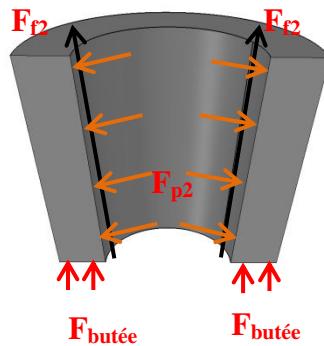


Figure A4.4 : DCL de la préforme si le coefficient de friction est plus bas que 0.123.

La situation 2 donne les forces les plus importantes pour le calcul des languettes. Elle est donc utilisée pour celui-ci.

1.1.3.1 Répartition de la pression sur la hauteur de la préforme

Deux cas extrêmes sont étudiés pour la compression des fibres :

1. La composante de compression des fibres dans le sens radial est négligeable et la pression appliquée ne doit vaincre qu'une déformation en tension des fibres circonférentielles. Ce cas est associé à la situation 2 du diagramme de force sur la préforme.
2. La composante de déformation des fibres circonférentielles en tension est négligeable et la pression appliquée ne doit vaincre qu'une compression des fibres dans le sens radial. Ce cas est associé à la situation 1 du diagramme de force sur la préforme.

1.1.3.1.1 Cas 1 : Fibres en tension

Dans le cas 1, lors de la descente du cône intérieur, la pression ne serait pas constante sur toute la hauteur de la préforme. Cette caractéristique vient du fait qu'il est anticipé que les fibres réagiront de manière élastique à la déformation.

À la descente du cône, l'augmentation de circonférence est d'une même valeur (et non d'un même ratio) indépendamment de la hauteur à laquelle la mesure est prise. La déformation ϵ est donc dépendante de la hauteur, le ΔL restant constant pour un L différent. La déformation étant proportionnelle à la contrainte, la contrainte n'est pas uniforme sur la hauteur.

$$\epsilon = \Delta L / L$$

$$\sigma = \epsilon * E \text{ avec } E: \text{Module d'élasticité}$$

En appliquant la définition de la déformation à la circonférence interne, on peut connaître le rapport des contraintes entre le haut et le bas.

$$\epsilon = \frac{\Delta \text{circonference}}{\text{circonference}} = \frac{\Delta \text{circ}}{2 * \pi * r}$$

$$\sigma = \frac{\Delta \text{circ} * E}{2 * \pi * r}$$

$$\frac{\sigma_{\text{haut}}}{\sigma_{\text{bas}}} = \frac{r_{\text{bas}}}{r_{\text{haut}}}$$

Pour les cas présents, les rayons nominaux des préformes valent 125 mm en bas et 178 mm en haut. Le ratio est de 0,70. Il est à noter que ce ratio de pression est calculé en fonction des dimensions nominales de la préforme. Les diamètres internes des préformes reçues varient par rapport aux dimensions nominales, ce qui donne des variations dans la répartition de pression sur la hauteur. Le cas présenté ici a servi pour le calcul du cône intérieur.

Il est aussi possible d'obtenir une répartition de pression qui mènerait aux contraintes du point précédent. Pour un réservoir cylindrique sous pression, il est possible de calculer la contrainte circonférentielle.

$$\sigma = P * \frac{r}{t} \text{ avec } t: \text{épaisseur de la plaque}$$

En combinant les équations précédentes et en isolant la pression, on obtient la définition de la pression en fonction de l'allongement.

$$P = \frac{\Delta circ * E * t}{2 * \pi * r^2}$$

Finalement, le ratio de pression en haut et en bas du cône est calculé :

$$\frac{P_{haut}}{P_{bas}} = \left(\frac{r_{bas}}{r_{haut}} \right)^2$$

Les rayons nominaux des préformes valent 125 mm en bas et 178 mm en haut. Le rapport entre la pression du haut et la pression du bas est de 0,5.

1.1.3.1.2 Cas 2 : Fibres en compression

Dans le cas 2, lors de la descente du cône intérieur, la pression est constante sur toute la hauteur de la préforme car cette pression dépend seulement de la compression des fibres à travers l'épaisseur. Celle-ci est constante en tout point sur la préforme nominale.

1.1.4 Languettes

La distribution de forces sur la préforme représentée à la situation 2 donne les forces maximales sur les languettes. C'est cette situation qui est utilisée pour le calcul de la résistance de celles-ci.

La Figure A4.5 montre les forces appliquées sur les languettes. En noir, sont représentées les forces appliquées par le cône intérieur. En bleu, les forces appliquées par la préforme et en orange, les forces qui empêchent les languettes de descendre et qui sont appliquées par la plaque de support des languettes.

Les composantes verticales de F_{p2} et F_{f2} sont égales et opposées. Les forces qui agissent verticalement sur les languettes sont les composantes verticales des forces F_{p1} et F_{f1} qui ont été

calculées plus tôt et qui sont égales à la force à la presse. La composante verticale de la force F_t à la Figure A4.5 est donc égale à la force appliquée à la presse (F_{presse}) soit 301,5 kN. La tension dans les languettes F_t est de 321 kN avec un angle de 20° entre les languettes et la verticale.

$$F_t = \frac{F_{t/\text{vertical}}}{\cos \theta}$$

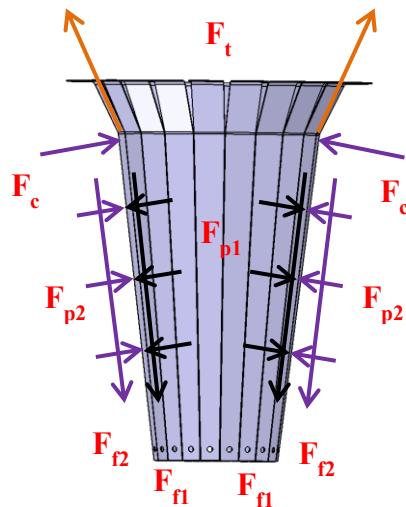


Figure A4.5 : DCL des languettes.

1.1.5 Cône extérieur et plaque des languettes

Les forces appliquées sur l'assemblage du cône extérieur et de la plaque des languettes sont représentées à la Figure A4.6.

La force F_t est calculée à la section précédente, elle vaut 321 kN. La force F_b est la composante verticale de la force F_t , elle est égale à la force à la presse de 301,5 kN. Dans la situation où toute la force verticale de la presse est reprise par les languettes, $P_{\text{comp}} = 0$. Toutefois, celle-ci est fixée à 25 bars pour tester simultanément la résistance de l'outil aux deux premières hypothèses de chargement de la préforme.

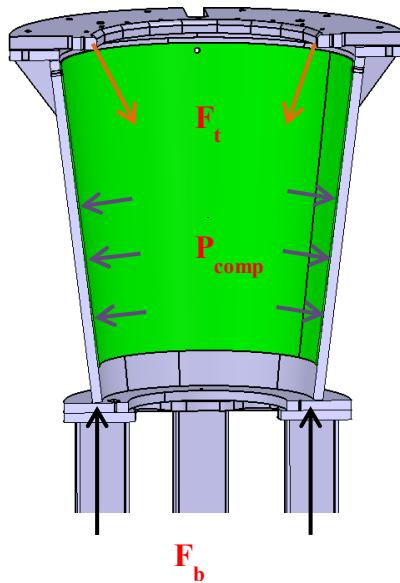


Figure A4.6 : DCL du cône extérieur et de la plaque des languettes.

1.2 Définition des forces en jeu pendant l'opération de maintien du cône

Lors du retrait de la force de la presse après l'opération d'augmentation des diamètres internes, le cône intérieur va remonter par lui-même parce que le coefficient de friction du PTFE sur l'acier inoxydable est plus bas que le coefficient de friction critique de 0,123. La Figure A4.7 montre les forces en jeu dans cette situation.

La composante verticale de la force F_p est définie au point précédent, elle vaut 203 kN. La composante verticale de la friction est calculée cette fois-ci avec la valeur minimale du coefficient de 0,04, elle vaut 66 kN. Par une somme des forces verticales, la soustraction des composantes verticales des deux forces donne la force de retenue du cône par les tiges filetées, F_m , d'une valeur de 137 kN.

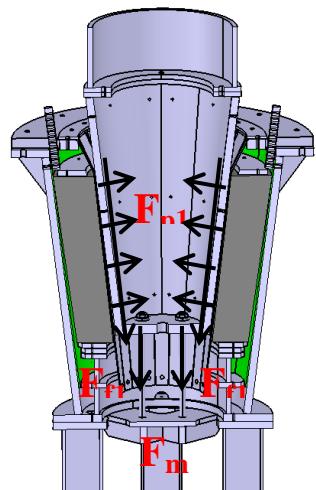


Figure A4.7 : DCL cône intérieur lors du maintien du cône.

2 CALCUL DE RÉSISTANCE

2.1 Critère de conception

La liste qui suit rapporte les hypothèses et critères utilisés pour les calculs.

- Le **facteur de sécurité** utilisé est de **1,5** sur la limite élastique du matériau. Ce facteur est choisi parce que les charges et contraintes sont connues et mesurées tout au long de l'expérience et que le système fonctionnera sans choc.
- Les boulons sont sélectionnés avec un coefficient de sécurité de plus de **2**.
- Étant donné que le nombre de cycles est restreint (moins de 10), il est considéré que les pièces ont des charges statiques à soutenir. Par conséquent, tous les matériaux étant ductiles, les concentrations de contraintes sont ignorées dans les calculs.
- Tous les points situés à moins de 25 mm d'une soudure peuvent être affectés thermiquement.
- Le métal d'apport 4043 est recommandé pour l'aluminium dans les applications où la température augmente à plus que 65°C [2]. C'est celui-ci qui est utilisé pour l'outil.
- Le Tableau A4.1 donne les limites de contraintes qui ont été utilisées.

Tableau A4.1 : Limite élastique et limite imposée des matériaux utilisés

Matériaux	Limite élastique (MPa)	Limite utilisée (MPa) (f.s.=1.5)
Al6061-T6	276 [3]	184
Al6061-T6, zone affectée thermiquement après soudure (métal d'apport 4043)	80 [4]	53
Acier 44W (acier standard de construction)	305 [5]	203
Acier inoxydable 316 en feuilles	290 [6]	193

2.2 Calcul des languettes

2.2.1 Définition du calcul

Selon les hypothèses énoncées plus haut, les languettes retiendraient l'ensemble de la force appliquée par la presse. La Figure A4.8 présente le DCL d'une languette. Avec l'angle Θ de 20° , la force F_t a été calculée et vaut 321 kN. Avec l'hypothèse que chacune des 20 languettes de l'outil supporte également cette force, il est possible de dire que F_l vaille 16 kN.

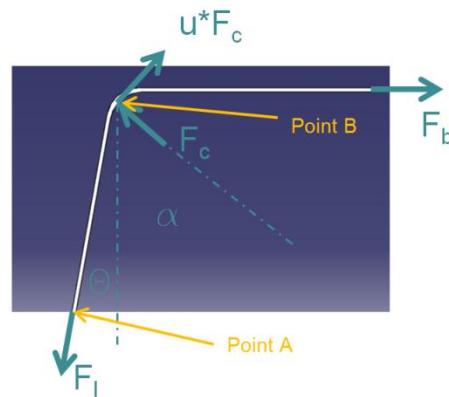


Figure A4.8 : DCL d'une languette.

Pour simplifier le calcul, la languette est considérée comme une corde donc elle ne peut pas retenir de moment de flexion :

$$\Sigma \text{force dans l'axe de la languette} = \Sigma F_a = 0$$

Cette hypothèse mène assurément à une augmentation de la force F_b et F_c , il est donc sécuritaire de la faire.

Deux autres relations sont utilisées pour le calcul.

$$\Sigma F_{\text{horizontal}} = \Sigma F_{\text{vertical}} = 0$$

Trois inconnus sont recherchés (voir Figure A4.8) : α , F_c , F_b

Le coefficient de friction de l'acier inoxydable sur l'aluminium est évalué à 0,4. Celui-ci est nécessaire pour définir la force de friction entre les languettes et la plaque des languettes. De même, le coefficient de friction de l'acier sur l'aluminium avec lubrification est estimé à 0,16. Celui-ci est nécessaire pour définir le serrage à appliquer sur le boulon qui retient la languette.

Deux points d'intérêts sont considérés : le point A, où la languette a une largeur de 53,6 mm, et le point B avec une largeur de 57,1 mm. Le point A n'est soumis qu'à une tension due à la force F_l et le point B est soumis à une tension de la force F_l et une compression de la force F_c . Au point B, avec le critère de Von Mises, il est possible de trouver une valeur de rayon au coin de la plaque des languettes pour ne pas dépasser nos critères de conception. Par la suite, avec la connaissance de la force F_b , il est possible de trouver les valeurs de forces de friction nécessaires pour retenir la languette, la dimension des boulons et le serrage nécessaire à l'obtention de la friction désirée.

2.2.2 Résultats

- On obtient une force F_c de 14670 N et une force F_b de 10180 N.
- On choisit une épaisseur de 1,6 mm pour la languette (16 ga.).
- Le rayon minimal associé à l'épaisseur choisie est d'environ 9,3 mm, on choisit 9,525 mm (3/8 pouce).

- L'aire minimale du boulon de serrage de la languette est de 21 mm^2 pour un grade 8.8, on choisit un boulon M10 avec une aire effective de 58 mm^2 . Un serrage de 50 Nm est nécessaire si un lubrifiant pour filets est utilisé. Le facteur de sécurité est de 2,75.

2.3 Calcul de la plaque des languettes et du cône extérieur

La plaque des languettes et le cône extérieur ont été évalués simultanément dans une étude par éléments finis volumiques avec CATIA. Le calcul est effectué pour l'étape d'augmentation des diamètres internes. Le DCL est présenté à la section précédente.

2.3.1 Fixation

- Parce que la pièce est axisymétrique, il est possible de ne faire l'étude que sur le quart de l'assemblage en appliquant des conditions de périodicité au plan de coupe.
- La base de l'assemblage est fixée de manière à empêcher les déplacements verticaux.
- Une contrainte de contact est appliquée entre la plaque des languettes et le cône extérieur.
- Une connexion de serrage est appliquée aux emplacements réservés pour les boulons.

2.3.2 Charge pour l'augmentation des diamètres

- Une force de $301,5 \text{ kN}/4$ vers le bas est appliquée à l'extrémité de la plaque qui retient les languettes. C'est la composante verticale de la force des languettes.
- Une force de $110 \text{ kN}/4$ est appliquée au même endroit horizontalement vers le centre de la plaque. C'est la composante horizontale de la force des languettes.
- Une pression à l'endroit de contact entre la préforme est le cône

2.3.3 Résultats

Avec quelques itérations, les dimensions de la plaque des languettes, des renforts du cône extérieur, de l'épaisseur du cône et des soudures de même que le nombre de boulons sont définis.

- Plaque des languettes de 1 po (25 mm) d'épaisseur.

- Épaisseur du cône de 5/8 po (15,8 mm) (3/4 po (19,05 mm) avant usinage).
- Soudure de 10 mm autour des renforts.
- La plaque est fixée par 12 boulons sur son diamètre extérieur de 710 mm.

Les Figures A4.9 et A4.10 montrent les contraintes de Von Mises associées. Les contraintes sur le cône extérieur et les renforts respectent le critère pour les zones affectées thermiquement (53 MPa) avec des valeurs maximales au niveau des renforts (on ne tient pas compte de la concentration de contrainte autour du trou).

Sur la Figure A4.12, on peut observer qu'une zone affectée thermiquement dépasse la contrainte limite imposée en compression. Cette zone est le coin où vient s'appuyer la plaque des languettes sur le cône. Lors de l'application de la force, une légère déformation du cône à cet endroit mènera à une forte augmentation de l'aire de contact et donc à une diminution importante de la contrainte. Les contraintes de cette zone sont donc négligées pour la définition des dimensions des plaques.

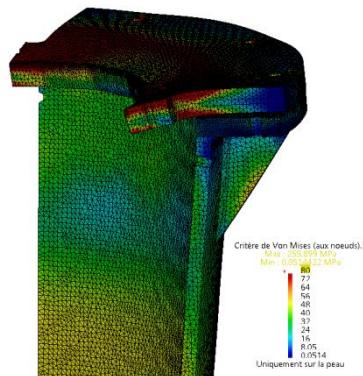


Figure A4.9 : Contraintes de Von Mises sur le cône extérieur de face.

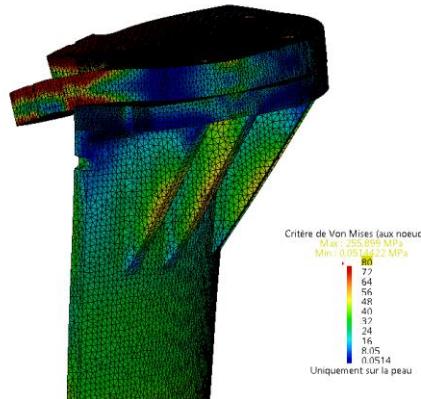


Figure A4.10 : Contraintes de Von Mises sur le cône extérieur de dos.

En ce qui concerne la plaque des languettes, les Figures A4.11 et A4.12 présentent les contraintes de Von Mises associées avec une nouvelle échelle de couleur. Cette fois-ci la limite à respecter est plus haute car aucune soudure n'est effectuée sur la plaque (184 MPa). Les contraintes dans la plaque des languettes atteignent environ 150 MPa, les critères de conception sont respectés pour celle-ci.

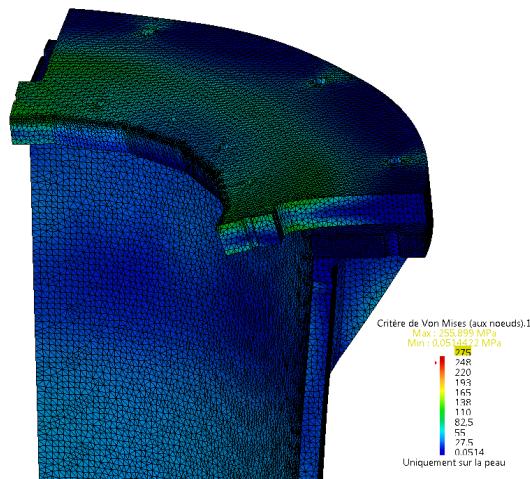


Figure A4.11 : Contraintes de Von Mises sur la plaque des languettes de face.

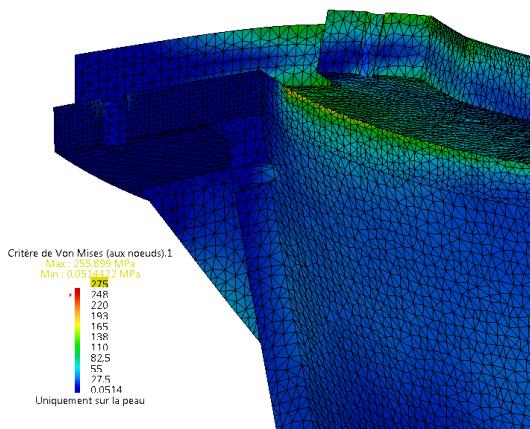


Figure A4.12 : Contraintes de Von Mises sur la plaque des languettes de dos.

Il est possible d'obtenir la force appliquée à chaque boulon avec le logiciel. Le Tableau A4.2 montre les résultats. En parallèle, en idéalisant la plaque comme un rectangle et en faisant une somme des moments, il est possible d'arriver à une estimation de 27400 N par boulon, ce qui tend à valider les résultats obtenus à ce niveau avec le logiciel.

Tableau A4.2 : Force nécessaire à chaque boulon.

Elément de Contact	Force de Contact N	Jeu Initial mm	Jeu final mm
528696	2.6370e+004	0.0000e+000	0.0000e+000
528700	2.5322e+004	0.0000e+000	0.0000e+000
528704	2.6726e+004	0.0000e+000	0.0000e+000

Pour la force de 27400N, avec un boulon de grade 10.9, l'aire minimale est de 30 mm^2 . Un boulon de M12 est sélectionné avec une aire effective de 84 mm^2 . Une valeur de 100 N.m pourra être utilisée avec un lubrifiant à filets.

2.4 Calcul du cône intérieur

2.4.1 Calcul du cône lors de l'étape d'augmentation des diamètres internes

2.4.1.1 Fixation

- Parce que la pièce est axisymétrique, il est possible de ne faire l'étude que sur le quart de l'assemblage en appliquant des conditions de périodicité au plan de coupe.
- L'endroit où le cylindre de poussée est en contact avec le cône est fixé pour empêcher les déplacements verticaux.

2.4.1.2 Charge

- Une pression de 40 bars est appliquée sur la surface interne qui est en contact avec la pièce. Il est impossible d'appliquer une pression qui n'est pas constante sur une surface dans le logiciel utilisé, la pression moyenne est donc appliquée et les contraintes aux extrémités basse et haute du contact avec la préforme sont recalculées.
- Une force de 98,5 kN/4 est appliquée vers le haut sur la surface interne qui est en contact avec la pièce. Celle-ci représente la force de friction.

2.4.1.3 Résultats

Avec quelques itérations, les dimensions des plaques sont sélectionnées. La Figure A4.13 montre les résultats de l'étude.

- Épaisseur du cône de 5/8 po (15,9 mm) après l'usinage. (3/4 po (19,05 mm) avant usinage)

À l'aide des hypothèses sur la répartition des contraintes de la section « Répartition de la pression sur la préforme » et du calcul d'éléments finis de la Figure A4.13, les contraintes réelles sont calculées en tenant compte du fait que la contrainte est linéairement dépendante de la pression. En haut, on trouve sur la figure une contrainte de 43 MPa qu'on recalcule à 31 MPa. En bas, on trouve une contrainte de 31,5 MPa qu'on recalcule à 42 MPa. Le ratio de contraintes est de 0.70. Il est observé qu'une répartition uniforme de la pression donnera une plus grande contrainte sur le cône (43 MPa). La répartition uniforme est donc considérée comme le pire cas.

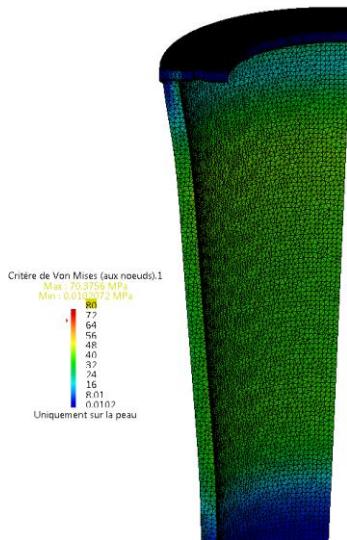


Figure A4.13 : Contraintes de Von Mises sur le cône intérieur en compaction interne.

2.4.2 Calcul du cône lors de l'étape du maintien

Une deuxième étude est réalisée sur le cône intérieur de manière à valider cet assemblage lors de l'étape du maintien du cône.

2.4.2.1 Fixation

- Parce que la pièce est axisymétrique, il est possible de ne faire l'étude que sur le quart de l'assemblage en appliquant des conditions de périodicité au plan de coupe.
- La plaque supérieure est fixée pour empêcher les déplacements verticaux.

2.4.2.2 Charge

- Une pression de 40 bars est appliquée sur la surface interne qui est en contact avec la pièce.
- Une force de 98,5 kN/4 est appliquée vers le bas sur la surface interne qui est en contact avec la pièce. Celle-ci représente la force de friction.
- Une force de 137 kN/4 vers le bas est appliquée sur la plaque du bas du cône aux endroits où les tiges filetées sont positionnées.

2.4.2.3 Résultats

Avec quelques itérations, les dimensions des plaques sont sélectionnées.

- Épaisseur minimale du cône de 5/8 po (19,05 mm) après l'usinage. (¾ po (19,05 mm) avant usinage)
- Épaisseur de la plaque du bas du cône de 1 po (25,4 mm).

Dans la soudure en chanfrein entre la plaque et le cône, les contraintes dépassent le critère de 53 MPa. Ces contraintes sont associées à des concentrations de contraintes et n'affectent qu'une faible partie de l'épaisseur. En faisant une coupe du coin de la pièce, on peut mieux observer la répartition des contraintes dans la soudure. La Figure A4.14 montre que les contraintes qui affectent la soudure prennent des valeurs autour de 30-50 MPa, en excluant les coins. Des calculs manuels sont effectués pour valider la valeur de la contrainte moyenne.

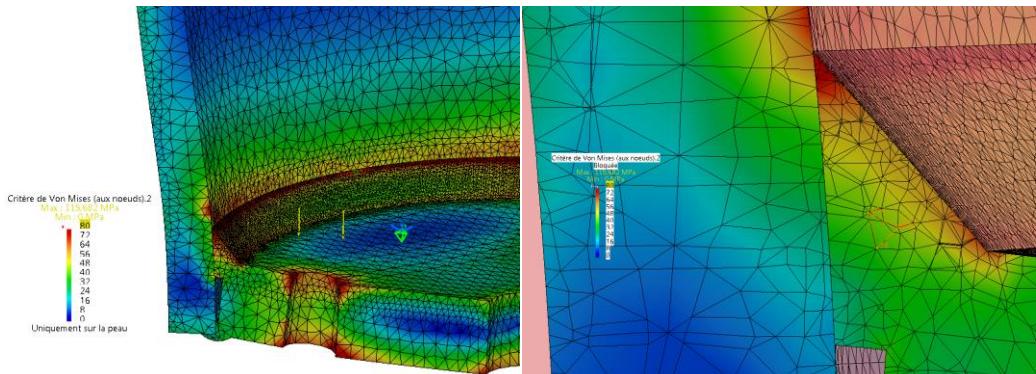


Figure A4.14 : Contrainte de Von Mises sur le cône intérieur à l'étape de maintien du cône.

2.5 Calcul de l'assemblage de maintien du cône intérieur

Une étude initiale par éléments finis surfaciques est réalisée avec Catia pour avoir un aperçu des contraintes sur la plaque de maintien du cône (Figure A4.15). Par la suite, une étude par éléments finis volumique est réalisée en second lieu avec un assemblage équipé de raidisseurs.

2.5.1 Fixation

- Les déplacements dans les 3 directions sont contraints sur les quatre lignes aux extrémités de la plaque.
- Les rotations sont contraintes dans 2 directions, mais libres dans la troisième pour permettre les rotations autour des lignes qui sont contraintes.

2.5.2 Charge

- Une force de 137 kN vers le haut est appliquée sur les trous qui accueilleront les tiges filetées.

2.5.3 Résultats

- L'étude permet d'affirmer qu'une plaque d'au moins 2 po (50.8 mm) est nécessaire pour obtenir des contraintes acceptables.

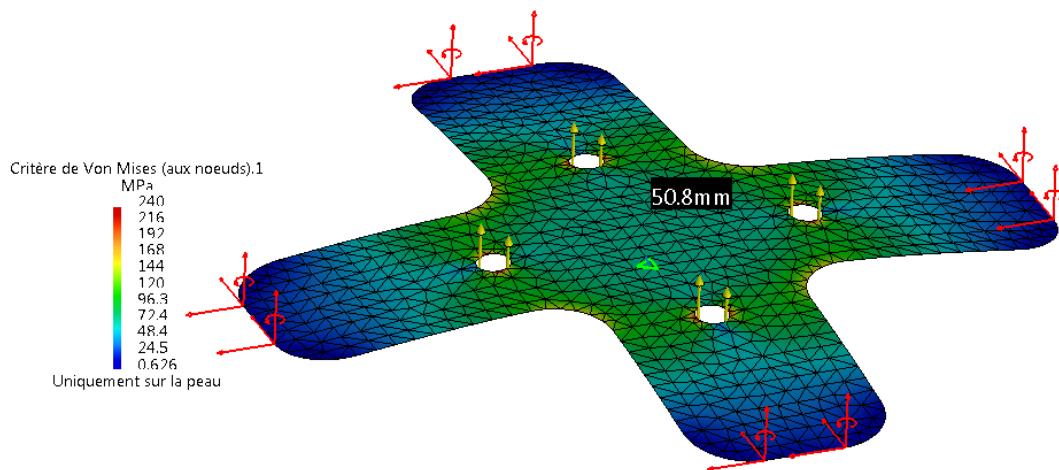


Figure A4.15 : Contraintes de Von Mises dans la plaque de maintien sans raidisseur.

- Le matériau est modifié pour une conception en acier avec des raidisseurs pour obtenir des épaisseurs acceptables. L'acier est utilisé car il était difficile de réduire les contraintes suffisamment dans les soudures avec un assemblage en aluminium.

- La contrainte maximale est de 200 MPa aux raidisseurs. Elle respecte ainsi le critère de conception sur les assemblages en acier. La Figure A4.16 montre les résultats.

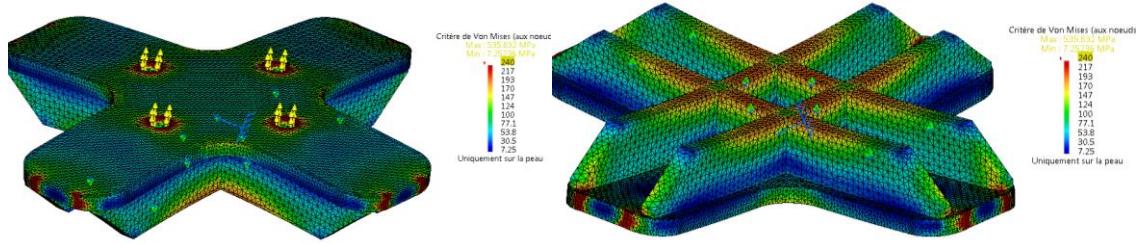


Figure A4.16 : Contraintes de Von Mises dans la plaque de maintien avec raidisseur.

2.6 Calcul de la base de l'outil

La base de l'outil (Figure A4.17) devra soutenir l'ensemble des forces appliquées à la presse soit 301,5 kN.

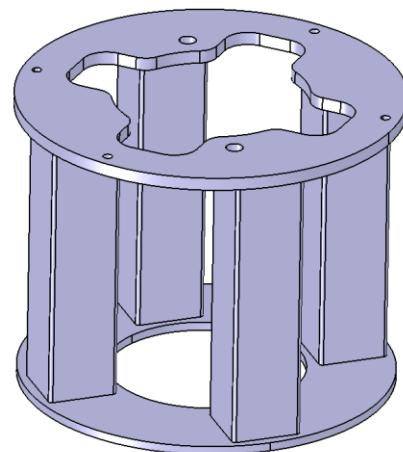


Figure A4.17 : Base de l'outil.

L'aire d'un profilé 4 po X 4 po X $\frac{1}{4}$ po (101 mm X 101 mm X 6,35 mm) est de 2400mm^2 . Quatre profilés sont utilisés, la valeur de contrainte dans les profilés est de 31 MPa. Ceci respecte la limite imposée pour les zones affectées thermiquement de 53 MPa.

Avec le périmètre d'un profilé de 406 mm et des soudures à angle de 8 mm, on trouve la gorge effective de 5,656 mm et on obtient les contraintes dans la gorge de 33 MPa. Ceci respecte le critère de cisaillement du métal d'apport de 41 MPa.

2.7 Calcul des tiges filetées qui retiennent le cône intérieur

Quatre tiges filetées sont utilisées comme représentées à la Figure A4.7 de la section précédente. Une force de 137 kN est appliquée sur les tiges. L'aire effective minimale est de 57 mm^2 pour respecter la limite de 600 MPa du boulon de type 8.8. Les tiges choisies ont un diamètre nominal de 16 mm et une aire effective de 157 mm^2 . Le facteur de sécurité final est de 2,7.

3 REDÉFINITION DES HYPOTHÈSES DE CONCEPTION ET MISE À JOUR DES CALCULS

3.1 Essais de friction

Un essai de friction a été effectué sur l'acier inoxydable et le PTFE qui est utilisé lors du test. Celui-ci rapporte des valeurs plus basses au niveau du coefficient de friction dynamique. Au lieu de la valeur de 0,06 qui a été utilisée pour les calculs, on obtient plutôt une valeur maximale de 0,04. Avec cette valeur, on recalcule les forces en jeu lors de l'opération d'augmentation des diamètres intérieurs à l'aide des formules développées à la section 2.

La force F_p est équivalente à la nouvelle pression de 25 bars sur la surface interne de 412000 mm^2 . La force est de 1030 kN. La composante verticale de cette force est de 126 kN.

La force F_{fl} , force de friction entre l'acier inox et le PTFE, vaut $\mu^* F_p$. En prenant le coefficient de friction maximal mesuré lors de l'expérience $\mu=0,04$, on obtient une force de 41,2 kN. La composante verticale de cette force est de 40,9 kN. La force nécessaire à la presse est la somme des deux forces : 167 kN.

3.2 Languettes

Pour une facilité de manipulation et dans le but de diminuer au maximum l'épaisseur des languettes pour leur permettre d'épouser la forme de la pièce, la pression de conception est révisée à 25 bars au lieu de 40. De même, le coefficient de friction de l'acier inoxydable sur le PTFE est révisé de 0,06 à 0,04. La force qui devra être retenue par chaque languette est de $167 \text{ kN} / \cos(20^\circ) / 20 = 8,9 \text{ kN}$. On rapporte ici les résultats du nouveau calcul. Les informations relatives au calcul sont présentes dans la section calcul de résistance.

3.2.1 Résultats

- On obtient une force F_c de 8170 N et une force F_b de 5670 N.
- On choisit une épaisseur 0,95 mm pour la languette (20 ga.).
- Le rayon minimal associé à l'épaisseur choisie est d'environ 3,8 mm, on choisit 9,525 mm (3/8 pouce).

- L'aire minimale du boulon de serrage de la languette est de 13 mm^2 pour un grade 8.8, on choisit un boulon M10 avec une aire effective de 58 mm^2 . Un serrage de 25 N.m est nécessaire si un lubrifiant pour filets est utilisé. Le facteur de sécurité est de 4,5.

3.3 Calcul de la plaque des languettes et du cône extérieur

Lors de la fabrication du cône extérieur, une opération d'usinage a été effectuée sur la surface interne. La valeur minimale qui avait été fixée à 15,8 mm a dû être réajustée à 12,7 mm car après soudure les tolérances n'étaient pas respectées. Étant donné que la pression de conception avait été révisée à 25 bars, la diminution de la valeur minimale d'épaisseur n'était pas problématique.

3.3.1 Nouveaux résultats de contrainte

La définition des paramètres d'analyse est la même que celle de la section 2, à l'exception de la friction qui est recalculée avec le nouveau maximum de coefficient de friction de 0,04 et de l'épaisseur de la plaque roulée de 12,7 mm au lieu de 15,8 mm. À la Figure A4.18, on observe que la contrainte maximale dans le renfort ne dépasse pas 40 MPa. Ceci est dû en majeure partie à la réévaluation du coefficient de friction, le cône extérieur résiste toujours à la pression de 40 bars.

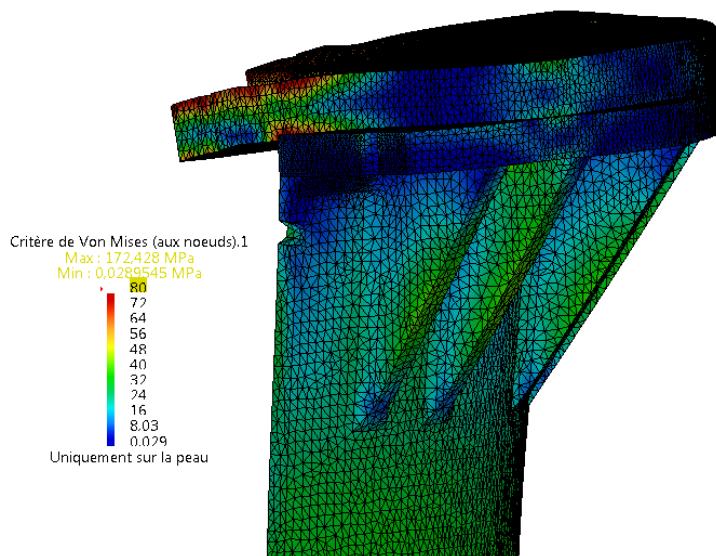


Figure A4.18 : Contraintes de Von Mises révisées dans le cône extérieur.

3.4 Calcul du cône intérieur

Le même problème s'est produit pour le cône intérieur. La valeur minimale d'épaisseur qui avait été fixée à 15,8 mm a dû être réajustée à 12,7 mm car après soudure, les tolérances n'étaient pas respectées.

3.4.1 Nouveaux résultats de contrainte

La définition des paramètres d'analyse est la même que celle de la section 2, seulement l'épaisseur du cône est de 12,7 mm au lieu de 15,8 mm.

À la Figure A4.19, on observe une contrainte maximale de 56 MPa sur la surface du cône. Parce que la contrainte est linéairement dépendante de la pression, il est possible de réévaluer la pression maximale à $53 \text{ MPa} / 56 \text{ MPa} * 40 \text{ bars} = 38 \text{ bars}$. Ceci respecte le nouveau critère de pression de 25 bars.

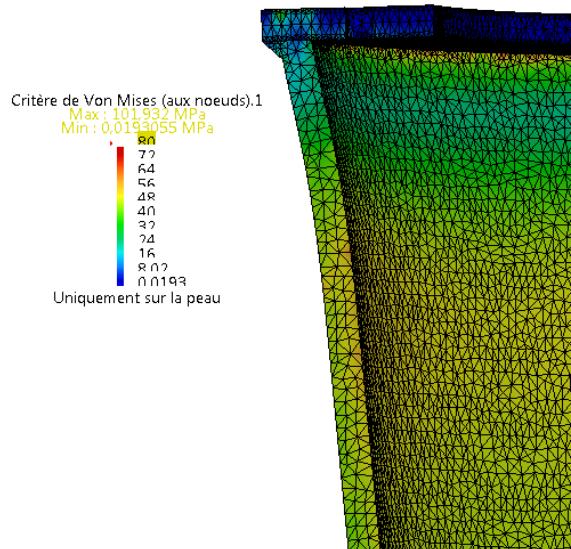


Figure A4.19 : Contraintes de Von Mises révisées dans le cône intérieur.

RÉFÉRENCES

- [1] Stanton, J., *Friction Coefficients for Stainless Steel (PTFE) Teflon Bearings*. 2010. (SPR # 0092-08-13). Tiré <http://minds.wisconsin.edu/handle/1793/53044>
- [2] E.C., Ed Craig, "MIG Welding Aluminum Tips" *Weld reality*. [En ligne]. Disponible: <http://www.weldreality.com/aluminumalloys.htm>. [Consulté le 10 janvier 2012].
- [3] Matweb, "Aluminum 6061-T6; 6061-T651" *Matweb material property data*. [En ligne]. Disponible: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=1b8c06d0ca7c456694c7777d9e10be5b&ckck=1>. [Consulté le 10 janvier 2012].
- [4] Aluminum Association, *Aluminium design manual*, Troisième édition, Arlington, VA : The Aluminium Association inc., 2005. [Livre électronique]. Disponible: <http://www.scribd.com/doc/37945845/Aluminum-Design-Manual-2005>
- [5] Russel Metals, *Reference book*, Mississauga, Ont.: Russel Metal inc., 1996
- [6] Matweb, "316 Stainless Steel, annealed sheet" *Matweb material property data*. [En ligne]. Disponible: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=50f320bd1daf4fa7965448c30d3114ad>. [Consulté le 10 janvier 2012].

ANNEXE 5 – Essai de friction

1 Description du montage

La Figure A5.1 présente le montage utilisé pour l'essai de friction. Le vérin électromécanique applique un déplacement sur le chariot dans lequel un morceau d'acier inoxydable 316 (même que les languettes de l'outil de compaction) a été préalablement collé (Figure A5.2). La pastille de PTFE (Figure A5.3) est pour sa part collée sous le cylindre. Le cylindre est installé à l'intérieur du pont qui est relié à la cellule de force (Figure A5.4).

Lorsque le vérin se met en marche, une période de reprise des jeux entre les pièces commence. Par la suite, la force augmente jusqu'à l'atteinte de la force de friction statique maximale. Après avoir atteint cette valeur, le chariot commence à se déplacer par rapport au pont qui reste fixe et la friction cinétique prend place entre le PTFE et l'acier inoxydable.

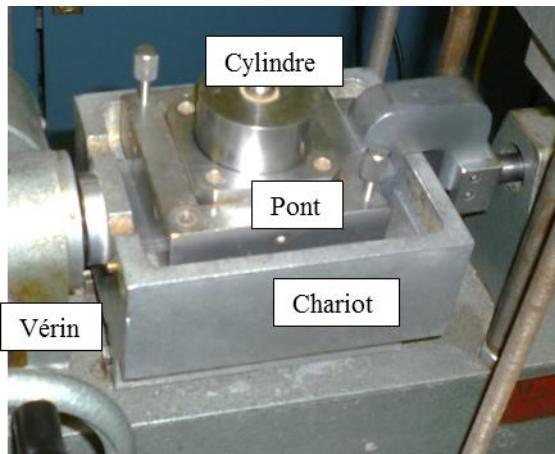


Figure A5.1 : Montage de l'essai de friction.



Figure A5.2 : Morceau d'acier inoxydable dans le boîtier.



Figure A5.3 : Pastille de PTFE.

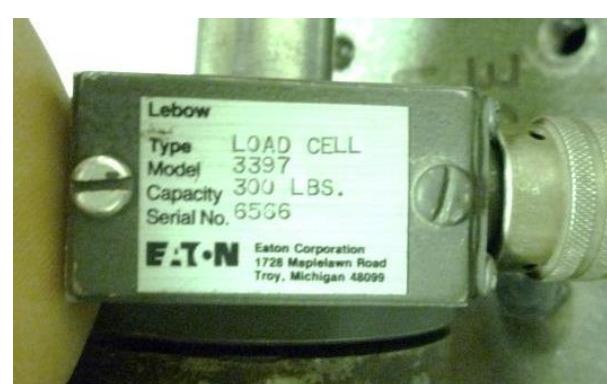


Figure A5.4 : Cellule de force de l'essai.

Une masse variable est appliquée sur le cylindre. Cette masse correspond à la force normale avec laquelle le coefficient de friction est associé. La Figure A5.5 présente l'installation complète avec une plus grande masse installée.



Figure A5.5 Montage lors du chargement de 168 kg.

2 Procédure expérimentale

1. Découper un morceau d'acier inoxydable 316 d'environ 50 mm X 100 mm par 0.95 mm d'épaisseur.
2. Découper une pastille de PTFE de 48,3 mm de diamètre pour concorder avec le diamètre du cylindre.
3. Coller le morceau d'acier inoxydable au boitier.
4. Coller le PTFE sous le cylindre.
5. Peser le cylindre et le PTFE.

6. Peser le support pour les masses.
7. Connecter la cellule de force à l'ordinateur.
8. Installer une masse de 32 kg sur le support à masses.
9. Appliquer un déplacement à vitesse constante très lent (1 mm/minute).
10. Récupérer les données de force et de déplacement en fonction du temps.
11. Enlever les masses et replacer le chariot à la position initiale.
12. Répéter les étapes 8 à 12 avec des masses de 96 et 168 kg.

3 Calculs

La cellule de force enregistre la force appliquée correspondant à la force de frottement puisque le déplacement se fait à vitesse constante ($\sum F \approx 0$), soit une vitesse de 1 mm/min. Ainsi, connaissant la normale, c'est-à-dire le poids installé sur le cylindre, les coefficients de frottement peuvent être déterminés.

$$F_f = \mu \cdot N \Rightarrow \mu = \frac{F_f}{N}$$

où F_f est la force de frottement en newtons, μ , le coefficient de frottement adimensionnel et N , la normale en newtons.

Pour le coefficient de frottement statique, il suffit d'utiliser la force de frottement maximale enregistrée. Pour le coefficient de frottement cinétique, la force résiduelle enregistrée est utilisée. En effectuant des essais avec des valeurs de N différentes, une valeur moyenne de μ peut être obtenue.

4 Résultats

Les masses importantes des accessoires sont présentées au Tableau A5.1.

Tableau A5.1 : Mesures préliminaires.

Poids du cylindre et du PTFE	713 g
Poids du support à masses	3978 g

À partir des données enregistrées par la cellule de charge lors des tests, des graphiques de force de frottement en fonction du temps ont été tracés pour chaque masse appliquée. Ces graphiques ont permis de mieux situer les données utiles et les données aberrantes. Les données aberrantes qui correspondent à une force de frottement supplémentaire entre deux pièces métalliques du pont et du chariot sont enlevées pour le calcul du coefficient de friction cinétique moyen. La Figure A5.6 présente les résultats pour une masse supplémentaire de 32 kg.

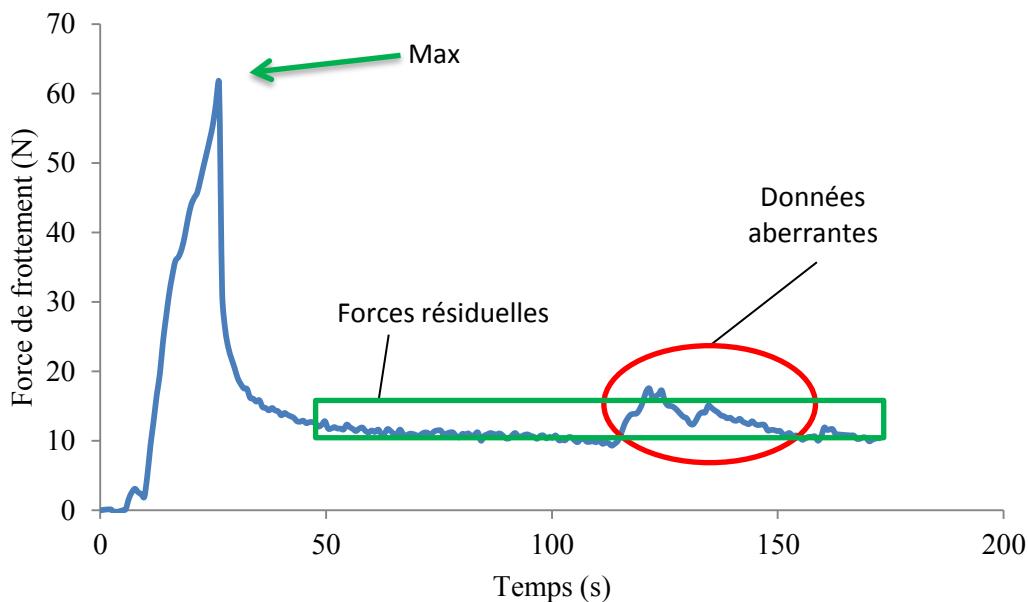


Figure A5.6 : Force de frottement en fonction du temps pour la masse de 32 kg (36.7 kg au total).

Ainsi, pour le cas du chargement de 32 kg (36.7 kg au total), la valeur maximale de la force enregistrée est de 61,5 N, ce qui correspond à un coefficient statique de 0,171. Puis, en ignorant les données aberrantes, on calcule une force résiduelle moyenne de 10,8 N qui se traduit par un coefficient cinétique de 0,030. Les résultats complets sont exposés dans le Tableau A5.2. Les valeurs moyennes des coefficients de frottement sont présentées au Tableau A5.3.

Tableau A5.2 : Résultats complets des tests.

Massé installée (kg)	32	96	168
Massé totale (kg)	36,7	100,7	172,7
Pression équivalente (bar)	2,00	5,48	9,41
Normale (N)	359,94	987,78	1694,10
Force de frottement maximale (N)	61,54	118,21	147,47
Force de frottement résiduelle moyenne (N)	10,83	38,92	53,67
μ statique	0,171	0,120	0,087
μ cinétique	0,030	0,039	0,032

Tableau A5.3 : Valeurs moyennes des coefficients de frottement.

Coefficient de frottement	Moyenne	Écart-type
Statique	0,126	0,0423
Cinétique	0,034	0,0050

5 Analyse

La Figure A5.7 présente les résultats du coefficient de friction statique en fonction de la pression appliquée sur la pastille. Une relation semble exister entre le coefficient de frottement statique et la masse installée sur le montage. Ceci expliquerait l'écart-type plus élevé par rapport au coefficient cinétique. Le coefficient statique semble diminuer lorsque la masse augmente. Ce résultat concorde avec les travaux précédents réalisés sur le frottement entre l'acier inoxydable et le Teflon.

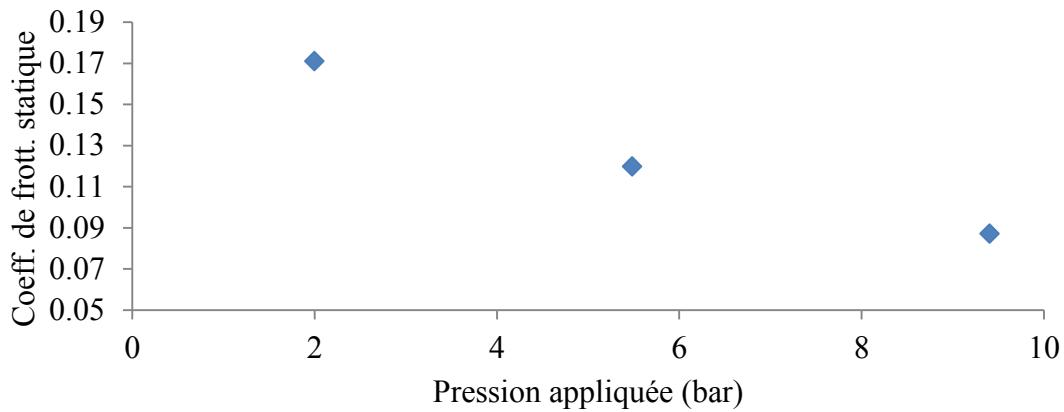


Figure A5.7 Coefficient de frottement statique en fonction de la pression sur la pastille de PTFE.

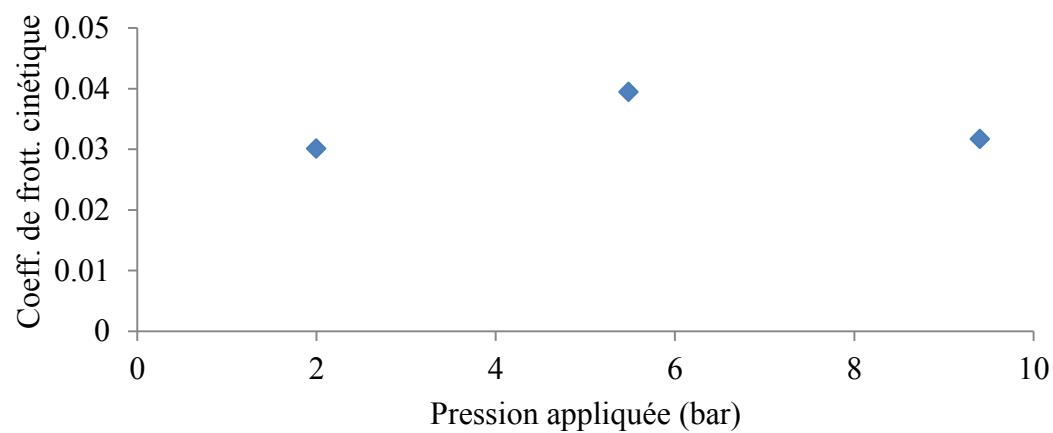


Figure A5.8 Coefficient de frottement cinétique en fonction de la pression sur la pastille de PTFE.

Pour ce qui est du coefficient cinétique, l'écart-type est assez faible pour laisser croire qu'il ne varie pas selon la pression appliquée. C'est l'hypothèse généralement admise pour le frottement cinétique.

ANNEXE 6 – Paramètres des matériaux pour la simulation de cuisson

Matériau	Masse volumique (Kg/m ²)	Chaleur spécifique (J/Kg-K)	Conductivité thermique (W/m-K)
Aluminium 6061-T6	2700*	896*	167*
Aluminium 356-T6	2680*	963*	151*
Membrane (Élastomère silicone)	1100 ^T	1256 ^T	0.190 ^T
Huile de compaction (UCON 50-HB-660)	1050**	2002**	0.145***
Résine phénolique	1235****	1000*****	0.3 ****
Composite carbone- phénolique	-----	-----	0.8 (dans l'épaisseur) **** 1.3 (dans le plan) ***
Fibre de carbone	1830****	710***	142***

* Matweb

**Ucon lubricant

***Engineering toolbox

^T Cohrlastic

****Données du partenaire

*****Mesure POLY

ANNEXE 7 – Plan d’urgence pour le pot d’injection

- Si le mélangeur brise, suivre les points 1 à 9.
 - Si les deux thermocouples ne donnent plus de lecture, suivre les points 2 à 9.
 - Si la température atteint 65°C à un endroit dans le pot, suivre les points 2 à 9.
-
1. Est-il possible d’injecter la résine dans la prochaine heure?
 - Si oui,
 - faire un suivi serré de la température;
 - si la température atteint 65°C à un endroit, passer au point 2;
 - injecter la résine le plus tôt possible.
 - Si non, continuer au point suivant.
 2. Ouvrir les conduites d’eau froide sur le pot.
 3. Arrêter la machine de contrôle de température de l’eau.
 4. Enfiler le masque intégral avec respirateur.
 5. Ouvrir le pot et mélanger manuellement avec un bâton de bois.
 6. Vérifier aux 5 minutes la température de la résine.
 - Si la température diminue, continuer les points 4 et 5 jusqu’à l’obtention de la température pièce.
 - Si la température continue à monter ou si elle ne descend pas rapidement, continuer au point suivant.
 7. Ajouter de l’eau dans la résine et mélanger
 8. Vérifier aux 5 minutes la température de la résine
 9. Reprendre les points 6 et 7 jusqu’à l’obtention de la température pièce.

ANNEXE 8 – Procédure d'injection de la pièce de tuyère

1. Préparation du moule

(ATTENTION : Les lectures aux thermocouples du montage sont affichées en degrés Celsius, tandis que des machines de chauffage fonctionnent en degrés Fahrenheit)

- 1.1. Démarrer la machine de chauffage du moule, température de 176°C (350°F).
- 1.2. Démarrer l'enregistrement au Graphtech (sample time : 10 s).
- 1.3. Après 10 minutes, vérifier les fuites aux connecteurs du réseau de chauffage. Resserrer si nécessaire les connecteurs fautifs.
- 1.4. Placer les panneaux du four.
- 1.5. Lorsque le thermocouple du four CH2 atteint T1°C, ajouter la consigne du four à T1°C .
- 1.6. Attendre une heure, les températures des thermocouples CH2, CH4, CH6, CH7 devraient être stabilisées à T1°C.
- 1.7. Commencer un test de vide à chaud dans les 2 cavités du moule.
- 1.8. Si les températures ne sont pas à T1°C, ajuster la machine en conséquence.
- 1.9. Le moule est prêt pour l'injection.

2. Préparation de la résine et du pot

- 2.1. Sortir la résine du congélateur 48 h avant la journée de l'injection.
- 2.2. Bien mélanger la résine.
- 2.3. Lorsque le moule atteint T1°C, mettre un tiers de la quantité total de résine dans le pot.
- 2.4. Démarrer le mélangeur.
- 2.5. Démarrer la machine de chauffage du pot et ajuster à 50°C (122°F).
- 2.6. Démarrer la pompe à vide et tirer le vide dans le pot.
- 2.7. Démarrer l'enregistrement des valeurs à la balance.
- 2.8. Lorsque la température de la résine atteint 50°C, mettre le pot à pression ATM, arrêter le mélangeur, arrêter le chauffage, ouvrir le pot et mettre un tiers de la quantité totale de résine dans le pot.
- 2.9. Redémarrer le mélangeur.
- 2.10. Redémarrer la machine de chauffage du pot et ajuster à 50°C (122°F).
- 2.11. Redémarrer la pompe à vide et tirer le vide dans le pot.

2.12. Lorsque la température de la résine atteint 50°C, mettre le pot à pression ATM, arrêter le mélangeur, arrêter le chauffage, ouvrir le pot et mettre un tiers de la quantité totale de résine dans le pot.

2.13. Redémarrer le mélangeur.

2.14. Redémarrer la machine de chauffage du pot et ajuster à 60°C (140°F).

2.15. Redémarrer la pompe à vide et tirer le vide dans le pot.

2.16. Lorsque la température de la résine atteint 60°C, commencer l'injection.

3. Injection

3.1. Retirer le vide du pot, atteindre la pression atmosphérique.

3.2. Fermer la vanne du vide au pot, ouvrir la vanne de pression, mettre une pression de 15 psi dans le pot.

3.3. À l'aide du réseau de vide, mettre le vide dans la cavité compaction.

3.4. Ouvrir les 2 panneaux avant et arrière du four.

3.5. Ouverture des 2 vannes d'évents, attendre le vide complet dans le moule.

3.6. Chauffer le tuyau d'injection avec le pistolet chauffant.

3.7. Placer une personne à chaque vanne d'évent, celles-ci la fermeront si la résine sort pendant l'injection.

3.8. Faire le zéro sur la balance (personne sur la plateforme pendant le tarage).

3.9. Vérifier la position des vannes des cadrans de pression.

3.10. Ouvrir la vanne d'injection.

3.11. Attendre que la masse à la balance indique la quantité de résine désirée.

3.12. Fermer la vanne d'injection.

3.13. Démarrer le refroidissement du pot d'injection (attention ! vérifier que la machine de chauffage continue à fonctionner).

3.14. Retirer le vide dans la cavité compaction (débrancher le tuyau de vide, ouvrir la valve du réservoir, changer la position de la valve qui fait communiquer l'entrée et la sortie du fluide de compaction).

3.15. Faire circuler le fluide dans la cavité de compaction à faible pression.

3.16. Maintien de la circulation 5 min.

3.17. Si la résine sort, fermer les valves d'évents.

3.18. Arrêt de la machine de compaction.

- 3.19. Faire le vide dans la cavité compaction avec le venturi -25 in Hg.
- 3.20. Rouvrir les vannes d'évents.
- 3.21. Si la résine continue de sortir, on augmente le vide dans la cavité compaction.
- 3.22. Pendant 12 heures, observer l'évolution de l'eau dans les tubes d'évents.
- 3.23. Si de la résine commence à sortir, augmenter le vide dans la cavité compaction jusqu'à obtenir le vide complet. Observer l'évolution, si la résine monte dans le tuyau, fermer les évents et appliquer la pression de compaction.

4. Après l'injection

- 4.1. Après 12 h, fermer les évents.
- 4.2. Enlever le vide dans la cavité compaction (débrancher le tuyau de vide, ouvrir la valve du réservoir, changer la position de la valve qui fait communiquer l'entrée et la sortie du fluide de compaction).
- 4.3. Faire circuler le fluide dans la cavité de compaction à faible pression.
- 4.4. Maintien de la circulation 5 min.
- 4.5. Fermer la valve du retour au réservoir.
- 4.6. Monter la pression à P2 bars.
- 4.7. Monter la température de consigne à 176°C (350°F).
- 4.8. Lorsque le thermocouple du four CH2 atteint T2°C, ajuster la consigne du four à T2°C.
- 4.9. Maintien à 90°C pour 8 h, ajuster la température de l'huile au besoin.
- 4.10. Après 8 h, monter la température de consigne à 176°C (350°F).
- 4.11. Lorsque le thermocouple du four CH2 atteint T3°C, ajuster la consigne du four à T3°C.
- 4.12. Maintien à T3°C pour 12 h, ajuster la température de l'huile au besoin.
- 4.13. Après 12 h, monter la température de consigne à 176°C (350°F).
- 4.14. Lorsque le thermocouple du four CH2 atteint T4°C, ajuster la consigne du four à T4°C.
- 4.15. Maintien à T4°C pour 8 h, ajuster la température de l'huile au besoin.
- 4.16. Après 8 h, monter la température de consigne à 204°C (400°F).
- 4.17. Lorsque le thermocouple du four CH2 atteint T5°C, ajuster la consigne du four à T5°C.
- 4.18. Maintien à T5°C pour 4 h, ajuster la température de l'huile au besoin.
- 4.19. Éteindre la machine de chauffage de l'huile.
- 4.20. Enlever les panneaux du four.

4.21. Attendre que toutes les lectures aux thermocouples soient en bas de 100°C, retirer la pression dans la cavité compaction.

4.22. Ouvrir le moule.

ANNEXE 9 – Procédure de l'étude de corrosion sur l'aluminium

1. Enrober 7 échantillons d'aluminium 6061-T6 et 7 échantillons d'A356-T6 dans la bakélite.
2. Polir les échantillons jusqu'à un grain de diamant de $1\mu\text{m}$.



3. Placer des morceaux de tissus de fibres de carbone dans 10 des 12 contenants.



4. Remplir les contenants de 120 millilitres avec 60 millilitres des différents liquides :
 - 2 X eau du robinet
 - 2 X eau déionisée
 - 2 X eau déminéralisée par osmose inverse (réseau de polytechnique)
 - 2 X alcool isopropylique anhydride
 - 2 X résine phénolique (sans fibres de carbone)

- 2 X résine phénolique (avec fibres de carbone)



5. Nettoyer les échantillons avec de l'alcool isopropylique.
6. Placer 12 échantillons d'aluminium dans les contenants, face vers le bas, en les mettant en contact avec la fibre de carbone. Les 2 échantillons restants sont conservés pour les comparaisons à la fin.
7. Placer les contenants dans le bain-marie et chauffer à 50°C pendant 4 jours.



8. Retirer les contenants du bain-marie.
9. Retirer les échantillons des contenants en prenant soin de les nettoyer adéquatement.
10. Observer chaque échantillon au microscope et comparer avec les échantillons n'ayant pas subi l'essai.

ANNEXE 10 – Procédure de l'étude de corrosion sur l'aluminium anodisé

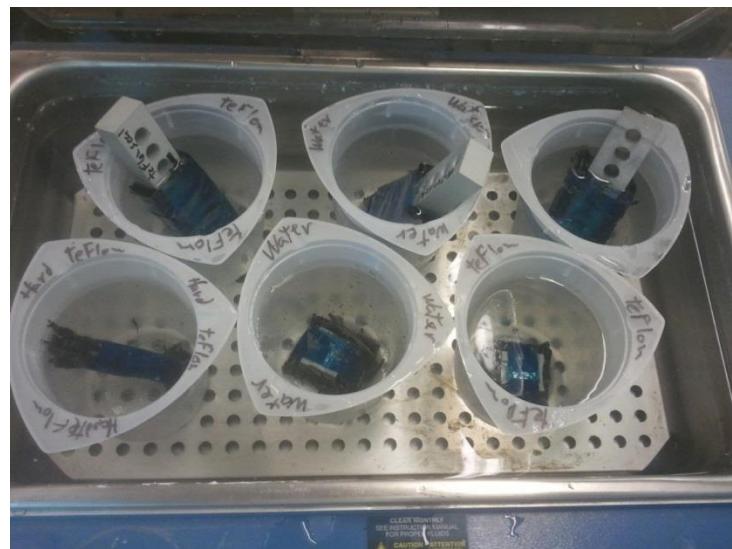
1. Polir les 9 pièces sur au moins un côté jusqu'à un grain de 500.
2. Pratiquer les traitements suivants sur les pièces.

Échantillon	Aluminium	Anodisation	Colmatage
T1	6061-T6	Aucune	Aucun
T2	6061-T6	Acide sulfurique	Eau
T3	6061-T6	Acide sulfurique	PTFE
T4	6061-T6	Anodisation Dure	PTFE
T5	A356-T6	Aucune	Aucun
T6	A356-T6	Acide sulfurique	Eau
T7	A356-T6	Acide sulfurique	PTFE
T8	A356-T6	Acide sulfurique	Dichromate
T9	A356-T6	Anodisation Dure	Dichromate

3. Noter l'état de surface à la sortie du traitement.
4. Prendre des images au microscope optique de chacun des échantillons.
5. Nettoyer les échantillons avec de l'alcool isopropylique.
6. Mettre en contact l'aluminium et les fibres de carbone. Du ruban adhésif est utilisé pour s'assurer que la fibre reste en contact avec l'aluminium tout au long de l'essai.
7. Remplir les contenants d'eau du robinet.
8. Placer les échantillons dans chacun des contenants.



4. Placer les contenants dans le bain-marie à 50°C pendant 4 jours.



6. Retirer les contenants du bain-marie.
7. Retirer l'aluminium du contenant et enlever la fibre de carbone.
8. Noter les observations visuelles.
9. Observer les pièces au microscope pour en déceler des différences avec les images prises avant l'essai.