

Thermoformage de composites thermoplastiques pour la  
fabrication de composantes de vélos

par

Émile GIROUARD-LAFLAMME

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE  
AVEC MÉMOIRE  
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 28 AOÛT 2025

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Émile Girouard-Laflamme, 2025



Cette licence Creative Commons signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette oeuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'oeuvre n'ait pas été modifié.

**PRÉSENTATION DU JURY**

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE:

Mme. Martine Dubé, directrice de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Louis Laberge-Lebel, codirecteur  
Département de génie mécanique à la Polytechnique Montréal

M. Simon Joncas, président du jury  
Département de génie des systèmes à l'École de technologie supérieure

M. Philippe Causse, examinateur externe  
Département de génie des systèmes à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 13 AOÛT 2025

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE



## AVANT-PROPOS

Le projet de recherche qui est traité dans ce mémoire est né d'un partenariat entre l'École de technologie supérieure, la Polytechnique et l'entreprise Argon 18. Le but principal de la recherche est d'explorer de nouvelles avenues pour la fabrication des vélos en matériaux composites. Argon 18 a réalisé une phase préliminaire à ce projet dans une entente tripartite avec le Centre de développement des composites du Québec (CDCQ) de Saint-Jérôme et l'entreprise LXSim dans laquelle différents matériaux thermoplastiques ont été comparés sur la base d'essais mécaniques et d'essais de fabrication. Le démonstrateur de ce projet fut ultimement une tige de selle de vélo en composite thermoplastique à l'aide d'une cellule robotique à placement automatique de fibres pour fabriquer une préforme qui fut ensuite enroulée et moulée avec une vessie.

Les données recueillies dans cette phase préliminaire ont été utilisées pour la sélection de matériau pour le présent projet et ont été très utiles notamment dans la fabrication de vessies pour l'assemblage du démonstrateur.



## REMERCIEMENTS

J'aimerais remercier tous ceux qui ont contribué à mon travail de près et de loin. C'est en grande partie grâce à vous que j'ai pu accomplir mes travaux de recherches et obtenir les résultats présentés ci-bas.

Martine, ta diligence et ta compétence dans le domaine scientifique ont été exceptionnelles. Merci d'avoir toujours cru à mes idées et de m'avoir permis de les réaliser. Louis, tu as bien joué ton rôle de *challenger* et tu as su me poser les bonnes questions. Je vais me souvenir, en début du projet, lorsque j'ai présenté mon plan d'expérience (trop complexe) et que tu m'as dit : « Pour une maîtrise, la difficulté c'est de la finir dans les temps ». Je comprends maintenant très bien le fond de cette pensée. Je remercie aussi mes collègues du miniLipec et plus particulièrement Carl-Olivier qui a sacrifié beaucoup de temps de sa recherche pour m'aider avec la mienne.

Du côté d'Argon 18, merci à mes collègues Vincent et Marc-André pour le support et le démarrage du projet ainsi qu'Adric : tes connaissances en simulation ont été clé dans pour l'élaboration de l'empilement. Merci à Paul et à son équipe pour leur opinion technique dans la conception des moules de thermoformage.

Puis, je remercie aussi les stagiaires qui ont contribué au projet. Louis, ton travail sur la consolidation sous vide m'a permis de sauver énormément de temps quand il a été question de mettre en place ce procédé pour la fabrication des flancs. Similairement, le travail réalisé par Julien sur le moulage par vessie m'a permis d'assembler les demi-coques et d'obtenir de bons résultats dès le premier essai.

Merci aussi à ma famille : mes parents, mon frère, mon oncle Bruno et les autres qui m'ont supporté durant toutes mes études et qui se sont intéressés à mes travaux de recherche. Merci aussi à ma copine, Justine, qui a écouté et supporté mes monologues passionnés sur les découvertes que je faisais, en plus d'avoir été une correctrice impitoyable pour ce mémoire.

Et puis finalement, à moi, dans 30 ans, qui relit ses lignes, rappelle-toi quelques-unes des difficultés et épreuves surmontées : incendie dans le four de la presse Pinette, appel chez Pinette

jusqu'à 4h du matin pour régler le problème de pyromètre, fabrication de moules en caoutchouc qui se désintègrent dans la presse, discussions en anglais maladroit avec l'usine de moules en Asie. Mais aussi, rappelle-toi des moments de réussite : première coque thermoformée, conception et fabrication du système de maintien, l'anticipation d'ouvrir les beaux moules de l'usinage et bien plus encore. Avoir vu une fourche parfaitement soudée sortir du moulage avec vessie restera un des plus beaux moments que j'ai vécu dans ce projet : un souvenir de travail bien accompli et de satisfaction. Un moment où je voyais apparaître enfin la géométrie de la fourche que j'avais observée de fond en comble à travers mon écran depuis 2 ans se matérialiser devant moi.

# Thermoformage de composites thermoplastiques pour la fabrication de composantes de vélos

Émile GIROUARD-LAFLAMME

## RÉSUMÉ

Le projet de maîtrise présenté dans ce document concerne la conception et la fabrication d'un démonstrateur d'une fourche de vélo en matériaux composites à matrice thermoplastique à l'aide du procédé de thermoformage. Les trois sujets principaux abordés sont ceux permettant la fabrication d'une pièce creuse avec le procédé de thermoformage, soit la fabrication de flancs, le thermoformage de deux demi-coques et l'assemblage de ces coques dans un produit creux fini.

Pour ce faire, dans le premier objectif spécifique, des plaques planes sont fabriquées à l'aide du procédé de consolidation sous vide. Cette méthode de fabrication permet de produire des flancs qui intègrent des lâchers de plis pour optimiser les épaisseurs dans la demi-coque thermoformée. La qualité des flancs est évaluée par la vérification de la planéité des flancs et la variation d'épaisseur par rapport à l'épaisseur théorique du laminé. Une planéité moyenne de 2,186 mm a été mesurée, ce qui est inférieur au seuil de 3 mm établi. Du côté des épaisseurs, le laminé a été mesuré à 2,476 mm et 3,484 mm respectivement pour les régions d'épaisseur nominale 2,5 et 3,5 mm. L'écart-type de ces mesures se situe sous les 0,02 mm dans les deux cas.

Le deuxième objectif spécifique reprend les flancs fabriqués, cette fois-ci pour le thermoformage de demi-coques. Afin de mettre en place le procédé de thermoformage, deux montages expérimentaux ont été conçus afin de soutenir le flanc durant la chauffe et le formage. De plus, deux moules ont été conçus pour mouler les demi-coques avant et arrière de la fourche avec plusieurs configurations et un système de moule autochauffant. Ces moules ont été validés à l'aide d'une simulation du procédé grâce au logiciel Aniform. Puis, pour la fabrication des coques, différentes configurations de moulage ont été évaluées qualitativement par rapport à la présence de défauts sur les pièces. La configuration du *poinçon métallique fixe* a été retenue, démontrant une meilleure consolidation. Le contrôle de fermeture de la presse par déplacement n'a pas permis de fabriquer des pièces avec une consolidation uniforme.

Pour le troisième objectif spécifique, il s'agit d'assembler les deux demi-coques afin de former la fourche. Pour ce faire, le procédé de moulage par vessie est employé d'où la nécessité de concevoir un moule femelle pour fabriquer la vessie et ensuite un deuxième outillage qui permet la consolidation sous pression des deux demi-coques. Dans cette partie du projet, deux configurations de joint sont considérées, soit un joint bout à bout et un joint avec recouvrement interne. Somme toute, la fabrication du joint avec recouvrement ne présente pas de désavantages par rapport à l'autre type de joint et donc celui-ci est favorisé pour ses meilleures propriétés mécaniques. La fourche a été numérisée et une déviation importante de 5,592 mm au niveau des fourreaux a été relevée. Ceci pourrait causer des problèmes dans les essais mécaniques, mais la fourche a pu être installée dans un cadre Argon 18 *Krypton* lors de l'analyse fonctionnelle.

Finalement, les deux demi-coques étant assemblées, des pattes métalliques collées sont conçues afin de pouvoir installer la fourche dans un banc d'essai du partenaire industriel. La fourche sera testée selon la norme ISO 4210 : 2023 chez le partenaire industriel à la suite de ce projet. La masse de la fourche de production du Argon 18 *Krypton* (294g) a été comparée avec la masse de la fourche fabriquée avec deux configurations de joint et celle-ci s'est avérée plus légère dans les deux cas (234g et 256g). Le coût des consommables est calculé et le temps de main-d'oeuvre est estimé pour la fourche fabriquée dans ce projet.

**Mots-clés:** cyclisme, thermoformage, flanc, vessie, consolidation sous vide

# Thermoforming of Composites for Manufacturing Of Bicycle Components

Émile GIROUARD-LAFLAMME

## ABSTRACT

The master's project presented in this document concerns the design and manufacturing of a bicycle fork made of thermoplastic matrix composite materials using the thermoforming process. The three main topics addressed are those enabling the fabrication of a hollow part through thermoforming : the manufacture of blanks, the thermoforming of two half-shells, and the assembly of these shells into a finished hollow product.

To achieve this, in the first specific objective, flat plates are manufactured using the vacuum consolidation process. This manufacturing method allows the production of blanks that incorporate ply drops to optimize thicknesses in the thermoformed half-shell. The quality of the blanks is assessed by checking their flatness and the thickness variation compared to the theoretical laminate thickness. An average flatness of 2.186 mm was measured, which is below the established 3 mm threshold. Regarding thicknesses, the laminate was measured at 2.476 mm and 3.484 mm for the nominal 2.5 mm and 3.5 mm regions, respectively. The standard deviation of these measurements is under 0.02 mm in both cases.

The second specific objective uses the fabricated blanks, this time for thermoforming half-shells. To implement the thermoforming process, two experimental setups were designed to support the blank during heating and forming. Additionally, two molds were designed to mold the front and rear half-shells of the fork, with several configurations and a self-heating mold system. These molds were validated using process simulation with Aniform software. Then, for shell manufacturing, different molding configurations were qualitatively evaluated based on the presence of defects on the parts. The fixed metal punch configuration was chosen, as it showed better consolidation quality. The press closure control by displacement did not allow for uniform consolidation of the parts.

For the third specific objective, the two half-shells are assembled to form the fork. To do this, a bladder molding process is used, requiring the design of a female mold to manufacture the bladder, and then a second tool enabling pressure consolidation of the two half-shells. In this part of the project, two joint configurations are considered : a butt joint and an internal overlap joint. Overall, the overlap joint shows no disadvantages compared to the other type and is therefore preferred for its better mechanical properties. The fork was scanned, and a significant deviation of 5.592 mm was observed at the fork legs. This could pose problems during mechanical testing, but the fork was successfully installed on an Argon 18 Krypton frame during functional analysis.

Finally, with the two half-shells assembled, bonded metallic dropouts were designed to enable the fork's installation in the industrial partner's test rig. The fork will be tested according to ISO 4210 :2023 standards at the industrial partner's facilities following this project. The mass of the production fork from the Argon 18 Krypton (294 g) was compared with the mass of the fork manufactured with two joint configurations, and it was found to be lighter in both cases (234 g

and 256 g). The cost of consumables was calculated, and the labor time was estimated for the fork manufactured in this project.

**Keywords:** cycling, stampforming, thermoforming, bladder-molding, blank, vacuum-bag-only consolidation

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE .....	7
1.1 Fabrication de flancs .....	7
1.1.1 Moulage par compression .....	7
1.1.2 Placement de fibres automatisé .....	9
1.1.3 Consolidation sous vide .....	9
1.1.3.1 Matériaux .....	10
1.1.3.2 Mécanismes de consolidation .....	10
1.1.3.3 Lâchers de plis .....	11
1.2 Thermoformage .....	12
1.2.1 Système de maintien du flanc .....	12
1.2.2 Paramètres de matériaux .....	15
1.2.2.1 Mécanismes de mise en forme .....	16
1.2.2.2 Orientation des plis et séquences d'empilement .....	20
1.2.2.3 Épaisseur de laminés .....	21
1.2.2.4 Facteur de contraction .....	22
1.2.2.5 Taux de consolidation .....	22
1.2.2.6 Caractérisation des propriétés de formage .....	23
1.2.3 Paramètres de thermoformage .....	27
1.2.3.1 Température de préchauffe .....	29
1.2.3.2 Température de formage .....	30
1.2.3.3 Température de l'outillage .....	30
1.2.3.4 Vitesse de formage .....	31
1.2.3.5 Temps de transfert .....	32
1.2.3.6 Temps de maintien .....	32
1.2.3.7 Pression de formage .....	33
1.2.4 Défauts dans les composites thermoformés .....	34
1.2.4.1 Déformations hors-plan .....	34
1.2.4.2 Déformations dans le plan .....	35
1.2.4.3 Variation de l'épaisseur dans les rayons de courbure .....	37
1.2.4.4 Défauts de coins .....	37
1.2.5 Points clés de la conception de moule .....	37
1.2.5.1 Moules rigides .....	38
1.2.5.2 Moules semi-rigides .....	40
1.2.6 Simulations numériques .....	46
1.2.6.1 Transfert de chaleur dans le laminé .....	46
1.2.6.2 Simulation de la déformation du laminé .....	47
1.2.6.3 Comparaisons .....	48
1.2.7 Résumé de la littérature pour le thermoformage .....	48

1.3	Moulage par vessie .....	50
1.3.1	Pression de moulage .....	50
1.3.2	Temps de consolidation .....	51
1.4	Retour sur la revue de littérature .....	52
<b>CHAPITRE 2 FABRICATION DE FLANCS .....</b>		<b>53</b>
2.1	Moulage par compression .....	53
2.2	Consolidation sous vide .....	54
2.3	Matériaux .....	54
2.4	Empilement et lâchers de plis .....	56
2.5	Méthodologie .....	57
2.5.1	Découpe des plis .....	57
2.5.1.1	Découpe des plis à 0° .....	57
2.5.1.2	Découpe des plis à 30° .....	57
2.5.2	Assemblage des préformes .....	58
2.5.3	Consolidation .....	59
2.5.3.1	Réutilisation du sac à vide .....	60
2.5.3.2	Cycle de consolidation .....	61
2.6	Évaluation de la qualité .....	62
2.6.1	Mesure de la variation d'épaisseur par numérisation 3D .....	63
2.6.2	Mesure de la planéité du flanc .....	65
2.7	Recommandations sur la fabrication de flancs .....	66
<b>CHAPITRE 3 THERMOFORMAGE .....</b>		<b>67</b>
3.1	Conception du système de maintien .....	68
3.2	Conception de la géométrie moulée .....	71
3.3	Conception des moules .....	73
3.3.1	Moule femelle .....	74
3.3.2	Moule mâle .....	75
3.3.3	Module d'alignement .....	78
3.3.4	Validation de la conception avec Aniform .....	80
3.3.4.1	Modélisation du flanc .....	81
3.3.4.2	Conditions frontières et paramètres de simulation .....	81
3.3.4.3	Indicateurs de qualité .....	83
3.4	Méthodologie expérimentale pour le thermoformage .....	87
3.4.1	Paramètres de recette .....	88
3.4.2	Paramètres variés .....	90
3.5	Évaluation de la qualité .....	93
3.5.1	Configuration du moule .....	95
3.5.2	Méthode de contrôle de fermeture du moule .....	97
3.5.3	Comparaisons avec la simulation .....	100
3.6	Recommandations sur le thermoformage des demi-coques .....	101
<b>CHAPITRE 4 MOULAGE PAR VESSIE .....</b>		<b>105</b>

4.1	Fabrication de vessies .....	106
4.2	Conception du moule de consolidation .....	108
4.3	Méthodologie .....	109
4.3.1	Simulation du cycle de consolidation .....	110
4.3.2	Configurations de joints .....	112
4.3.3	Découpe des bords de pièce .....	113
4.3.4	Fabrication du recouvrement interne .....	114
4.4	Évaluation de la qualité .....	115
4.4.1	Inspection visuelle de la pièce moulée .....	116
4.4.2	Comparaison des joints (avec ou sans recouvrement) .....	119
4.4.3	Inspection fonctionnelle de la pièce moulée .....	121
4.5	Recommandations sur le moulage par vessie .....	124
	<b>CHAPITRE 5 DÉMONSTRATEUR .....</b>	<b>127</b>
5.1	Comparaison de poids .....	128
5.2	Norme ISO 4210 : 2023 .....	129
5.3	Temps et coût de fabrication d'une fourche avec le procédé de thermoformage .....	129
	<b>CONCLUSION .....</b>	<b>135</b>
ANNEXE I	<b>FICHE TECHNIQUE DU MATÉRIAUX TORAY CETEX TC910 .....</b>	<b>139</b>
ANNEXE II	<b>DIMENSIONS, ANGLES ET SÉQUENCE D'EMPILEMENT POUR LA FABRICATION DE FLANCS SOUS VIDE .....</b>	<b>143</b>
ANNEXE III	<b>CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU FOUR DESPATCH INSTALLÉ AU LABORATOIRE DE L'ETS .....</b>	<b>145</b>
ANNEXE IV	<b>CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU BRAS DE NUMÉRISATION .....</b>	<b>147</b>
ANNEXE V	<b>RÉSULTATS DES MESURES D'ÉPAISSEUR POUR LES FLANCS CONSOLIDÉS SOUS VIDE .....</b>	<b>149</b>
ANNEXE VI	<b>CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DE LA PRESSE PINETTE INSTALLÉE À L'ETS .....</b>	<b>151</b>
ANNEXE VII	<b>CONCEPTION PRÉLIMINAIRE DU SYSTÈME DE MAINTIEN À RESSORT .....</b>	<b>153</b>
ANNEXE VIII	<b>MOULES DE THERMOFORMAGE AVANT ET ARRIÈRE ET MODULE D'ALIGNEMENT .....</b>	<b>155</b>
ANNEXE IX	<b>RECETTE UTILISÉE POUR LE THERMOFORMAGE .....</b>	<b>157</b>

ANNEXE X	IMAGES DES COQUES AVANT ET ARRIÈRE FABRIQUÉES À L'ISSUE DU CHAPITRE DE THERMOFORMAGE .....	161
ANNEXE XI	FICHE TECHNIQUE DU MATERIAU MOSITES #1453 .....	167
ANNEXE XII	CONCEPT PRÉLIMINAIRE D'UN MANDRIN POUR LA FABRICATION DE VESSIE .....	169
LISTE DE RÉFÉRENCES .....		171

## LISTE DES TABLEAUX

	Page	
Tableau 1.1	Résumé de littérature pour les paramètres de thermoformage .....	28
Tableau 2.1	Caractéristiques du matériau Toray <i>TC910</i> .....	55
Tableau 2.2	Mesures d'épaisseur dans les deux sections du flanc .....	64
Tableau 2.3	Mesures de planéité .....	65
Tableau 3.1	Principaux paramètres de recette pour le thermoformage .....	88
Tableau 3.2	Matrice des essais pour le thermoformage .....	91
Tableau 4.1	Mesures d'épaisseurs dans les fourches selon le type de joint .....	120
Tableau 4.2	Mesures dimensionnelles par numérisation 3D de la fourche .....	121
Tableau 5.1	Comparaison des masses pour les fourches thermoplastiques et <i>Krypton</i> .....	128
Tableau 5.2	Temps de fabrication pour les flancs .....	130
Tableau 5.3	Temps de fabrication pour le thermoformage des demi-coques .....	130
Tableau 5.4	Temps de fabrication pour le moulage par vessie .....	131
Tableau 5.5	Temps de fabrication pour une fourche thermodurcissable .....	132
Tableau 5.6	Coût des matériaux et consommables pour la fabrication d'une fourche de vélo par thermoformage .....	133



## LISTE DES FIGURES

	Page	
Figure 0.1	Anatomie d'une fourche de vélo .....	3
Figure 0.2	Schéma des objectifs spécifiques du projet .....	4
Figure 1.1	Cycle typique de moulage par compression .....	8
Figure 1.2	Moule utilisé pour le moulage par compression à l'ÉTS .....	8
Figure 1.3	Écoulement lors du remplissage des lâchers de plis .....	12
Figure 1.4	Système de maintien avec film Polyimide .....	13
Figure 1.5	Système de maintien avec ressorts et cadre .....	14
Figure 1.6	Schéma du procédé de thermoformage .....	15
Figure 1.7	Mécanisme de percolation de la matrice .....	17
Figure 1.8	Mécanisme d'écoulement transversal .....	18
Figure 1.9	Illustration du phénomène de glissement interlaminaires pour une géométrie à simple courbure .....	19
Figure 1.10	Cisaillement interlaminaires comparé au cisaillement intralaminaires .....	20
Figure 1.11	Exemple d'appareil de mesure de la friction interlaminaires .....	24
Figure 1.12	Exemple d'appareil de mesure de la friction outil-laminé .....	24
Figure 1.13	Exemple d'appareil de mesure de la résistance au cisaillement intralaminaires avec un cadre .....	26
Figure 1.14	Exemple d'appareil de mesure de la résistance au cisaillement intralaminaires avec un test de bias-extension .....	27
Figure 1.15	Illustration du phénomène de foisonnements .....	35
Figure 1.16	Illustration du phénomène de déformation dans le plan des fibres .....	36
Figure 1.17	Difficulté géométrique avec un moule rigide .....	40
Figure 1.18	Exemple de conception d'un moule flexible pour faciliter le formage progressif .....	42

Figure 1.19	Illustration de l'effet baril lors de l'utilisation d'un moule flexible .....	43
Figure 2.1	Empilement du stratifié utilisé pour les demi-coques .....	56
Figure 2.2	Méthologie pour découpe des flancs .....	58
Figure 2.3	Alignement et validation des lâchers de plis à l'aide d'un outil en acrylique .....	59
Figure 2.4	Sac à vide utilisé pour le procédé de consolidation sous vide .....	60
Figure 2.5	Découpe partielle et réutilisation des consommables de consolidation sous vide .....	61
Figure 2.6	Four Despatch installé à l'ÉTS .....	62
Figure 2.7	Numérisation des flancs avec le bras Hexagon .....	63
Figure 2.8	Exemple de mesure d'épaisseur dans le flanc .....	64
Figure 3.1	Presse Pinette 63044 pour consolidation, estampage et RTM .....	68
Figure 3.2	Vue isométrique du système de maintien avec doigts .....	69
Figure 3.3	Degrés de libertés du <i>tensionneur-doigt</i> .....	70
Figure 3.4	Système de maintien après le formage .....	71
Figure 3.5	Lissage de la surface d'assise du roulement de la fourche .....	72
Figure 3.6	Déplacement de la ligne de séparation de la fourche .....	73
Figure 3.7	Détails de conception du moule femelle .....	75
Figure 3.8	Détails de conception du moule mâle .....	77
Figure 3.9	Détails de conception du module d'alignement .....	79
Figure 3.10	Déplacement d'un moule à l'aide du système de levage .....	80
Figure 3.11	Modélisation du flanc dans Aniform .....	82
Figure 3.12	Déroulement de la simulation Aniform en trois segments .....	83
Figure 3.13	Captures d'écran du logiciel Aniform pour l'analyse des contraintes dans les fibres .....	85

Figure 3.14	Analyse des directions de fibres dans le pli extérieur initialement à 0°	86
Figure 3.15	Surface projetée de la géométrie formée	89
Figure 3.16	Déformation du flanc lors de la chauffe dans le four infrarouge	93
Figure 3.17	Coque Av_F_P_4	94
Figure 3.18	Légende d'identification des défauts	95
Figure 3.19	Différences de consolidation entre les coques moulées avec le poinçon mobile et fixe	96
Figure 3.20	Prises de vues illustrant la séquence de formage avec le <i>poinçon métallique mobile</i>	97
Figure 3.21	Défauts de foisonnements à l'extérieur de la colonne de direction atténusés par une cavité plus étroite dans les pièces contrôlées par déplacement	98
Figure 3.22	Défauts de foisonnements à l'intérieur de la colonne de direction atténusés par une cavité plus étroite dans les pièces contrôlées par déplacement	99
Figure 3.23	Défauts de déviations des fibres sur les fourreaux de la demi-coque avant	100
Figure 3.24	Défauts de foisonnements possiblement liés à la formation de poches sur les résultats de simulation Aniform	101
Figure 4.1	Moule de fabrication de vessies	107
Figure 4.2	Vessie fabriquée avec le matériau Mosites #1453 (épaisseur 1,6mm)	108
Figure 4.3	Moule de consolidation	109
Figure 4.4	Paramètres utilisés pour la simulation Raven	111
Figure 4.5	Cycle de consolidation prévu avec une simulation Raven	112
Figure 4.6	Schémas des deux configurations de joints pour la consolidation avec vessie	113
Figure 4.7	Découpe grossière des demi-coques avec une scie à ruban	114
Figure 4.8	Étapes supplémentaires pour l'installation des recouvrements internes	115

Figure 4.9	Courbes de température lors du moulage par vessie .....	116
Figure 4.10	Images du démoulage et du joint de la fourche moulée par vessie .....	117
Figure 4.11	Écoulement de fibres dû à la pression de la vessie .....	118
Figure 4.12	Détente des défauts causés par le thermoformage durant la consolidation avec vessie .....	119
Figure 4.13	Comparaison de l'épaisseur des joints .....	120
Figure 4.14	Mesure de la déviation entre la pièce numérisée et la modélisation 3D ..	122
Figure 4.15	Images de la fourche installée dans un cadre <i>Krypton</i> d'Argon 18 .....	124
Figure 5.1	Rendus photoréalistes de la fourche thermoformée assemblée avec les pattes en aluminium .....	127

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AFP	<i>Automated Fiber Placement</i>
CBS	<i>Curved Beam Stress</i>
CDCQ	Centre de développement des composites du Québec
DSC	<i>Differential Scanning Calorimetry</i>
ÉTS	École de Technologie Supérieure
FC	Fibres de carbone
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
PA6	Poly Amide-6 (Nylon-6)
PEEK	Poly Éther Éther Cétone
PEI	Poly Éther Imide
PI	Poly Imide (Kapton)
PTFE	Polytétrafluoroéthylène (Teflon)
VBO	<i>Vacuum-bag-only consolidation</i>



## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

P	Pression appliquée [N]
R	Rayon [mm]
t	Temps [s]
T(°C)	Température [°C]
$T_f$	Température de fusion [°C]
$T_{four}$	Température dans le four [°C]
$T_{fourche}$	Température dans la pièce [°C]
$T_g$	Température de transition vitreuse [°C]
$T_{proc.,PA6}$	Température de procédé du Poly Amide-6 [°C]
$\Delta$	Écart avec la mesure de référence [%]
$\Delta t_{cons.}$	Intervalle de temps de consolidation [s]



## INTRODUCTION

Dans l'industrie du cyclisme, une variété de matériaux sont disponibles et utilisés pour la fabrication des bicyclettes. L'acier et l'aluminium sont principalement utilisés pour la fabrication des composants structurels des vélos d'entrée et moyenne gammes. Toutefois, pour les produits de haute performance où la légèreté, la rigidité et le confort doivent être optimisés, l'industrie s'est orientée vers les matériaux composites. En effet, depuis le début des années 1990, des entreprises telles que *Trek Bicycles* ont commencé à s'intéresser à la fabrication des cadres de vélo à l'aide de composites à matrice thermodurcissable afin d'augmenter la performance de leurs modèles destinés aux compétitions. Depuis, les méthodes de fabrication, les matériaux et les connaissances ont été peaufinés pour réduire le coût des vélos de composites et améliorer la complexité géométrique des pièces qu'il est possible de fabriquer. Plus récemment, les vélos en matériaux composites se sont démocratisés afin d'occuper une part dominante du marché de moyenne gamme et est essentiellement la seule option disponible pour les vélos haut de gamme mis à part quelques produits en titane et en bois qui visent une clientèle désirant une taille sur mesure.

De plus, cette diminution des coûts est en grande partie attribuée au modèle d'affaires employé qui consiste à concevoir la géométrie et la forme des composants à l'interne et à confier la conception de l'outillage, la conception des laminés et la fabrication à des usines en Asie qui sont spécialisées dans le domaine. Ce modèle d'affaires a pour avantage une diminution des risques pour l'entreprise qui conçoit le vélo et le faible coût de fabrication grâce à une main-d'œuvre peu coûteuse. Toutefois, une relation de dépendance envers le fournisseur peut causer des problèmes dans le cas d'une entreprise de plus petite taille, sans compter des difficultés possibles de communication avec les fournisseurs étrangers.

C'est donc dans ce contexte que s'articule la problématique suivante : est-il possible de développer un procédé de fabrication qui permet un certain degré d'automatisation et qui permettrait de

fabriquer des vélos avec des matériaux composites en série et à faible coût dans un contexte nord-américain ?

Naturellement, les composites à matrice thermoplastiques renforcées de fibres de carbone (FC) sont envisagés pour répondre à cette problématique. En effet, ceux-ci ont pour avantage d'offrir une performance similaire ou supérieure aux équivalents à matrice thermodurcissable, mais ouvrent la porte à des méthodes de fabrication automatisées grâce à des temps de cycles relativement courts. De plus, les composites à matrice thermoplastique ont aussi des propriétés d'amortissement des vibrations supérieures, ce qui est intéressant dans le but d'optimiser le confort du produit lors d'une utilisation sur des chemins cahoteux.

Le partenaire industriel ayant lancé ce projet est l'entreprise montréalaise Argon 18 qui produit des vélos de route, gravelle, triathlon et piste étant considérés de moyenne à très haut de gamme. Cette entreprise fabrique actuellement le cadre, la fourche, la tige de selle et le guidon en matériaux composites et c'est la fourche qui a été sélectionnée comme démonstrateur pour le projet, puisque son niveau de complexité géométrique est parmi les plus élevés et la taille du produit correspond avec les équipements disponibles pour le projet.

Dans le but de jeter les bases pour ce projet basé sur la fourche de vélo, son anatomie est présentée à la figure 0.1. La colonne de direction est un tube cylindrique qui a un diamètre externe de 28,6 mm (1 1/8 po). Sa longueur est généralement plus longue que nécessaire et celle-ci est coupée lors de la livraison du vélo. Ensuite, l'assise de roulement correspond à la surface conique qui accueille le roulement inférieur de la fourche. Cette surface doit permettre une bonne assise du roulement inférieur de la direction avec un angle de 36° en plus de résister au frottement à long terme. Puis, la zone située en bas de la surface d'assise du roulement est nommée la couronne et constitue la base des deux pattes de la fourche, appelées fourreaux. Au bas des fourreaux se trouve l'interface pour l'attache de la roue. Le standard utilisé par le partenaire industriel est un axe traversant de 12 mm de diamètre et d'une largeur de 100 mm. Finalement, sur le

fourreau gauche de la fourche (lorsqu'installé sur le vélo), deux attaches filetées sont ajoutées pour fixer le frein avant du vélo. L'interface utilisée par le partenaire industriel est le montage à plat (*flat-mount*).

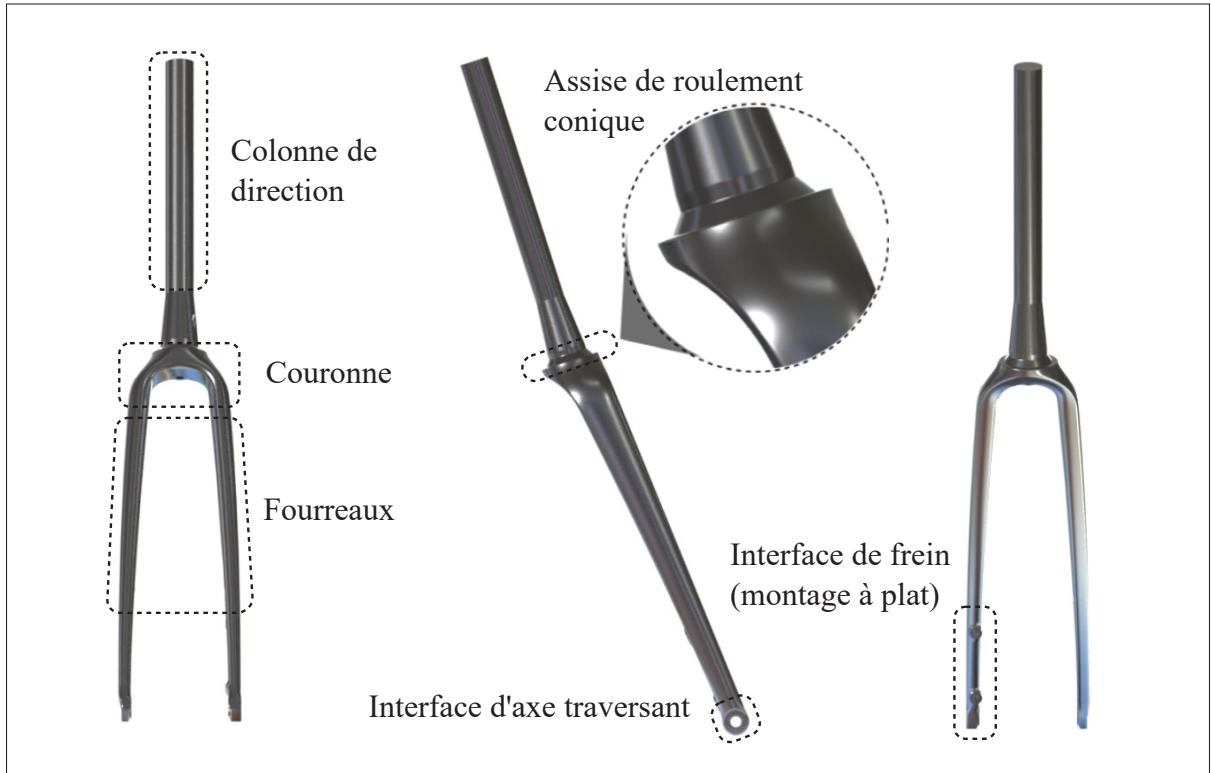


Figure 0.1 Anatomie des sections principales d'une fourche de vélo. Vue de face (gauche), de côté (centre) et d'arrière (droite)

L'objectif global du projet est : concevoir et fabriquer un démonstrateur de fourche en composite thermoplastique. La fabrication de ce démonstrateur est centrée autour du procédé de thermoformage de composites thermoplastiques. Les trois objectifs spécifiques sont donc orientés vers les étapes requises pour fabriquer un composant creux avec le procédé de thermoformage. La figure 0.2 présente toutes les étapes du procédé séparées selon les objectifs spécifiques du projet. Premièrement, l'objectif spécifique 1 consiste à mettre en place un procédé de fabrication de flancs à épaisseur variables qui seront utilisés pour le thermoformage. Pour ce faire, les flancs sont

fabriqués avec le procédé de consolidation sous-vide. Le deuxième objectif spécifique consiste à thermoformer ces flancs pour former deux demi-coques représentant les moitiés avant et arrière de la fourche. Le thermoformage est divisé en quatre phases principales : la chauffe du laminé, le transfert du laminé dans la presse, l'estampage et finalement le démoulage. Troisièmement, l'objectif spécifique 3 vise à assembler les deux moitiés afin d'obtenir un démonstrateur prêt à être testé et validé par le partenaire industriel. Les bords de chaque demi-coques sont découpées et elles sont assemblées avec le procédé de moulage par vessie, soit en positionnant les demi-coques dans le moule et avec un cycle de consolidation dans lequel la vessie applique une pression interne. Après l'assemblage des demi-coques, des essais seront réalisés aux installations d'Argon 18 selon la norme ISO 4210 : 2023 qui concerne la sécurité des bicyclettes.

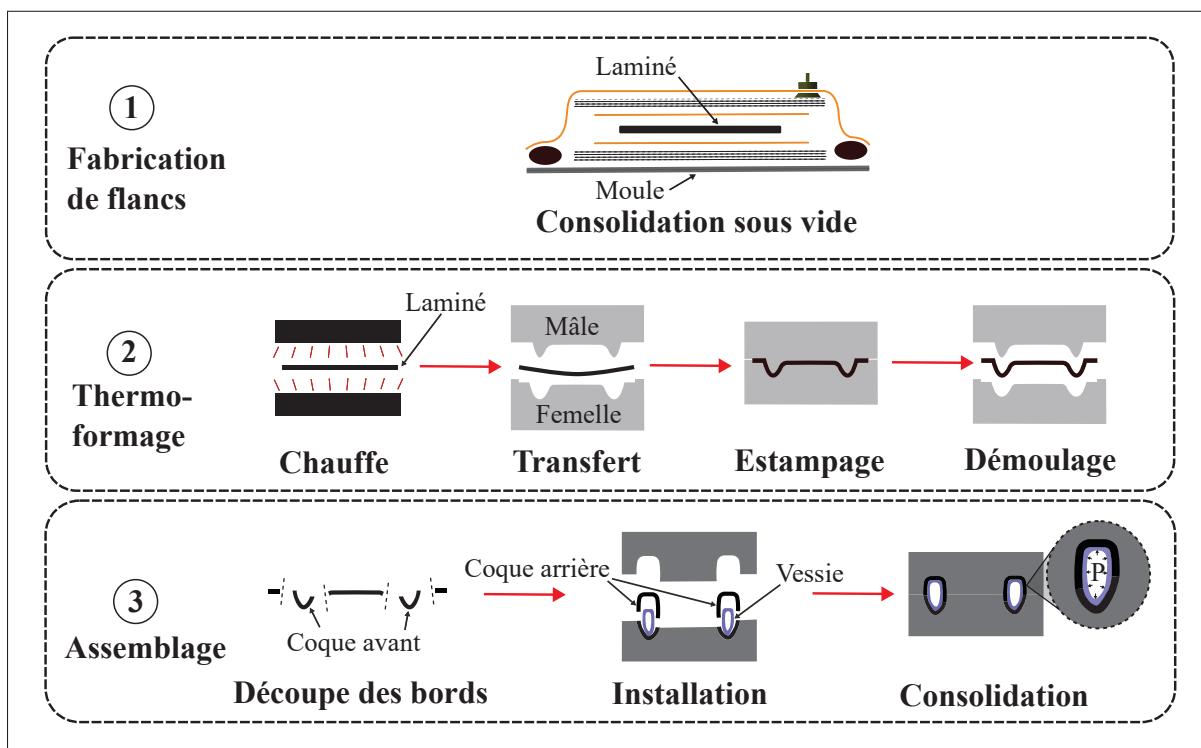


Figure 0.2 Schéma des objectifs spécifiques du projet

Dans le corps de ce mémoire, cinq chapitres principaux décortiquent l'objectif global de recherche ainsi que trois objectifs spécifiques à sa réalisation. Tout d'abord, le chapitre 1 aborde

la revue de littérature pour le thermoformage ainsi que les procédés connexes pour sa mise en place. Puis, le chapitre 2 décrit la fabrication de flancs avec la méthode de consolidation sous vide (objectif spécifique 1). Le chapitre 3 aborde le procédé de thermoformage des demi-coques avant et arrière (objectif spécifique 2) tandis que le chapitre 4 concerne le procédé de moulage par vessie utilisé pour l'assemblage des demi-coques (objectif spécifique 3). Ensuite, le chapitre 5 concerne les dernières étapes requises pour la fabrication d'un démonstrateur ainsi qu'une étude des coûts et du temps de main d'oeuvre.



## **CHAPITRE 1**

### **REVUE DE LITTÉRATURE**

Cette revue de littérature couvre les travaux antérieurs qui concernent le thermoformage. Dans la première section, les méthodes de fabrications utilisées couramment pour la fabrication de flancs de thermoformage sont présentées. Dans la deuxième section, le procédé de thermoformage est présenté tandis que la troisième et dernière section concerne la consolidation de pièces creuses par le procédé de moulage par vessie.

#### **1.1        Fabrication de flancs**

La première étape du procédé consiste à fabriquer les flancs qui seront ensuite transférés dans une presse pour le thermoformage. Pour ce faire, trois méthodes sont couramment utilisées, soit le moulage par compression, le placement de fibres automatisé et la consolidation sous vide.

##### **1.1.1      Moulage par compression**

Ce premier type de consolidation consiste à empiler plusieurs plis unidirectionnels ou tissés selon une séquence d'orientations prédéterminée pour ensuite appliquer une pression normale au laminé à l'aide d'une presse chauffée. Cette application de pression à haute température a pour but de promouvoir le contact intime entre les couches et de créer une adhésion dans le laminé. La figure 1.1 présente une consigne typique qui serait utilisée dans le moulage par compression. Le cycle de la presse est généralement programmé afin de chauffer graduellement le laminé jusqu'à dépasser la température de transition vitreuse (amorphes) ou de fusion (semi-cristallins). Une fois cette température atteinte, la pression est augmentée afin de compacter le laminé en place. Puis, après le maintien de cette pression et température durant un temps déterminé, la température est graduellement diminuée jusqu'à la température ambiante.

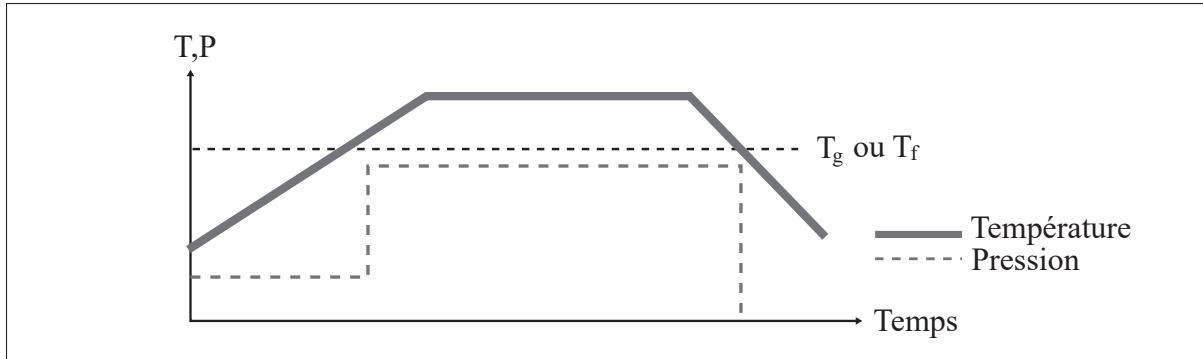


Figure 1.1 Cycle typique programmé dans une presse pour le moulage par compression

La figure 1.2 présente une photographie d'un outillage de moulage par compression à l'ÉTS. Ce type d'outillage est généralement un moule métallique usiné en deux morceaux et installé dans une presse avec plateaux chauffants. La cavité femelle du moule est taillée selon les dimensions du flanc fabriqué. L'empilement est déposé dans la cavité et le poinçon est ensuite descendu pour appliquer la pression sur le laminé.

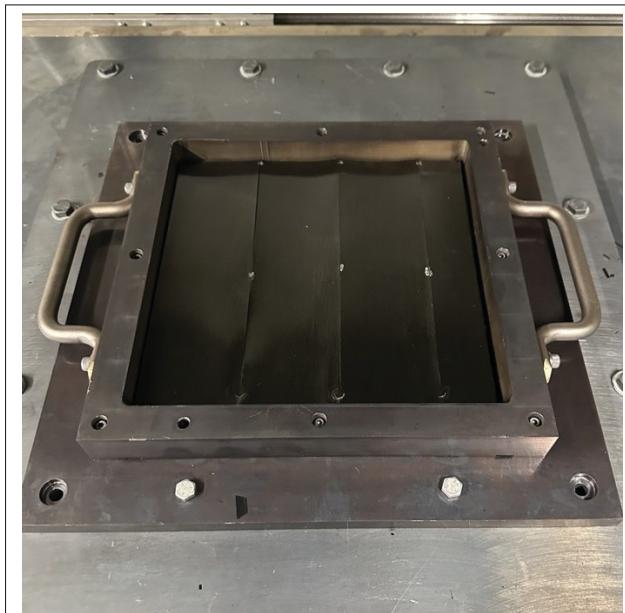


Figure 1.2 Cavité femelle d'un moule utilisé pour le moulage par compression à l'ÉTS

Le moulage par compression est donc avantageux pour la fabrication de laminés de bonne qualité à faible volume de production. Toutefois, pour un volume de production élevée, le long temps de cycle associé à la chauffe et le refroidissement du moule métallique rend le procédé moins intéressant. D'une autre part, le procédé nécessite l'usinage de moules métalliques spécifiques pour chaque géométrie de flanc, en plus d'utiliser des équipements coûteux (Aastroem, 1997).

### **1.1.2 Placement de fibres automatisé**

Cette méthode de consolidation permet de fabriquer des laminés d'épaisseur variable avec des orientations de fibres complexes de manière automatisée. En effet, dans ce procédé, un robot est équipé d'une roulette de ruban de composite unidirectionnel et il est programmé pour appliquer des rubans de matériel dans des angles pré-déterminés et à des emplacements précis. La tête robotisée est dotée d'un dispositif qui chauffe le ruban lors l'application. Ensuite, le ruban est déroulé et une pression est appliquée afin de consolider celui-ci en place (Kozaczuk, 2016). La consolidation du flanc est généralement moins bonne que pour le moulage par compression, mais le procédé de thermoformage permet généralement de reconsolider le flanc lors du formage (Slange, Grouve, Warnet, Wijskamp & Akkerman, 2019) . L'augmentation de la vitesse d'application est limitée puisqu'une diminution de la consolidation est observée (August, Ostrander, Michasiow & Hauber, 2014).

### **1.1.3 Consolidation sous vide**

La consolidation de plaques sous vide, aussi appelée consolidation hors autoclave ou *vacuum-bag-only consolidation* (VBO) est une méthode de fabrication à faible coût qui est couramment utilisée avec les composites thermodurcissables. Un cycle de consolidation similaire à celui de la figure 1.1 est utilisé mais le vide est tiré dans la pièce au lieu d'une application de pression avec la presse.

Pour réaliser l'empilement, le laminé est généralement installé sur un moule plat métallique et un film perforé est placé de part et d'autre du laminé pour faciliter le démoulage (Swamy,

Grouve, Wijskamp & Akkerman, 2024). Ensuite, un tissu de drainage est placé de chaque côté du laminé pour permettre l'évacuation d'air. Ce tissu de drainage peut être fait à partir d'un tissé de fibre de verre empilé, afin de résister aux températures de consolidation.

Puis, l'empilement est scellé avec un ruban d'étanchéité haute température et un sac fabriqué avec un film polymérique, généralement du Polyimide (PI). Une plaque métallique mince peut aussi être ajoutée sur le dessus du laminé afin de s'assurer d'appliquer une pression uniforme sur la pièce (Saenz-Castillo *et al.*, 2020).

#### **1.1.3.1 Matériaux**

Les matériaux utilisés pour la consolidation sous vide sont parfois des matériaux spécifiquement conçus pour ce procédé, soit des composites semi-imprégnés. Cette désignation veut dire que les fibres sont partiellement imprégnées afin de créer des canaux entre les plis du laminé pour faciliter l'évacuation d'air. Ceci est parfois réalisé avec une matrice sous forme poudreuse et/ou sous forme de fibres de matrice entrelacées aux fibres de renfort (Rocha *et al.*, 2024).

Toutefois, ces matériaux semi-imprégnés sont moins répandus dans le domaine des thermoplastiques et donc il est commun d'utiliser des matériaux complètement préimprégnés (Swamy *et al.*, 2024; Saenz-Castillo *et al.*, 2020).

#### **1.1.3.2 Mécanismes de consolidation**

Lors du procédé de consolidation sous vide, plusieurs mécanismes entrent en jeu dans le processus de consolidation. Spécifiquement, l'élimination des porosités dans un laminé consolidé sous vide est critique pour obtenir une pièce de qualité avec ce procédé. Swamy et al. ont exploré ces différents mécanismes et ont ciblé la diffusion et la dissolution comme étant les deux plus importants. Le mécanisme de compression des porosités est négligeable (Swamy *et al.*, 2024).

De plus, ce même article souligne que les caractéristiques du préimprégné telles que la rugosité, les porosités intralaminaires et les variations de fraction volumique de fibre peuvent faire changer

son comportement dans le procédé de consolidation sous vide et donc nécessitent une adaptation du temps de maintien. Au final, un temps de maintien entre 60 et 90 minutes a permis une consolidation avec un taux de porosité inférieur à 1% dans cette étude.

### 1.1.3.3 Lâchers de plis

La consolidation sous vide permet de fabriquer facilement des flancs avec des épaisseurs variables sous forme de lâchers de plis. En effet, la flexibilité du sac sous vide permet de se conformer aux contours spécifiques du laminé et de le consolider en place sans nécessiter la fabrication de moules métalliques sur mesure pour le laminé. Ceci contraste notamment avec le procédé de moulage par compression qui nécessite un outillage rigide ayant une cavité ajustée au laminé.

Ce procédé est souvent couplé dans la littérature avec le placement de fibres automatisé. Les plis sont appliqués et consolidés localement avec une tête robotisée et la préforme est ensuite transférée dans un four pour la consolidation finale. Ces deux procédés sont désirables pour fabriquer des flancs personnalisés et variables avec un coût plus faible. C'est donc ces études réalisées avec le placement de fibres automatisées qui vérifient la faisabilité des lâchers de plis avec la consolidation sous vide (Swamy, Grouve, Wijskamp & Akkerman, 2025).

Swamy et al, ont trouvé que la consolidation de lâchers de plis était possible, mais que le vide d'aspect triangulaire créé par le pli arrêté et celui qui le recouvre est plus facilement comblé par des plis à 90 °. Ceci serait dû au fait que le mécanisme d'écoulement transversal permet de mieux remplir ce vide comparé au mécanisme de percolation de résine qui se produit avec des fibres à 0 °. La figure 1.3 illustre ce principe de remplissage. Sur cette image, la matrice et les fibres s'écoulent pour remplir le vide lorsque les fibres y sont parallèles (90°, images du haut). À l'inverse, lorsque les fibres y sont perpendiculaire, elles ne se déplacent pas pour remplir le vide et seule la matrice s'y écoule (0°, images du bas). Toutefois, peu importe l'angle des fibres, les laminés testés dans cette étude ont tous été en mesure de remplir ces cavités avec un temps de maintien standard de 30 minutes (Swamy *et al.*, 2025).

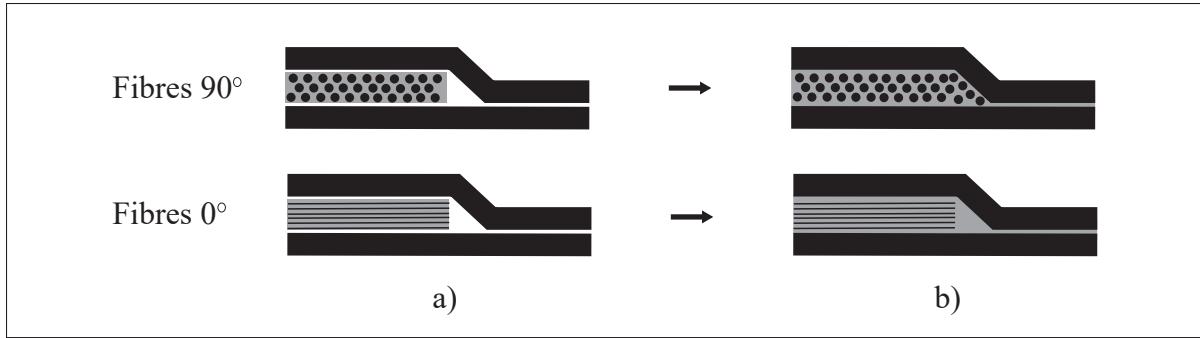


Figure 1.3 Mécanisme d'écoulement transversal lorsque les fibres sont parallèles au vide du lâcher de pli ( $90^\circ$ ) et mécanisme de percolation lorsque les fibres y sont perpendiculaire ( $0^\circ$ ). La figure (a) démontre l'état avant la consolidation et la figure (b), après la consolidation

## 1.2 Thermoformage

Ensuite, une fois que le flanc est fabriqué selon les méthodes décrites précédemment, le procédé de thermoformage est mis en route afin de former ce flanc selon la géométrie requise. Il s'agit d'un procédé rapide qui permet de former des plaques de composites en 2 à 3 minutes tout en conservant un état isotherme au niveau du moule (Brooks *et al.*, 2022) et qui a donc un grand potentiel pour la production en série de pièces en composites.

### 1.2.1 Système de maintien du flanc

Tout d'abord, le système de thermoformage est composé d'un four (infrarouge ou à convection), d'une presse à action rapide et d'un chariot mobile qui permet de transporter le flanc entre les stations. La première étape consiste à installer le flanc dans le chariot. Il a été démontré que la tension dans le laminé est un paramètre important dans le formage des composites (Lee, Hong, Yu & Kang, 2007). Les deux systèmes de maintien du flanc généralement utilisés sont l'utilisation d'un film polymérique tensionné ou l'utilisation de pinces montées à des ressorts attachés au chariot. Alternativement, une tension peut aussi être appliquée au laminé à l'aide d'un cadre qui tensionne le laminé par frottement contre la surface du moule. Cette méthode

est moins utilisée récemment, notamment à cause de son manque de flexibilité (Harrison, Gomes & Curado-Correia, 2013).

La première méthode avec un film tensionné est simple et permet de positionner le flanc manuellement pour qu'il concorde avec la position du moule. La figure 1.4 démontre un exemple de montage avec film utilisé à l'ÉTS. Le film est suspendu entre deux mâchoires qui sont écartées par un système intégré au chariot de la presse. Cette méthode est moins répétable et ne permet pas d'appliquer de tension au laminé. Les films résistants à haute température, généralement faits de Polyimide sont assez coûteux et fragiles. De plus, le Polyimide étant assez résistant au cisaillement, il ne peut se déformer sur des géométries à double courbure et aura donc tendance à se foisonner.

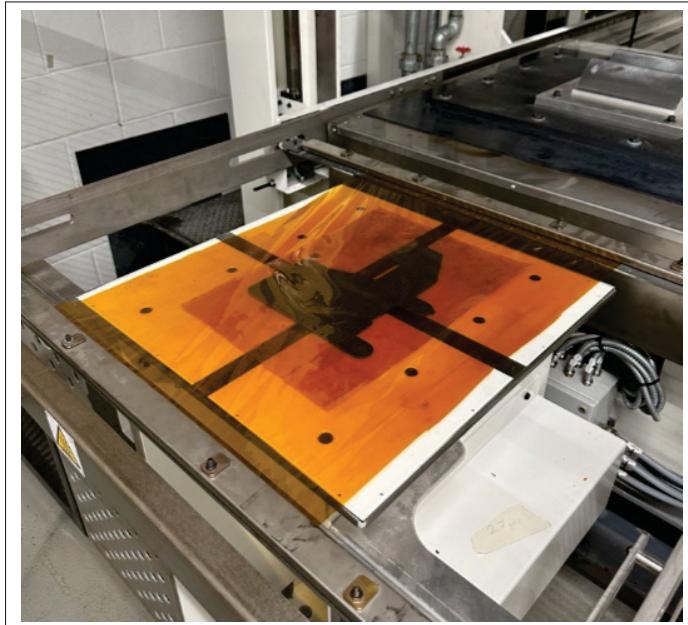


Figure 1.4 Système de maintien avec film Polyimide utilisé lors d'essais préliminaires

La deuxième méthode consiste à employer des pinces et des ressorts qui sont fixés au laminé. Un exemple de ce système installé à l'ÉTS est présenté à la figure 1.5. Le laminé est suspendu à l'aide de ressorts qui maintiennent le laminé en place et centré dans le cadre. Dans ce cas-ci, des pinces constituées de plaques d'aluminium et de boulons sont attachées au laminé.

L'avantage de cette méthode est qu'elle peut être répétable et assez rapide dans le contexte d'une production si le cadre est préparé en avance par un ouvrier. De plus, cette installation permet d'appliquer une tension au laminé, ce qui est bénéfique dans le formage en réduisant les défauts (Chen, Li, Wang & Ding, 2021). Toutefois, une autre étude précise qu'un phénomène de microfoisonnements peut apparaître près des points d'attache à cause de la concentration de la tension dans ces zones (Harrison *et al.*, 2013).

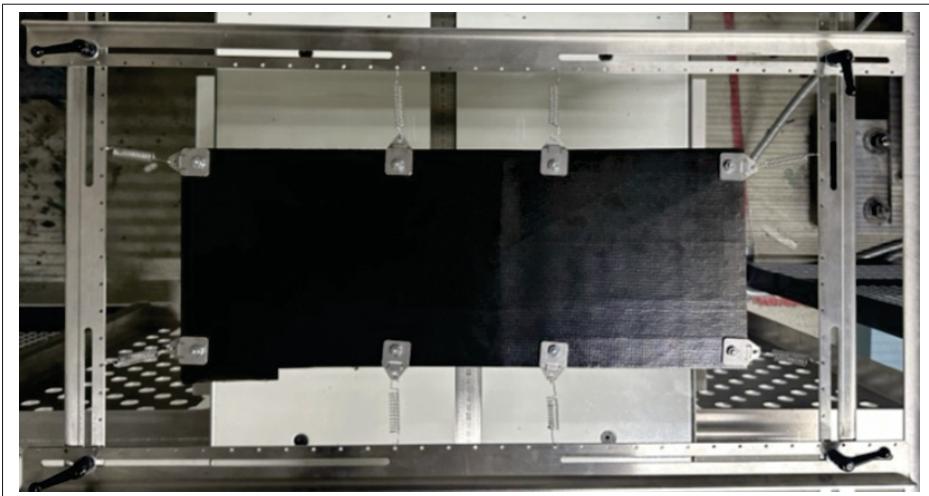


Figure 1.5 Système de maintien avec cadre ajustable et ressort utilisés dans les premiers essais de formage

Afin de bien comprendre le déroulement d'un cycle de thermoformage, les étapes principales sont illustrées à la figure 1.6. Une fois le laminé installé au chariot, celui-ci est placé dans le four infrarouge (IR) et est chauffé. Dans le cas d'un polymère semi-cristallin, la température doit être supérieure à la température de fusion afin de faciliter le formage. Puis, une fois le laminé chauffé, celui-ci est transféré rapidement vers la presse qui se referme sur le laminé et applique une pression à travers les parois du moule. Toujours pour les semi-cristallins, la pression est maintenue en place jusqu'à ce que la température du laminé soit inférieure à la température de fusion afin que la pièce puisse être manipulée. Ce temps peut atteindre les 20 secondes (Slange *et al.*, 2019) et est atteint grâce à une température de l'outillage nettement plus faible que la

température de fusion de la matrice. Puis, l'étape finale est le démoulage lors de l'ouverture de la presse.

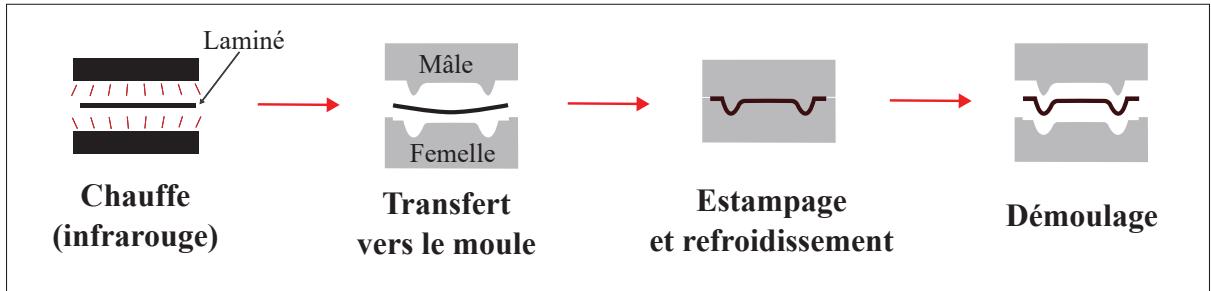


Figure 1.6 Schéma illustrant les grandes étapes du procédé de thermoformage non-isotherme

Une fois la pièce formée et refroidie, une opération de détourage peut avoir lieu pour retirer l'excédent de matière qui est nécessaire au maintien de la pièce dans l'outillage et au tensionnement, selon la méthode employée.

Il est évident que le procédé de fabrication par estampage de matériaux composites comporte de nombreux avantages. Notamment, les cycles sont rapides et peuvent durer quelques minutes seulement, ce qui permet de compenser le coût élevé de l'outillage. De plus, un procédé bien établi permet d'obtenir de bonnes propriétés mécaniques de manière efficace et répétable (Robroek, 1994). Toutefois, de nombreux paramètres sont impliqués dans l'obtention de pièces de bonne qualité, soit les paramètres d'outillage, les caractéristiques des matériaux et même la géométrie de la pièce fabriquée. Les prochaines sections de cette revue de littérature ont pour objectif de détailler ces paramètres afin de constituer un cadre théorique pour le procédé de fabrication par estampage de composites.

### 1.2.2 Paramètres de matériaux

Le matériau composite utilisé pour le thermoformage est composé d'un renfort fibreux et d'une matrice thermoplastique qui permet la mise en forme des fibres lors de la chauffe. Concernant le renfort, les fibres de carbone et les fibres de verre sont grandement étudiées dans la littérature,

mais des fibres naturelles comme le bois ont aussi été utilisées pour le formage (Bhattacharyya, Bowis & Jayaraman, 2003). La formabilité dépend donc entre autres des paramètres de matériaux qui seront décrits dans cette section.

### 1.2.2.1 Mécanismes de mise en forme

Lors de la fabrication de pièces à l'aide du procédé d'estampage, il est important de connaître les mécanismes de déformation qui ont lieu dans le laminé. En effet, la déformation du composite sous l'action de la presse donne lieu à différentes sortes de déformations qui doivent être identifiées afin de comprendre les différents types de défauts qui pourraient survenir par exemple.

Tout d'abord, le composite étant formé de deux matériaux différents, il existe une grande différence de rigidité entre ces deux éléments. C'est donc pourquoi la plupart des modèles théoriques prennent pour hypothèse que les fibres ont un comportement inextensible (Chen, Boisse, Park, Saouab & Bréard, 2011).

C'est la matrice qui permet donc la déformation d'une feuille de composite (intralaminaire) et la déformation du laminé (interlaminaire). Le premier mécanisme est la percolation de la matrice qui est illustrée à la figure 1.7. En effet, sous l'effet d'une pression, la résine, représentée par des flèches, tend à se déplacer dans le sens de l'épaisseur du laminé. Les fibres sont représentées par des cercles. C'est le mécanisme de percolation qui permet l'adhésion entre les différentes couches du laminé (Campbell, 2010, p.189).

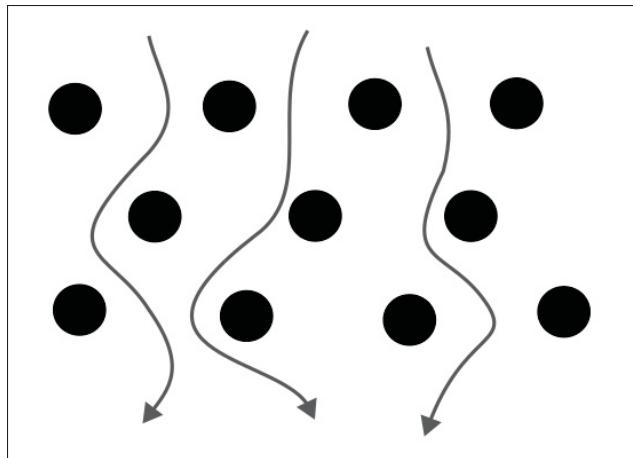


Figure 1.7 Mécanisme de percolation de la matrice

Ensuite, sous l'effet d'une même pression normale au laminé, la matrice a tendance à s'écouler vers les bords du laminé et peut éventuellement sortir du laminé ou créer des zones riches aux bords du laminé. La figure 1.8 schématise l'écoulement transversal. Sous l'effet de la pression normale, les fibres sont déplacées perpendiculairement à leur axe vers les bords du laminé. De plus, l'écoulement de matrice peut se produire dans le sens des fibres lorsqu'une grande pression est appliquée (Brooks *et al.*, 2022). La figure 1.8 illustre ceci. Ce type d'écoulement peut aussi entraîner un changement d'épaisseurs dans une pièce à simple courbure, particulièrement près des coins (Campbell, 2010, p.189).

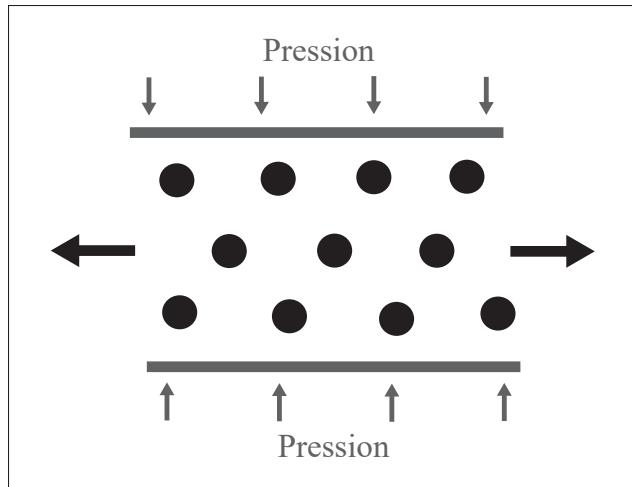


Figure 1.8 Mécanisme d'écoulement transversal

Puis, un autre paramètre ayant un impact sur la mécanique de déformation est la friction entre l'outil et le laminé. Cette friction dépend principalement de la température, de la pression normale et de la vitesse de déplacement (Ten Thije, Akkerman, Van Der Meer & Ubbink, 2008), mais l'orientation des fibres, le fini de surface du moule et l'utilisation d'agent démouleur jouent aussi un rôle. Un fini de surface miroir est souvent utilisé pour diminuer la friction entre le laminé et l'outillage (Murtagh, Lennon & Mallon, 1995). Il est à noter qu'un coefficient de friction élevé augmente avec la vitesse de déformation ainsi que la température. Ceci serait dû à une diminution de l'épaisseur du film de résine entre le composite et le moule et donc une augmentation de température causerait une augmentation de la résistance au glissement (Murtagh *et al.*, 1995). Pour ce qui est de l'effet de l'orientation des fibres sur la friction avec l'outillage, celui-ci est moins bien étudié, mais les différences observées seraient dues à l'écoulement de résine qui est variable selon la direction (Murtagh *et al.*, 1995).

Pour ce qui est des autres mécanismes de déformation, ceux-ci sont classés selon le type de courbure imposé au laminé, soit la simple ou double courbure telle que fréquemment étudiée dans le domaine de l'estampage.

### 1.2.2.1.1 Simple courbure

Le premier cas étudié est celui d'une géométrie à simple courbure. Cette catégorie désigne les cylindres ou les coins. Ces géométries sont plus simples à former et ont une plus faible tendance à la création de défauts hors plan. Le glissement interlaminaire est présenté à la figure 1.9 et désigne le glissement relatif entre les plis du laminé près du rayon interne de courbure. En effet, le rayon externe de la courbe étant supérieur au rayon interne, les plis à l'extérieur du laminé doivent couvrir un plus grand arc de cercle pour compléter le pliage. Les plis doivent donc glisser les uns par rapport aux autres pour compenser cette différence de longueur et ceci a pour effet de créer un effet de décalage au bout de chaque pli. Ce mécanisme permet donc d'éviter le flambement des fibres à l'intérieur du rayon de pli.

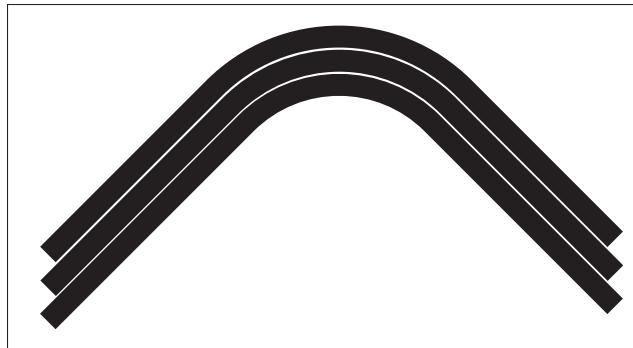


Figure 1.9 Illustration du phénomène de glissement interlaminaire pour une géométrie à simple courbure

### 1.2.2.1.2 Double courbure

Lors du formage de pièces à doubles courbures, d'autres mécanismes entrent en jeu pour permettre au laminé de se conformer au moule. En effet, la forme plus complexe d'un moule à double courbure empêche en partie le glissement linéaire entre les couches et donc promeut un autre type de déplacement relatif qui est parfois nommé rotation interlaminaire dans la littérature (Friedrich, Hou & Krebs, 1997). En effet, la rotation a lieu lorsque l'angle relatif entre deux plis

change durant le formage. La figure 1.10 présente les deux types de cisaillement introduits lors du formage d'une géométrie à double courbure. D'abord, le laminé peut subir une contrainte de cisaillement interlaminaire (a) qui s'apparente au glissement interlaminaire dans lequel les plis se déplacent les uns par rapport aux autres. Le deuxième type de cisaillement est le cisaillement intralaminaire (b). Il s'agit d'un glissement se produisant à l'intérieur d'un seul pli. Dans le cas de tissés, on parle aussi de rotation des plis en comparant le tissé à un treillis qui pivote au niveau du croisement de deux fibres initialement perpendiculaires. Ce phénomène permet donc une certaine déformation du pli jusqu'à ce que les fibres se coincent à un angle de blocage, à partir duquel la force de cisaillement nécessaire à la déformation augmente drastiquement et un flambage du tissé peut se produire (Prodromou & Chen, 1997).

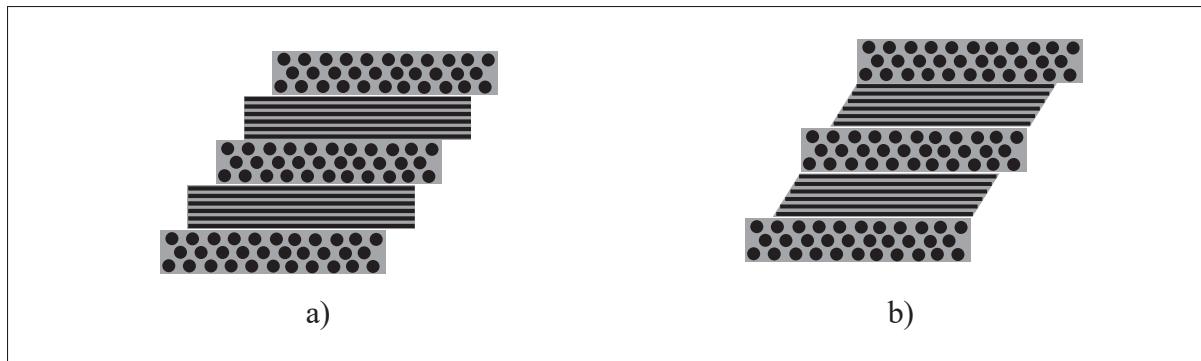


Figure 1.10 Comparaison entre le cisaillement interlaminaire (a) et le cisaillement intralaminaire (b) dans la mise en forme d'une géométrie à double courbure

### 1.2.2.2 Orientation des plis et séquences d'empilement

La géométrie du laminé ainsi que l'orientation des plis qui le composent sont deux paramètres importants dans la formabilité par estampage. Plusieurs études comparent l'effet de différentes séquences d'empilement sur le cisaillement des plis et sont présentées dans cette section.

### 1.2.2.2.1 *Cross-ply [0/90]*

Le *cross-ply* est le premier cas particulier, soit un empilement avec des plis perpendiculaires les uns aux autres. Une étude dans le *Journal of Materials Processing Technology* démontre que dans le cas du formage d'un dôme, l'utilisation d'empilements avec les directions [0/90] permet de former une pièce dépourvue de défauts. Cette même étude affirme que les fibres offrent une résistance dans leur orientation locale permettant de tensionner le laminé. En comparaison, un laminé unidirectionnel présente du foisonnement puisque les fibres sont seulement retenues dans une direction (Sadighi, Rabizadeh & Kermansaravi, 2008).

### 1.2.2.2.2 **Quasi-isotrope**

Le deuxième cas est celui des laminés quasi-isotropes (QI). Une étude démontre que l'empilement QI favorise l'apparition de foisonnement dans les directions des fibres. Ce phénomène serait dû à la rigidité en cisaillement de l'empilement QI et donc celui-ci minimise la déformation dans ce mécanisme. D'une autre part, Scherer et Friedrich ont évalué l'influence de l'empilement sur les mécanismes de déformation et ont déterminé que ce paramètre a une grande influence sur la formabilité du matériau. En effet, un empilement avec des fibres alignées dans une seule direction a mis en évidence la déformation avec cisaillement intralaminaire tandis qu'avec des empilements d'angles variés, le glissement interlaminaire est le mode de déformation principal (Scherer & Friedrich, 1991).

### 1.2.2.3 **Épaisseur de laminés**

Un prochain paramètre de matériau qui peut exercer une influence lors de l'estampage est l'épaisseur de l'empilement. La littérature n'est pas très développée au sujet de l'influence de l'épaisseur d'une pièce sur sa formabilité. La plupart des articles étudient la variation d'épaisseur d'un laminé lors du formage en fonction de plusieurs paramètres (Hou, Friedrich & Scherer, 1994; Jamin, 2014; Lessard, Lebrun, Benkaddour & Pham, 2015). Jamin, quant à lui, utilise

deux laminés de 4 et 10 plis respectivement, mais peu d'études se penchent sur les laminés de plusieurs millimètres d'épaisseur.

Concernant la chauffe de laminés par infrarouge, une étude a tracé la courbe de température en fonction du temps pour des laminés de 1 et 10 mm d'épaisseur. Le temps de chauffe optimisé est passé de 20 secondes pour le laminé mince jusqu'à plus de 90 secondes pour le cas le plus épais (Sweeney, Monaghan, Brogan & Cassidy, 1995).

#### **1.2.2.4 Facteur de contraction**

Le facteur de contraction, communément appelé «bulk factor» de son origine anglaise, concerne la diminution de l'épaisseur lors de la mise en forme. En effet, une étude a expérimenté avec différentes épaisseurs de cavités en rapport à l'épaisseur nominale du laminé. Les différents ratios de compaction utilisés, soit l'épaisseur de l'espace dans le moule divisée par l'épaisseur moyenne de la plaque, étaient de 1.00, 0.97 et 0.94 et les résultats ont démontré un lien non significatif avec la qualité des pièces produites (McCool *et al.*, 2012). Ceci suggère donc que l'épaisseur de la cavité du moule peut concorder avec l'épaisseur de la plaque préfabriquée.

#### **1.2.2.5 Taux de consolidation**

Cette section aborde l'effet du taux de consolidation sur les propriétés mécaniques de la pièce formée. En effet, plusieurs méthodes de fabrication de plaques existent, telles que décrites à la section 1.1 et permettent d'obtenir des taux de consolidation variables dans la pièce. Notamment, dans le cas de fabrication par AFP, la consolidation est faible dans le flanc et certaines expérimentations ont même été réalisées avec des plis non consolidés (Cakmak & Dutta, 1991; Trudel-Boucher, Fisa, Denault & Gagnon, 2005). Parmi celles-ci, Trudel-Boucher a déterminé qu'il était possible de fabriquer des flancs à partir de feuilles de composites non consolidées, mais que la pression et la température durant le formage doivent être augmentées par rapport à une même pièce préconsolidée.

De plus, T.K. Slange et al. ont analysé l'effet de ce taux de consolidation sur la qualité des pièces produites en quantifiant la résistance ultime en flexion d'échantillons avec une consolidation préalable par presse et par AFP à haute vitesse. Les résultats ne démontrent pas de différences significatives dans la résistance de la pièce selon la méthode de fabrication de la plaque. Ceci serait dû au fait que le cycle de chauffe et de formage réinitialise la consolidation du matériau et lui donne les propriétés mécaniques propres au thermoformage (Slange, Warnet, Grouve & Akkerman, 2018).

#### **1.2.2.6 Caractérisation des propriétés de formage**

La caractérisation des matériaux peut être réalisée à partir de différents appareillages en laboratoire et peut servir d'entrée dans les logiciels de simulations ou même servir à comparer la formabilité de deux matériaux. Les propriétés mécaniques qui doivent être évaluées pour la simulation sont le glissement interlamininaire, le glissement outil-laminé, le cisaillement intralamininaire et les propriétés en flexion hors du plan du laminé (Margossian, Reger, Pardeshi, Bel & Hinterhölzl, 2016).

##### **1.2.2.6.1 Glissement interlamininaire**

La caractérisation du glissement interlamininaire est généralement effectuée en laboratoire avec un spécimen conçu spécifiquement pour le test. Le standard DIN EN 14882 est développé pour quantifier la friction entre deux matériaux caoutchouteux et présente une procédure de test qui est modifiée pour les matériaux composites (Margossian *et al.*, 2016). La figure 1.11 présente un exemple d'appareil utilisé pour la caractérisation du glissement interlamininaire. Un empilement formé de trois plis est réalisé de sorte à ce que les deux plis externes soient fixés à l'appareil de test. Une force de traction est appliquée au pli central afin de le faire glisser contre les deux autres plis. De plus, deux plaques métalliques sont utilisées pour appliquer une pression normale au laminé et pour contrôler la température du test.

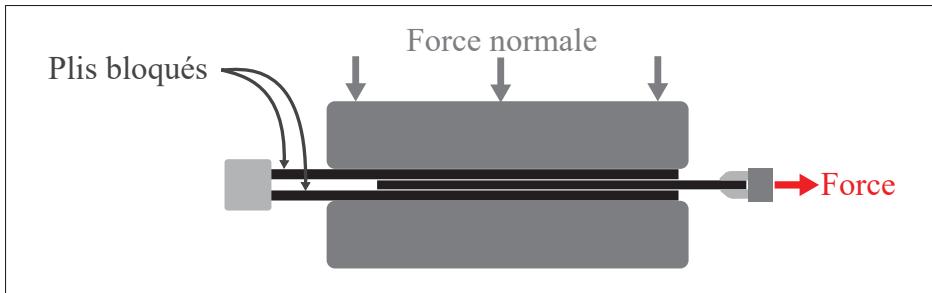


Figure 1.11 Exemple d'appareil de mesure de la friction interlaminaire

Le test doit être réalisé à la température de formage, soit en haut de la température de fusion de la matrice thermoplastique. La force requise pour initier le glissement d'un pli est mesurée pour plusieurs pressions et vitesses de déplacement (Margossian *et al.*, 2016). Scherer et Friedrich ont déterminé que la séquence d'empilement a un effet sur les résultats obtenus et il est donc fréquent de répéter le test pour les empilements les plus communs (Scherer & Friedrich, 1991).

#### 1.2.2.6.2 Glissement outil-laminé

Le deuxième type de glissement est celui qui implique le contact entre le laminé et l'outillage. La figure 1.12 présente un équipement de caractérisation de ce glissement, qui est très similaire à celui du glissement interlaminaire. Dans celui-ci, le laminé en entier est tiré entre les deux plaques et aucun pli n'est retenu (Brooks *et al.*, 2022).

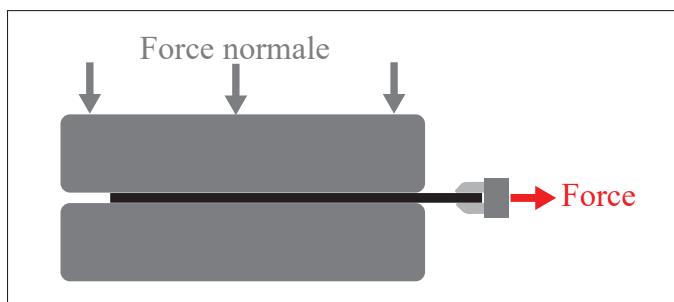


Figure 1.12 Exemple d'appareil de mesure de la friction outil-laminé

Il est donc commun de faire ce test avec des plateaux du même matériau et du même état de surface que le moule utilisé pour le formage (Brooks *et al.*, 2022). Toutefois, la température de test varie dans la littérature ; Chow utilise une température d'outillage et de pièce différente pour simuler les conditions de formage pendant lesquelles le laminé se refroidit (Chow, 1999) (les deux plaques sont fermées rapidement sur le laminé chaud en début de test) tandis qu'Akkerman et. al utilisent une condition isotherme pour la pièce et l'outillage (Ten Thije *et al.*, 2008).

#### **1.2.2.6.3 Cisaillement intralaminaire**

Pour caractériser le cisaillement intralaminaire, plusieurs tests sont utilisés dans la littérature. Tout d'abord, le test de cisaillement dans un cadre, présenté à la figure 1.13, est un dispositif qui permet de qualifier le comportement en cisaillement du laminé en induisant une déformation en cisaillement pur au centre. L'angle entre les fibres. Une force de tension est appliquée de manière à allonger le cadre et ainsi déformer en cisaillement les fibres. Les mâchoires du cadre doivent être bien perpendiculaires au début du test sans quoi les données seront affectées (Potter, 2002; Gong *et al.*, 2020).

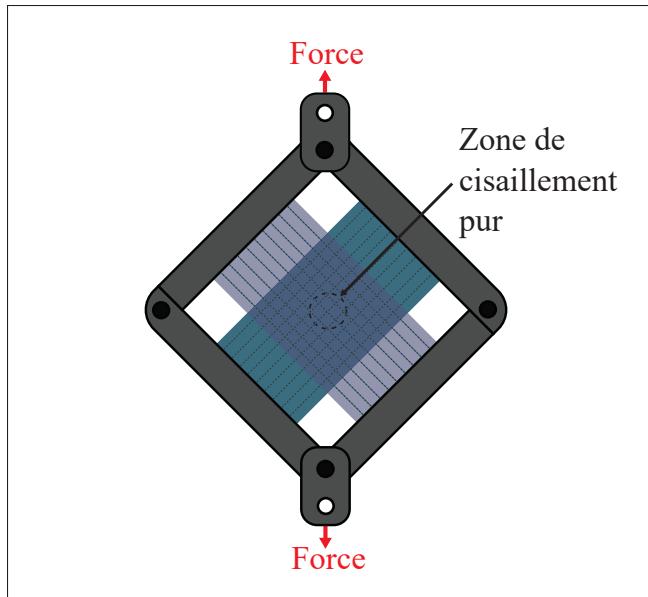


Figure 1.13 Exemple d'appareil de mesure de la résistance au cisaillement intralaminaire avec un cadre

Ensuite, le test de bias-extension, présenté à la figure 1.14, consiste à tensionner une éprouvette de tissé orientée à  $+45^\circ/-45^\circ$  de l'axe de la force pour ensuite mesurer la déformation des fibres. Pour les préimprégnés thermoplastiques, le test est effectué à la température de procédé désirée. La région centrale de l'éprouvette est soumise à du cisaillement uniforme. Dans la littérature, ce test est aussi réalisé avec des fibres unidirectionnelles avec un empilement  $[+45^\circ/-45^\circ]$  par rapport à l'application de la force (Potter, 2002). De plus, étant donné la faible taille de l'échantillon et de l'appareillage nécessaire au test, le bias-extension peut-être facilement réalisé à haute température. Toutefois, la condition de pincement de l'échantillon dans les mords est critique pour obtenir de bons résultats (Gong *et al.*, 2020).

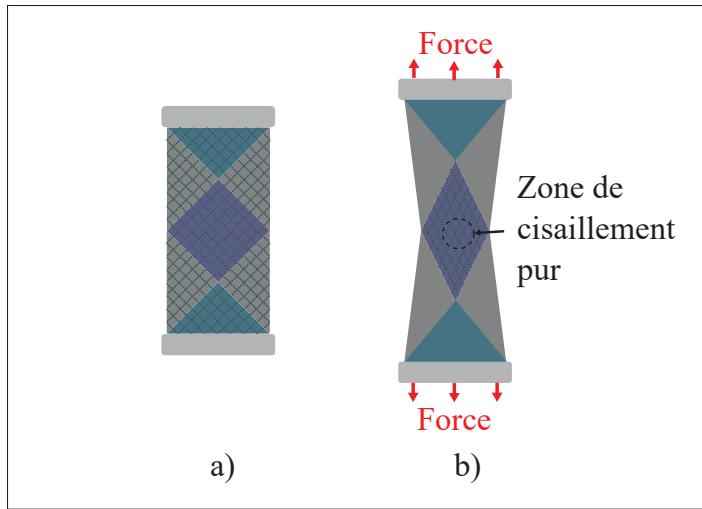


Figure 1.14 Exemple d'appareil de mesure de la résistance au cisaillement intralaminaire avant (a) et durant (b) le test de bias-extension

### 1.2.3 Paramètres de thermoformage

Le procédé de thermoformage est un procédé complexe qui requiert un contrôle précis de plusieurs paramètres. Ces variables comprennent principalement les températures de préchauffe et de l'outillage ainsi que de nombreux paramètres de formage. Parmi ceux-ci, la vitesse, la pression de formage et le temps de transfert entre le four et la presse sont des points clés qui influencent la qualité des pièces. Cette section décrit l'effet de chacun de ces paramètres sur les propriétés mécaniques et les défauts de fabrication s'il y a lieu.

La littérature présente fréquemment l'effet d'un ou plusieurs paramètres combinés et il est parfois ardu d'interpréter les conclusions de ces études. Le tableau 1.1 présente donc plusieurs études pertinentes ainsi que les paramètres de thermoformage investigués et leurs effets. Ce tableau se veut un résumé des études qui seront ensuite présentées dans les sections suivantes.

Tableau 1.1 Résumé de littérature pour les paramètres de thermoformage

Paramètres	Rigidité en flexion	Foisonnements	Taux de porosités	Taux de cristallinité	Épaisseur
Température de préchauffe	(Wakeman & Blanchard, 2005)		(Wakeman & Blanchard, 2005)	(Lessard et al., 2015)	(Lessard et al., 2015)
Température de formage	(Nardi & Sinke, 2021)		(Trudel-Boucher et al., 2005)		
Température d'outillage	(Nardi & Sinke, 2021; Tatsuno, Yoneyama, Kawamoto, & Okamoto, 2017; Wakeman & Blanchard, 2005)		(Wakeman & Blanchard, 2005)	(Donderwinkel, Rietman, Haanappel, & Akkerman, 2016; Lessard et al., 2015)	(Lessard et al., 2015)
Vitesse de formage		(Hou & Friedrich, 1994)			(Yoneyama et al., 2016)
Pression de formage	(Jamin, 2014; Wakeman & Blanchard, 2005)		(Cai & Hoa, 2019; Jamin, 2014; Trudel-Boucher et al., 2005; Wakeman & Blanchard, 2005)	(Lessard et al., 2015)	(Cai & Hoa, 2019; Hou & Friedrich, 1994; Hou, Friedrich, & Scherer, 1994; Jamin, 2014; Lessard et al., 2015)
Temps de transfert				(Lessard et al., 2015)	(Lessard et al., 2015)
Temps de maintien	(Tatsuno, Yoneyama, Kawamoto, & Okamoto, 2017)			(Jamin, 2014)	(Jamin, 2014)

### 1.2.3.1 Température de préchauffe

Le premier paramètre étudié est la température de préchauffe du laminé. Celle-ci est souvent identifiée comme la température du laminé avant que celui-ci ne quitte le four infrarouge pour se rendre à la presse pour l'étape de formage. Cette température correspond généralement à une température supérieure à la température de fusion de la matrice, mais inférieure à la température de dégradation de celle-ci. Généralement, il est favorable d'utiliser la température de préchauffe la plus élevée possible sans observer la dégradation de la surface du laminé. En effet, ceci est dû au fait que la pièce devra être transférée jusque dans le moule et sera donc soumise à un refroidissement considérable (Sweeney *et al.*, 1995). Pour contrer cet effet, McCool *et al.* proposent d'ajouter +10°C à la température de formage désirée pour obtenir la température de préchauffe générale qui comprend l'effet de ce refroidissement lors du transfert (McCool *et al.*, 2012).

Le temps de chauffe dans le four infrarouge constitue une portion importante du temps de cycle et donc devrait être optimisé. Une étude évalue l'effet de différents paramètres sur le temps de chauffe et soutient que la puissance de l'élément chauffant a un effet beaucoup plus faible sur le temps de chauffe que la distance entre la pièce et l'élément (Sweeney *et al.*, 1995).

Puis, le temps de chauffe du laminé augmente aussi selon son épaisseur en plus de la possibilité d'un gradient de température entre la surface et le centre du laminé (Nardi & Sinke, 2021). Dans un article de 2017, Tatsuno *et al.* ont tracé des courbes de température qui démontrent bien ce gradient de température lors de la chauffe d'un laminé de 15 plis (Tatsuno, Yoneyama, Kawamoto & Okamoto, 2017).

Plus particulièrement, lorsque la pièce sort du four infrarouge et lorsqu'elle touche l'outillage à basse température, les plis en surface refroidissent rapidement, tandis que le centre du laminé reste plus chaud. Ce gradient de température est dû à la faible conductivité des composites à travers leur épaisseur (Akkerman & Haanappel, 2015).

### 1.2.3.2 Température de formage

La température de formage est définie comme la température du laminé lors du premier contact avec l'outillage et est donc différente de celle-ci. En effet, dans le procédé de thermoformage, la température du laminé diminue légèrement dans le transfert du four à la presse et chute drastiquement après que le laminé entre en contact avec l'outillage froid. La température de formage est donc la température du laminé au début du formage et est généralement supérieure à la température de fusion pour permettre la déformation du laminé lors du contact avec l'outillage (Brooks *et al.*, 2022) en plus de limiter l'endommagement du laminé (McCool *et al.*, 2012). Ensuite, une température de formage plus élevée peut diminuer l'apparition de défauts de foisonnements dans une pièce puisque sa formabilité est plus grande (Graef, Weiß & Engel, 2021). En supplément, lorsque la température de formage augmente, le module de rigidité en flexion est aussi susceptible d'augmenter dû à une diminution du taux de porosité dans la pièce formée (Wakeman, Blanchard & Monson, 2005). Par contre, McCool et al. ont déterminé qu'une température de formage trop élevée peut avoir l'effet inverse sur la rigidité en flexion et explique que ceci serait dû à une augmentation des réactions chimiques entre les chaînes moléculaires du polymère qui réduisent le potentiel de cristallisation (McCool *et al.*, 2012).

### 1.2.3.3 Température de l'outillage

Un autre paramètre étudié est celui de la température du moule aussi appelée température d'outillage. Tout d'abord, il est important de distinguer le formage isotherme et non isotherme. En effet, bon nombre d'études concernent le formage isothermique, soit lorsque la température du moule est la même que la température de préchauffe et supérieure à la température de fusion de la matrice (Reynolds, Awang-Ngah, Williams & Hughes, 2020). Ce type de formage est aussi plus précisément nommé « deep drawing » de sa similarité avec le formage de tôles métalliques. Ce procédé permet de limiter certains défauts qui apparaîtraient lorsqu'un laminé est déformé à une température trop faible, mais le désavantage principal est qu'un refroidissement de l'outillage doit avoir lieu pour chaque pièce produite (Reynolds *et al.*, 2020). Ceci augmente le temps de cycle étant donné la grande inertie thermique de moules métalliques.

Dans cette revue de littérature, il est question de thermoformage non isothermique et donc cette section reflète les températures pertinentes à ce type de formage. En effet, la température d'outillage est sélectionnée pour favoriser le formage sans défauts de la pièce tout en favorisant le taux de refroidissement dans la pièce (Tatsuno *et al.*, 2017).

La différence de température entre le laminé et l'outillage impose un taux de refroidissement pouvant aller de 200 à 400°C/min (Lessard *et al.*, 2015). D. Tatsuno et al. quant à eux avancent que des essais expérimentaux doivent prendre place pour ajuster la température d'outillage qui donne un bon taux de refroidissement de la pièce soit -26°C/s dans le cas du PA6. Ce taux est déterminé par des essais de résistance à la flexion des pièces produites (Tatsuno *et al.*, 2017).

Il ne semble pas avoir de guide pratique pour la température d'outillage ; la plupart des études utilisent une méthode expérimentale pour ajuster la température afin de favoriser la cristallisation. Toutefois, quelques études telles que Slange *et al.* (2019) utilisent une température d'outillage se situant autour de la moyenne entre la fusion et la transition vitreuse de la matrice. Dans leur cas, pour le thermoformage d'un composite à matrice PEEK, ils utilisent une température d'outillage de 250°C pour une transition vitreuse de 143°C et une température de fusion de 343°C. La température d'outillage est donc très près de la mi-chemin entre ces deux températures et maximisera le taux de cristallisation de la matrice.

#### **1.2.3.4 Vitesse de formage**

La vitesse de formage, soit la vitesse de descente de la presse, peut avoir une incidence sur la qualité des pièces produites. Entre autres, M. Hou et K. Friedrich ont déterminé qu'une diminution de la vitesse de formage diminue la température de formage de la pièce dans le pliage d'une géométrie simple courbure et empêche le glissement interlamininaire (Hou & Friedrich, 1994). Yoneyama et al. ont aussi étudié la vitesse de presse, mais par rapport à son effet sur la force maximale exercée par la presse. Leurs résultats indiquent qu'une augmentation de la vitesse de presse diminue la force maximale requise par la presse. Ceci serait aussi expliqué par une réduction du temps de formage et donc une température supérieure dans le laminé tout au

long du fromage. Cette augmentation de température rendrait donc le laminé plus malléable et contribuerait donc aussi à améliorer sa conformité au contour du moule (Yoneyama *et al.*, 2016).

#### 1.2.3.5 Temps de transfert

Le temps de transfert représente le temps écoulé entre le moment où le laminé quitte le four et le moment où le fromage débute. On peut donc séparer le temps de transfert en deux parties, soient le déplacement du laminé dans la presse et la fermeture de la presse.

Harrison et al. ont investigué le taux de refroidissement du laminé lors du transfert dans la presse et ont constaté que pour un temps total de 3,4 secondes, le taux de diminution de température était de  $2,96^{\circ}\text{C}\pm0,31^{\circ}\text{C}$  par seconde. Il est à noter que ces résultats sont valides pour une pièce de deux plis, préchauffée à  $260^{\circ}\text{C}$ , ce qui représente donc une baisse de  $10^{\circ}\text{C}$  dans le transfert. De plus, cette même étude a démontré que la diminution de température est moins agressive lorsque la température de préchauffe est plus basse (Harrison *et al.*, 2013).

#### 1.2.3.6 Temps de maintien

Le temps de maintien correspond au temps durant lequel la pression de presse est maintenue sur la pièce. Ceci correspond aussi généralement au temps nécessaire pour que la pièce refroidisse à une température suffisamment basse pour permettre sa manipulation (Brooks *et al.*, 2022).

Il est aussi pertinent d'optimiser le temps de maintien pour obtenir la meilleure cadence de production possible sans toutefois compromettre la qualité de la pièce. En effet, T. Jamin a investigué la température de maintien ainsi que le temps de maintien et n'a pas produit de différence significative sur le taux de cristallinité et la résistance en flexion (Jamin, 2014). À l'inverse, lors d'un temps de maintien trop faible, Friedrich et al. énoncent que la matrice n'est pas à l'état solide et un déplacement non contrôlé des fibres est possible (Friedrich *et al.*, 1997).

### 1.2.3.7 Pression de formage

La pression de formage, soit la pression appliquée durant la phase de refroidissement de la pièce est souvent identifiée comme un phénomène difficile à contrôler pour une géométrie complexe et déterminante pour la qualité de la pièce (Cai & Hoa, 2019). En effet, dans le cas de moulage avec moules métalliques, un écart dimensionnel dans une des deux moitiés de moules ou un désalignement entre celles-ci pourraient occasionner des différences de pression dans le laminé et donc peuvent avoir un effet néfaste sur la qualité de la pièce. Ces effets peuvent, entre autres, être mitigés par l'utilisation d'un moule semi-rigide (Antonelli, Decoster, Marissen & Beukers, 2008), détaillé au chapitre 5.

Tout d'abord, lorsqu'il est question du calcul de la pression dans la pièce, peu d'études mentionnent la méthode de calcul employée pour convertir la force de la presse en pression à la surface de la pièce. Toutefois, T. Jamin utilise l'aire projetée du moule comme aire de référence pour calculer la pression nominale dans la pièce (Jamin, 2014).

M. Hou et al. ont étudié l'effet de la pression lors du thermoformage et ont identifié que le phénomène de retour élastique lors du pliage d'une pièce à simple courbure augmente lorsque la pression est augmentée (Hou & Friedrich, 1994). De plus, une autre étude indique généralement une augmentation de la rigidité en flexion avec une même augmentation de pression (Wakeman *et al.*, 2005). Toutefois, un autre article de M. Hou indique que l'augmentation de pression a aussi pour effet de diminuer l'épaisseur de pièce dans le cas du moulage d'un dôme. Cette diminution d'épaisseur a surtout lieu dans le fond de l'hémisphère (Hou, 1997). Un autre auteur ajoute à ce point en étudiant la diminution d'épaisseur d'une plaque thermoformée par rapport à son épaisseur préconsolidée et détermine que l'augmentation de la pression diminue l'épaisseur de la pièce jusqu'à une valeur minimale. Cette étude ajoute que le taux de porosité diminue aussi avec l'augmentation de la pression. Dans leur cas, un plateau est atteint pour le taux de porosité et l'épaisseur de la plaque à partir de la même valeur de pression (Cai & Hoa, 2019).

Pour ce qui a trait des valeurs de pression, T. Jamin a étudié plusieurs pressions d'estampage variant de 2,2 à 5,5 MPa (Jamin, 2014) et M. Hou a utilisé des valeurs plus élevées allant de 8 à 16 MPa (Hou, 1997).

#### **1.2.4 Défauts dans les composites thermoformés**

Une fois le matériau sélectionné en fonction de ses propriétés mécaniques et caractéristiques techniques et que les paramètres initiaux de thermoformage ont été sélectionnés, il est courant dans la littérature de procéder à des essais expérimentaux pour optimiser les paramètres des pièces produites. Une bonne connaissance du cadre théorique et des mécanismes de déformation permet d'interpréter les défauts apparus dans le formage pour réaliser ces changements de paramètres. Friedrich et M. Hou avancent même que l'utilisation d'un moule à simple courbure peut être utile pour évaluer la formabilité d'un composite avant de procéder à des expérimentations plus complexes de double courbure, étant donné qu'il s'agit d'un cas simple qui dépend de moins de variables. Le cas à simple courbure permet de diagnostiquer les paramètres de thermoformage en fonction des défauts observés (Friedrich & Hou, 1998).

##### **1.2.4.1 Déformations hors-plan**

Le premier type de déformation décrite dans ce chapitre est la déformation hors plan, aussi appelée foisonnement ou « wrinkling » en anglais. La figure 1.15 présente un exemple schématique d'un foisonnement. Les plis rapprochés de la surface du moule y sont alignés mais un foisonnement se crée dans les plis les plus éloignés. Cette déformation apparaît lorsque la déformation en cisaillement dépasse un seuil critique. Dans le cas de tissés, le phénomène de déformations hors plan peut aussi apparaître lorsque l'angle critique de rotation du tissé est atteint (Prodromou & Chen, 1997). De plus, étant donné la petite épaisseur d'un pli, sa rigidité en flexion est faible par rapport à sa rigidité en tension, ce qui le rend particulièrement sujets aux déformations hors plan. La possibilité de rotation entre les fibres contribue aussi à cette propension aux défauts hors plan.

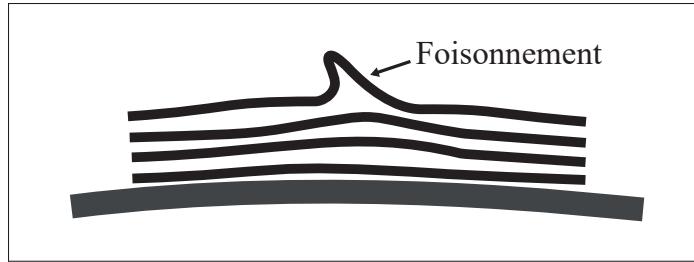


Figure 1.15 Schématisation du phénomène de foisonnement hors-plan dans un laminé

Somme toute, le phénomène apparaît puisque la déformation hors plan permet de rétablir l'angle de cisaillement par rapport à son état déformé. Cette déformation hors-plan est une manifestation des efforts de compression dans les fibres (Boisse, Hamila, Wang & de Lyon, 2011).

Ensuite, une étude a aussi développé une méthode de quantification de la déformation hors plan en mesurant la crête des déformations par rapport à la géométrie désirée. Ainsi, cette méthode permet de comparer différents paramètres de fromage selon la quantité et l'amplitude des déformations hors plan (Graef *et al.*, 2021). Potter et al. ont quant à eux identifié une perte de résistance lorsque la hauteur du défaut hors plan augmente. De plus, ils qualifient la hauteur du défaut par rapport à l'épaisseur nominale du laminé (%) (Potter, Khan, Wisnom, Bell & Stevens, 2008).

#### 1.2.4.2 Déformations dans le plan

Le deuxième type de déformation indésirable est la déformation dans le plan. Ceci désigne un désalignement des fibres par rapport à leur direction initiale. Ces déformations sont aussi désignées par l'expression anglaise « fiber waviness » et représentent plus précisément un changement local de direction des fibres. Un exemple de ces déformations dans le plan est illustré à la figure 1.16 dans laquelle les fibres sont ondulées sans toutefois se déformer hors du plan.

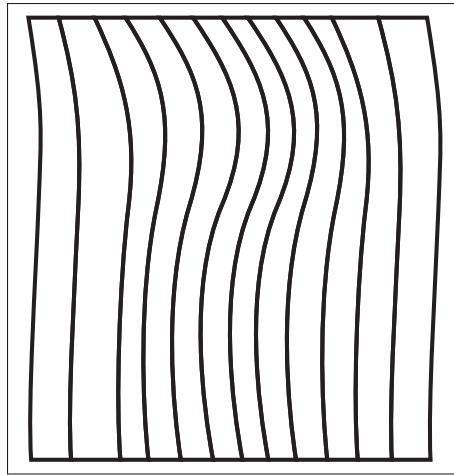


Figure 1.16  
Schématisation du  
phénomène de  
déformations dans le  
plan dans un laminé

La déformation dans le plan peut être présente dès la fabrication de plis unidirectionnels et apparaît durant l'industrialisation du procédé d'imprégnation des fibres (Potter, 2002). Sinon, elle peut aussi apparaître à la suite du formage d'une pièce notamment dans les petits rayons de courbure. En effet, cette même étude démontre que la diminution du rayon entraîne une augmentation de l'angle de désalignement des fibres.

Les défauts de déformation dans le plan ont un impact sur la résistance mécanique locale de la pièce puisque les fibres, lorsque tensionnées auraient tendance à se redresser et donc une perte de rigidité serait observée. D'une autre part, dans le cas d'un empilement quasi-isotrope, le désalignement des fibres causé par la fabrication du préimprégné lui-même peut voir son effet supprimé étant donné que les changements de direction locaux des fibres sont compensés dans toutes les directions (Potter *et al.*, 2008).

#### 1.2.4.3 Variation de l'épaisseur dans les rayons de courbure

Dans les rayons de courbure d'une géométrie, un phénomène d'amincissement ou d'épaisseissement du laminé peut avoir lieu dans le rayon de la pièce. C'est-à-dire, lorsque le laminé se déforme pour se conformer à un coin, les fibres à l'extérieur d'un coin convexe peuvent être soumises à une tension qui a tendance à aplatiser le laminé localement.

À l'inverse, dans un coin concave, un épaisseissement est observé. Ce phénomène est étudié pour les thermoplastiques et différentes méthodes de fabrication (Maes, Potter & Kratz, 2022).

#### 1.2.4.4 Défauts de coins

Un autre type de défauts est le défaut de coins qui peut se produire notamment dans le cas du pliage de géométries à simple courbure. Le flambement des fibres intérieures se produit lorsque la friction interlamininaire, ou entre le laminé et l'outil, est trop élevée et empêche ce mécanisme de déformation. Ceci serait entre autres un défaut lié à une température de formage trop basse (Wilkinson, 2021).

Étant donné que les plis intérieurs du rayon sont maintenus en place avec cette friction, les fibres à l'intérieur du rayon subissent donc une contrainte de compression et peuvent flamber vers l'intérieur du rayon. Ceci est notamment observé dans le cas des essais de formage avec chauffage localisé puisque la déformation dans la pièce qui n'est pas chauffée est très limitée (Azzam & Schledjewski, 2009).

#### 1.2.5 Points clés de la conception de moule

La conception du moule peut jouer un rôle important sur le formage de la pièce. En effet, dans le cas de la conception d'un moule de thermoformage pour une pièce existante, il est parfois compliqué de changer la géométrie et il est souvent plus judicieux de jouer avec les paramètres de thermoformage ou de matériaux pour améliorer la qualité des pièces.

Toutefois, la conception pour la fabrication de la géométrie de la pièce et du moule peut prévenir la plupart des défauts de formage. D'une part, deux principaux types de moules, soient rigides ou semi-rigides ont leurs propres avantages et inconvénients et peuvent être justifiés dépendamment des requis de conception de la pièce. La section suivante présente les avantages et inconvénients de ces types de moules et apporte des propositions de conception pour limiter les défauts de formage.

### **1.2.5.1 Moules rigides**

Le premier type de moules, soit les moules rigides sont définis par l'utilisation de deux moules métalliques, souvent en aluminium ou en acier. Les deux moules sont usinés par contrôle numérique pour obtenir la géométrie désirée.

#### **1.2.5.1.1 Avantages des moules rigides**

Tout d'abord, les moules rigides permettent d'obtenir un bon état de surface sur les deux faces de la pièce. En effet, le polissage du moule permet une surface dépourvue d'aspérités qui peut transmettre un fini lustré à la pièce. L'aspect de surface laissée par le moule métallique est lustré étant donné la percolation de la matrice à travers l'épaisseur du laminé (Trudel-Boucher *et al.*, 2005). Étant donné que les deux parties du moule peuvent être polies, un tel fini de surface est possible des deux côtés de la pièce.

Ensuite, l'utilisation de moules rigides permet une bonne répétabilité dans la production de pièces puisque les deux parties du moule ne se déforment pas durant le formage. En effet, cet aspect est toutefois limité par l'alignement du moule qui doit être réalisé précisément pour obtenir une bonne répétabilité. De plus, étant donné que les moules sont métalliques, une excellente durée de vie peut être attendue pour ce type de moules, ce qui permet d'absorber leur coût de fabrication.

L'espace constant entre les deux parties du moule se traduit par une cavité qui est constante et donc une épaisseur contrôlée de l'ensemble de la pièce. Cai & Hoa ont étudié le changement d'épaisseur du laminé dans le formage et proposent de concevoir l'outillage pour l'épaisseur finale de la pièce (Cai & Hoa, 2019).

#### 1.2.5.1.2 Désavantages des moules rigides

Toutefois, une difficulté de la mise en œuvre des moules métalliques rigides est la distribution de pression uniforme. En effet, les deux demi-moules doivent être orientés et localisés très précisément pour que la cavité soit constante lors du formage. De plus, l'usinage des moules doit être réalisé sous des tolérances serrées afin de limiter les écarts dimensionnels.

L'utilisation de géométries ou composantes de localisation permet de perfectionner l'alignement entre les deux moules et permet de mieux distribuer la pression. Toutefois, sous l'action rectiligne de la presse, il est difficile d'appliquer de la pression sur un mur perpendiculaire au déplacement de la presse. Ceci implique donc que les surfaces qui ne sont pas horizontales subissent une pression non uniforme variant selon la courbure et l'angle du segment de moule (Robroek, 1994). Ce problème complexe rend le formage avec deux moules rigides difficile. En effet, un article a étudié la distribution de pression dans un moule demi-hémisphérique et a constaté que la pression locale varie grandement entre les essais et dépend d'autres paramètres de formage tels que la vitesse de presse (Yoneyama *et al.*, 2016). De plus, lors de la déformation du laminé, certains emplacements du moule peuvent subir une vitesse de déformation non linéaire simplement à cause de la géométrie formée (Robroek, 1994). La figure 1.17 ci-dessous présente un exemple dans le cas du formage d'un trapèze. La dimension A en fond de cavité se referme plus lentement que la dimension B qui est en angle. La dimension A est donc toujours plus grande que B durant l'ensemble du formage.

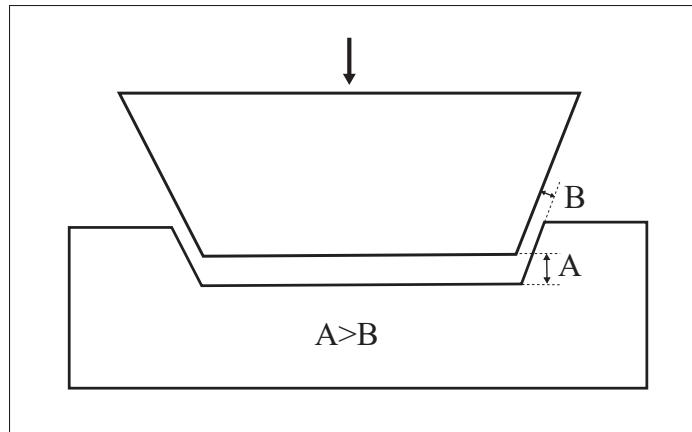


Figure 1.17 Géométrie avec fermeture inconstante dans le cas du moulage d'un trapèze

L'utilisation de moules rigides rend donc difficile le contrôle de la déformation du laminé et certaines portions pourraient toucher au moule au début du formage, se refroidir et empêcher la déformation à cause de, par exemple, l'augmentation de la friction interlamininaire et outil-pièce.

Puis, l'utilisation de moules rigides implique généralement un coût élevé lors de la fabrication dû aux matériaux et à l'usinage de haute précision. D'autant plus, comme les deux moitiés de moules sont usinées avec une cavité précise, il est difficile de modifier l'épaisseur du laminé formé puisque le moule est conçu pour une épaisseur établie.

### 1.2.5.2 Moules semi-rigides

Un autre type de moules largement étudiés dans la littérature sont les moules semi-rigides, soit lorsqu'une partie du moule est métallique tandis que la deuxième est fabriquée d'un matériau caoutchouteux qui permet une certaine déformation.

Le caoutchouc ayant la capacité de se déformer de manière quasi hydrostatique lorsqu'une pression lui est appliquée, il permet d'appliquer une pression plus uniforme dans le moule que pour les moules rigides. À cet effet, un travail de recherche de l'Université de Delft a couvert les

particularités du moulage et cette section correspond principalement à un résumé de ces travaux (Robroek, 1994).

### 1.2.5.2.1 Avantages

Les moules semi-rigides ont pour avantage principal de distribuer la pression plus efficacement dans les murs verticaux d'un moule. Ceci est dû à une déformation importante du matériau et à sa caractéristique presque hydrostatique. En effet, les travaux démontrent une bonne distribution de pression dans un moule en U à fond plat, malgré une légère diminution de la pression appliquée dans les coins. Cette même étude a aussi investigué le ratio largeur/hauteur du moule et a déterminé qu'un moule plus profond a pour effet d'augmenter la pression dans le fond du moule par rapport aux côtés. Puis, la tolérance entre le laminé et l'outillage a aussi été étudiée pour déterminer qu'une tolérance exacte entre le laminé et le poinçon permet une meilleure pression dans les coins pour la plupart des cas étudiés. Enfin, l'étude sur la distribution de pression conclut que l'utilisation d'un matériel plus rigide distribue plus uniformément la pression dans les coins. Trudel-Boucher est arrivé à une conclusion équivalente en énonçant qu'un moule plus rigide produit une pièce avec une meilleure conformité au moule, mais le retrait de la pièce est plus difficile avec un moule rigide (Trudel-Boucher *et al.*, 2005).

De plus, étant donné que le poinçon a une grande capacité de déformation, il est aussi possible de changer sa géométrie afin d'optimiser la séquence de contact entre le laminé et l'outillage. En effet, dans le cas de géométries avec plusieurs hauteurs différentes, il est possible dans certains cas que le laminé touche au moule en deux points et donc que le formage subséquent de la pièce soit limité ou cause même un déchirement (Robroek, 1994). Un exemple de ce type de géométrie est présenté à la figure 1.18. Le moule a un profil sinusoïdal avec plusieurs surfaces sur lesquelles le laminé peut se poser et se refroidir avant que la pièce ne soit entièrement formée (a). Dans ce cas-ci, une conception possible d'un moule de caoutchouc est présentée pour illustrer le formage progressif (b). Durant le formage, une des deux parties du moule flexible touche et forme le

laminé dans un des creux de la géométrie ce qui permet au reste du laminé d'être formé sans coincement par la suite.

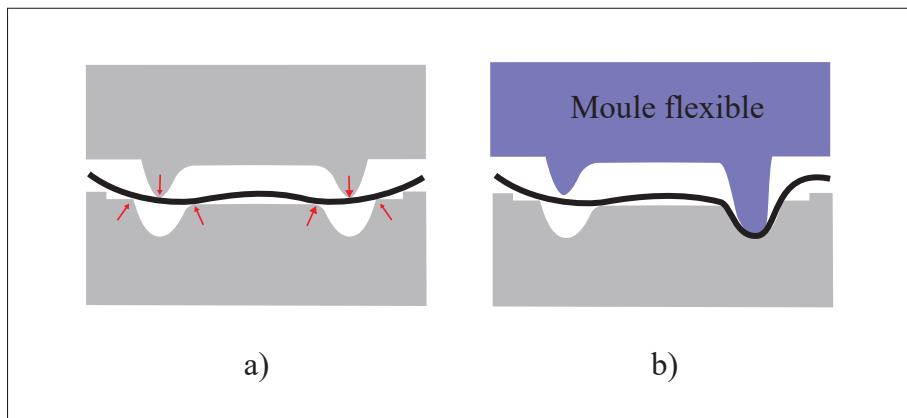


Figure 1.18 Coincement du laminé avec un moule rigide (a) et exemple de conception d'un moule flexible pour faciliter le formage progressif (b)

Il est donc possible de décaler ces surfaces sur le poinçon et de permettre un contact progressif avec le moule inférieur. Cette capacité à se déformer permet aussi de varier l'épaisseur du laminé et de procéder à des changements sans avoir à fabriquer un nouveau poinçon, ce qui n'est pas possible avec un poinçon métallique (Nardi & Sinke, 2021). Cet aspect ouvre donc la voie à des changements de géométrie et des empilements d'épaisseurs variables sans difficulté d'alignement des moules.

Le dernier aspect est le faible coût de fabrication du poinçon. La plupart des matériaux caoutchouc sont assez abordables et ne nécessitent pas d'usinage complexe. Plusieurs techniques ont été utilisées pour la fabrication du poinçon, notamment Trudel-Boucher qui a réalisé un moulage en plâtre d'un poinçon métallique existant pour ensuite faire un coulage du caoutchouc liquide (Trudel-Boucher *et al.*, 2005). Avec les technologies de fabrication additive répandues de nos jours, il serait aussi envisageable de fabriquer un moule imprimé en 3D pour le coulage.

### 1.2.5.2.2 Désavantages

Malgré tout, le thermoformage avec moules semi-rigides a aussi quelques désavantages, notamment en lien avec sa durabilité. En effet, le caoutchouc étant un piètre conducteur, lors de son contact avec le laminé chauffé à la température de formage, une dégradation de la surface du caoutchouc peut être observée et limite la durabilité du poinçon (Robroek, 1994). Peu d'études ont quantifié la durabilité des moules semi-rigides en termes de nombre de cycles et il est donc difficile de savoir si le faible coût de fabrication et de matériel peut compenser le prix élevé des moules rigides. Somme toute, les moules semi-rigides sont limités par la température de service du caoutchouc employé et donc à une température de 230°C à 290°C selon le type de caoutchouc (Okine, 1989).

Puis, la déformation du poinçon peut être limitée par l'effet de baril tel que décrit par Robroek. Cette déformation se produit lorsque le poinçon n'est pas complètement contraint et représente une déformation cylindrique des flancs verticaux (Robroek, 1994). Cette déformation est illustrée à la figure 1.19 dans laquelle le poinçon flexible est comprimé dans le bas du moule et se déforme de manière à coincer le laminé au niveau des murs verticaux. Ceci peut résulter en des zones moins pressurisées dans les coins.

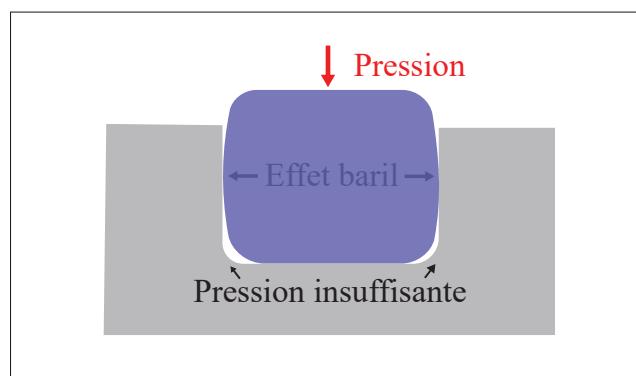


Figure 1.19 Illustration de l'effet baril lors de l'utilisation d'un moule flexible

Trudel-Boucher et al. affirment que cette déformation peut causer des diminutions de pression importantes dans les coins du moule à cause d'un blocage du laminé aux endroits où le laminé touche le moule en premier. Ce phénomène entraîne une baisse de la conformité au moule et peut entraîner des défauts de coins (Trudel-Boucher *et al.*, 2005). Afin de mitiger cet effet, l'utilisation d'un caoutchouc plus rigide (Robroek, 1994; Trudel-Boucher *et al.*, 2005) ou la modification de la géométrie du poinçon peuvent être employées (Trudel-Boucher *et al.*, 2005).

En réduisant la tolérance avec le laminé près des emplacements de basse conformité, le contact du laminé avec le moule sera favorisé à ces endroits et donc le phénomène de blocage est limité.

#### **1.2.5.2.3 Effet du rayon**

De manière générale, des rayons plus grands favorisent la déformation du laminé sans la création de défauts de formage excessifs. Pour le formage d'une simple courbure, T. Jamin a déterminé que le ratio entre le rayon de courbure et l'épaisseur minimale à atteindre pour obtenir un bon CBS (ASTM D6415) est de 3 pour un laminé mince, soit 4 plis. De plus, il est noté qu'une augmentation du rayon de courbure entraîne aussi une diminution dans la rigidité de la pièce pour une pièce de 4 ou 10 plis (Jamin, 2014).

#### **1.2.5.2.4 Développements**

De nouvelles avancées dans la conception des moules de thermoformage ont vu le jour récemment et adressent certains problèmes énoncés précédemment. Tout d'abord, un article a étudié la faisabilité d'un moule de thermoformage fabriqué à l'aide de la fabrication additive (impression 3D). Les conclusions étaient que les efforts de formage étant raisonnablement faibles étant donné que la matrice est à l'état visqueux, la fabrication de moules en impression 3D serait possible et permettrait notamment de réaliser des itérations dans la conception de la géométrie de la pièce sans toutefois engendrer des coûts élevés de fabrication. Les matériaux proposés pour la fabrication des moules sont le PEI ou le PEEK puisque ceux-ci ont une température

de service élevée et de bonnes propriétés mécaniques. Dans l'article, la caractérisation des matériaux tels qu'imprimés a été effectuée pour ensuite évaluer la résistance en compression d'un bloc de ces matériaux ainsi que la rigidité. Les résultats ont démontré que certains composites avec des matrices telles que le polypropylène pouvaient être thermoformés avec un moule en PEI. Ceci est possible grâce aux propriétés mécaniques satisfaisantes et un écart suffisant entre leurs fenêtres de températures de service. Il est toutefois mentionné qu'une analyse par éléments finis du moule final doit être réalisée pour confirmer que la géométrie est satisfaisante (Bhandari & Lopez-Anido, 2016).

Lafuente, Nowacki et al. ont exploré les manières de varier l'épaisseur dans un flanc de manière à ajouter des renforts d'épaisseur importante dans une plaque autrement mince. Ils ont élaboré un système qui permet d'ajouter un bloc de matière dans le moule pour ensuite reconsolider sa surface avec la plaque thermoformée. Le bloc peut être de géométrie variable et fabriqué par une autre méthode de fabrication de composites (Lafuente, Nowacki, Mitschang, Marques & Neitzel, 2002). L'ingéniosité de cette recherche réside dans le fait que la surface du bloc est réchauffée par un élément infrarouge simultanément à la plaque. Les auteurs ont aussi conclu que le joint entre le renfort et la plaque est équivalent à celui obtenu dans la soudure par vibration et supérieure à une soudure par induction (Lafuente *et al.*, 2002).

Les chercheurs du centre TPRC ont travaillé quant à eux à la combinaison du procédé de comoulage pour ajouter des renforts 3D aux pièces thermoformées. Ils ont d'ailleurs aussi travaillé sur l'ajout de pièces métalliques dans des pièces thermoformées en composites de manière intégrée au procédé original. En effet, ils emploient un moule doté d'une pointe mobile qui écarte les fibres après le formage de la plaque pendant que la matrice est toujours à l'état visqueux. Ceci permet d'insérer un adaptateur de filets ou autre pièce métallique dans la pièce formée avec un faible bris de fibres (Troschitz, Kupfer & Gude, 2019).

Finalement, afin d'améliorer la distribution de pression dans un moule semi-rigide, Antonelli et Beukers ont utilisé un poinçon formé avec des particules de caoutchouc et une membrane flexible. Lors du formage, la pression est appliquée sur les particules et celles-ci se déplacent et

se déforment pour se conformer au moule. Ceci permet entre autres d'utiliser un seul poinçon pour de nombreuses géométries de pièces. Les résultats démontrent que la distribution de la pression dans les coins d'un moule en U est nettement supérieure comparée à un moule semi-rigide traditionnel, mais des difficultés sur l'état de surface laissé par le poinçon qui laisse des impressions des particules dans la pièce, surtout pour les grandes tailles de particules (Antonelli *et al.*, 2008).

### 1.2.6 Simulations numériques

Tel que décrit dans les sections précédentes, le thermoformage de composites est un procédé complexe qui dépend de plusieurs paramètres et de la conception du moule. Les températures de formage et d'outillage ainsi que la conception de moule sont des paramètres clés dans la réussite du procédé et nécessitent un bon nombre d'expérimentations pour déterminer les fenêtres optimales.

Pour ce faire, des outils de simulations sont disponibles sur le marché et permettent de limiter les coûts monétaires et le temps requis pour procéder à ces expérimentations. Dans ce chapitre, ces logiciels sont présentés accompagnés d'un bref survol de leurs capacités.

Pour ce qui est de la méthode de résolution, la méthode par éléments finis est largement utilisée. Notamment, la méthode continue, soit la modélisation des éléments de type coque et membrane est répandue dans la littérature (Chen *et al.*, 2021). De plus, certaines méthodes mésoscopiques (modélisation avec éléments sous forme de treillis, poutres ou ressorts) (Dangora, Mitchell, Sherwood & Parker, 2017), semi-discretées (unités triangulaires) (Liang, Hamila, Peillon & Boisse, 2014) ont été étudiées. Somme toute, Dörr présente l'ensemble des techniques de simulation pour le formage de thermoplastiques (Dörr, 2021).

#### 1.2.6.1 Transfert de chaleur dans le laminé

Certains logiciels sont spécialisés dans le cas de l'étude de transfert de chaleur. Notamment, pour simuler la chauffe du laminé et le refroidissement au contact de l'outillage. Pour ce faire,

Wang, Hamila et Boisse ont employé le logiciel développé par l'INSA Lyon, Plasfib afin de simuler la condition thermique du laminé lorsque le moule touche au laminé préchauffé. Les conditions frontières utilisées sont de la conduction entre la surface extérieure du laminé et l'outillage, une convection à l'intérieur de l'outillage et le laminé et une convection entre le laminé et l'air ambiant (Wang, Hamila & Boisse, 2013).

#### 1.2.6.2 Simulation de la déformation du laminé

La simulation la plus critique pour le cas du thermoformage de composites est la simulation de la déformation. En effet, ce type de simulation, lorsque concluant, permet de modifier les paramètres de thermoformage et de prévoir l'apparition de défauts tels que les foisonnements et l'angle de cisaillement de chaque pli.

Pour ce faire, le logiciel AniForm est répandu sur le marché et permet notamment de simuler l'ensemble des paramètres de thermoformage et l'emplacement des ressorts de tension pour simuler l'utilisation d'un cadre pour le support du laminé. Toutefois, le logiciel AniForm requiert une caractérisation extensive du matériau qui est offerte par le fabricant pour certains matériaux. AniForm a été mis en pratique dans la littérature et a, par exemple, été utilisé pour modéliser et optimiser les tensionneurs de flanc pour le formage de pièces aéronautiques (Hasanudin *et al.*, 2022). Toutefois, son coût relativement élevé est définitivement un frein à son utilisation. Une autre solution disponible commercialement est le logiciel PAM-FORM qui présente des fonctionnalités similaires à AniForm et dont la mise en route théorique est largement expliquée dans la thèse de doctorat de D. Soulat (Soulat, Cheruet, Youssef & Boisse, 2006).

D'une autre part, le logiciel LS-Dyna d'Ansys est aussi employé dans certaines études pour simuler le comportement de déformation du laminé. Le logiciel est conçu pour simuler les impacts et est donc approprié pour simuler le thermoformage étant donné la forte déformation et la rapidité du processus. Morris et al. ont paramétré le logiciel LS-Dyna pour la simulation du procédé, mais ont remarqué une forte dépendance des résultats au paramètre d'amortissement du contact (Morris, Dangora & Sherwood, 2014). En effet, ce paramètre a un effet important sur

la dimension des foisonnements hors de la géométrie formée et est seulement caractérisé de manière qualitative dans cette étude. Somme toute, le logiciel LS-Dyna semble plus complexe à mettre en œuvre, mais a le potentiel de simuler correctement le procédé de thermoformage.

Puis, le logiciel Abaqus est aussi employé pour la simulation de formage. Son aspect polyvalent est une qualité intéressante, mais les fonctions intégrées du logiciel sont limitées. Notamment, seule la modélisation d'un laminé d'un seul pli et avec des propriétés en flexion approximatives est possible avec les outils par défaut du logiciel (Dörr *et al.*, 2017a). Une approche avec des sous-programmes personnalisés a été développée dans la littérature pour approfondir ces fonctions (Dörr, Schirmaier, Henning & Kärger, 2017b).

### 1.2.6.3 Comparaisons

Plusieurs des logiciels décrits plus hauts doivent être évalués entre eux et par rapport à une expérimentation pour déterminer la justesse de leurs prédictions. Une étude de Dörr et al. s'est penchée sur ce sujet même et compare les résultats obtenus par différents logiciels courants. Tout d'abord, les logiciels comparés sont respectivement PAM-FORM, AniForm, LS-Dyna, et Abaqus. Toutefois, il est précisé que les logiciels LS-Dyna et Abaqus requièrent l'utilisation de modèles personnalisés pour réaliser les simulations. Plusieurs paramètres d'empilement et de fermeture du moule ont été répliqués avec chaque logiciel et la qualité des prédictions a été évaluée.

Les logiciels commerciaux AniForm et PAM-FORM sont les seules solutions qui peuvent être utilisées directement pour le cas de formage de composites, lorsque les données de caractérisation appropriées sont disponibles. Les deux autres logiciels nécessitent un travail important pour obtenir des résultats satisfaisants (Dörr *et al.*, 2017a).

### 1.2.7 Résumé de la littérature pour le thermoformage

En somme, la littérature sur le procédé de thermoformage est approfondie et bien développée, notamment dans le cas de formage de pièces à simple courbure. En effet, le procédé a été

beaucoup étudié à la fin du 20e siècle et semble avoir vécu une certaine recrudescence depuis les années 2010 avec l'arrivée des matrices thermoplastiques de qualité ingénierie et avec des températures de formage plus basses que les matrices à haute performance telles que le PEEK, PAEK et PEK.

L'ensemble du procédé est étudié de manière approfondie et ce rapport résume les principaux paramètres et détails qui doivent être considérés pour la mise en place d'un procédé de thermoformage moderne.

Toutefois, la littérature ne répond pas à l'ensemble des questionnements et problématiques qui pourraient se présenter pour l'industrialisation du procédé de thermoformage. Entre autres :

- Nombre d'études utilisent les géométries standardisées de demi-sphère, poutre en U ou double dôme, mais peu d'études complexifient la géométrie formée. Il semble avoir un manque d'expérimentation concrète qui permettrait d'optimiser une géométrie complexe à double courbure pour la fabrication par thermoformage ;
- Plusieurs études investiguent les paramètres de thermoformage et utilisent plusieurs matériaux différents selon le paramètre, ce qui rend difficile la compréhension du lien entre les paramètres. Il a été démontré que les propriétés du matériau, notamment les températures de fusion, formage et préchauffe influencent beaucoup la formabilité des pièces ;
- Mis à part Robroek qui évalue la distribution de pression dans un moule progressivement plus large et dans le cas d'un moule semi-rigide (Robroek, 1994), peu d'études abordent l'effet de la profondeur de déformation dans le cas de géométries étroites, telles que des fourches de vélo ;
- Malgré que le moulage avec poinçon caoutchouc apporte de nombreux avantages, notamment grâce à sa flexibilité d'utilisation, ce procédé ne semble pas être étudié dans le cas d'une production. Entre autres, Robroek souligne que la durabilité du caoutchouc est faible, mais il ne semble pas avoir d'étude comparative avec un poinçon métallique (Robroek, 1994). De plus, de nombreuses avancées sont présentées dans la conception des moules mais il ne

semble pas avoir de généralisation ou de conclusion qui peuvent être tirées pour les appliquer à des géométries différentes que celles validées dans ces études.

Ces critiques de la littérature devront donc être explorées dans le futur pour permettre le développement de cette méthode de fabrication prometteuse pour les composites thermoplastiques. Notamment, pour ce qui est du formage de géométries complexes, la littérature ne présente pas beaucoup de cas de figures complexes qui peuvent être utilisées pour concevoir les moules de ce projet. Toutefois, la littérature peut être utilisée pour établir les paramètres de thermoformage pour ce projet.

### **1.3 Moulage par vessie**

Le moulage de structures creuses à partir de préimprégnés à matrice thermoplastique est un procédé très peu étudié dans la littérature. Pour les thermodurcissables, le procédé de moulage par vessie est communément utilisé et est bien établi dans l'industrie.

A.C. Long décrit ce procédé pour les thermoplastiques comme étant un procédé simple à mettre en place dans le cas d'une géométrie tubulaire avec moule femelle (surface extérieure moulée). En effet, la pièce à mouler est installée dans un moule séparé en deux moitiés et fabriqué de matériaux rigides. La vessie est ensuite installée dans la pièce et gonflée pendant que le moule est chauffé et maintenu à la température de procédé recommandée par le manufacturier du préimprégné. Le chauffage direct du moule ou l'utilisation d'un four sont possibles (Long, 2007).

#### **1.3.1 Pression de moulage**

La pression de moulage est un paramètre important puisqu'il a une influence sur la consolidation de la pièce. Il s'agit de la pression appliquée par la vessie sur la pièce dans le moule. A.C. Long indique qu'une pression de 0,2 MPa est nécessaire pour la chauffe du moule et ensuite, lorsque la température dépasse la fusion de la matrice, la pression devrait être augmentée à 1 MPa durant l'entièreté de la phase de consolidation (Long, 2007). Une autre étude a réalisé des essais avec

un composite fibres de carbone/Polyamide-6 et ont utilisé une pression de moulage de 0,6 MPa (Gröger, Würfel, Hornig & Gude, 2022).

Du côté des thermodurcissables, plusieurs études évoquent la pression durant le cycle de fabrication. Ismadi et Nugroho ont fait varier la pression entre 0,1 MPa et 0,8 MPa sur des laminés fibres de carbone/époxy et ont tiré comme conclusion que l'épaisseur de la pièce diminue avec l'augmentation de la pression, mais que la résistance ultime de la pièce augmente pour les pressions testées (Ismadi & Nugroho, 2020).

### 1.3.2 Temps de consolidation

Le temps de consolidation est un paramètre qui influence la qualité de la consolidation de la pièce. En effet, un temps trop court au-dessus de la température de fusion de la matrice ne permettrait vraisemblablement pas une bonne consolidation dans la pièce.

Dans ce cas-ci, la littérature à propos des thermodurcissables ne peut pas être utilisée en référence puisque le temps de maintien est dicté principalement par la polymérisation de la résine.

L'étude mentionnée précédemment pour le formage par vessie de composites fibres de carbone/Polyamide-6 a utilisé un temps de maintien de 30 minutes à une température de 235°C soit une température de procédé légèrement plus élevée que la température théorique de fusion de la matrice (Gröger *et al.*, 2022). Un article a étudié le procédé de moulage par vessie pour des tubes pré consolidés et a été en mesure d'obtenir un temps de cycle de 10 minutes lorsque la chauffe de l'outillage a été optimisée (Würfel *et al.*, 2020).

Somme toute, le temps de consolidation semble assez variable et il n'existe pas, au moment d'écrire ces lignes, d'études qui ont fait varier ce paramètre. Le temps de consolidation pourrait donc se situer entre 30 minutes et le temps de procédé recommandé par le manufacturier. Aucune contre-indication à augmenter le temps de maintien n'a été relevée, autrement que pour optimiser le temps de cycle.

## 1.4 Retour sur la revue de littérature

Dans ce premier chapitre, il était question de décortiquer et présenter la littérature scientifique liée à l'utilisation du procédé de thermoformage.

Le premier objectif spécifique est la fabrication de flancs, ce qui correspond à la première section de cette revue de littérature et qui a mis l'emphase sur le procédé de consolidation sous vide. Notamment, l'empilement du sac sous vide, les paramètres du cycle de consolidation et les lâchers de plis ont été décrits afin d'appuyer la méthodologie de fabrication des flancs présentée au chapitre 2.

Puis, le deuxième objectif spécifique est le thermoformage de demi-coques de la fourche. La deuxième section de la revue de littérature portait donc sur la description du procédé de thermoformage, les paramètres et les mécanismes de déformation. De plus, les défauts rencontrés lors du thermoformage ainsi que la simulation du procédé de fabrication sont aussi décrits. Cette partie de la littérature est utilisée pour appuyer le chapitre 3 qui concerne le thermoformage des demi-coques et l'évaluation de leur qualité par rapport à la simulation et en utilisant l'identification des défauts.

Le troisième objectif spécifique est l'assemblage des demi-coques. Le procédé de moulage par vessie est ciblé pour cet objectif et donc la troisième section de cette revue de littérature a exploré les paramètres de ce procédé. Le chapitre 4 de ce mémoire présente le procédé de moulage par vessie pour l'assemblage des coques.

Finalement, la réalisation de ces trois objectifs spécifiques devrait mener à la fabrication d'un démonstrateur qui est analysé au chapitre 5, soit pour la comparaison de la masse avec un équivalent thermodurcissable ainsi que l'étude des coûts et du temps de fabrication.

## CHAPITRE 2

### FABRICATION DE FLANCS

Le premier objectif spécifique de cette recherche est la fabrication de flancs qui seront utilisés pour le thermoformage des demi-coques. Dans ce chapitre, une courte description du moulage par compression et de la consolidation sous vide est apportée pour expliquer le choix de la méthode de fabrication des flancs. Puis, le matériau utilisé pour le projet est introduit et l'empilement fourni par le partenaire industriel est décrit avec le détail des lâchers de plis. Ensuite, la méthodologie suivie dans ce chapitre est présentée, soit la découpe des plis, l'assemblage des préformes ainsi que les détails du cycle de consolidation employé. Ensuite, les résultats de mesure de variation d'épaisseur et de planéité sont présentés. Étant donné que la plaque est réchauffée et reconsolidée à l'étape de thermoformage, le taux de porosité des pièces n'est pas considéré comme un paramètre clé dans la fabrication des flancs. Toutefois, une consolidation uniforme est recherchée. Finalement, des recommandations sont formulées concernant la fabrication de flancs avec la consolidation sous vide.

#### 2.1 Moulage par compression

Les premiers échantillons fabriqués pour cet objectif ont été réalisés avec la méthode de moulage par compression. Cette méthode consiste à chauffer les plis par conduction et appliquer une pression au laminé dans un moule métallique afin d'obtenir un laminé consolidé. Cette méthode permet généralement de fabriquer des plaques de très haute qualité et d'épaisseur très constante. Ces plaques sont donc considérées comme une référence de qualité par rapport aux flancs qui sont fabriqués avec la consolidation sous vide.

La consolidation sous presse n'est pas un procédé satisfaisant pour ce projet puisqu'il permet difficilement de fabriquer des lâchers de plis dans le laminé et qu'il nécessiterait la fabrication d'un outillage spécifique au projet, augmentant ainsi le coût du procédé considérablement.

## 2.2 Consolidation sous vide

L'alternative au procédé de consolidation sous presse sélectionné pour cet objectif est la consolidation sous vide des laminés et permet la fabrication de lâchers de plis. La taille des laminés nécessaire pour le thermoformage est un rectangle de 9 pouces x 23,5 pouces. Ces dimensions correspondent aux dimensions hors-tout de la cavité en ajoutant une bordure (1 pouce) sur son périmètre. Cette dimension de flanc a été sélectionnée pour couvrir l'ensemble des configurations de flancs qui pourraient être nécessaires pour les phases subséquentes du projet. De plus, en standardisant les dimensions des flancs, ceux-ci peuvent être fabriqués en série et donc le temps de fabrication est diminué.

## 2.3 Matériaux

Une phase précédente du projet a permis de sélectionner le matériau à utiliser pour ce projet. Des essais mécaniques et de mise en forme réalisés par le CDCQ à Saint-Jérôme ont permis de valider les caractéristiques des fiches techniques de différents composites à matrice thermoplastique renforcée de fibres de carbone. Ainsi, le matériau *Cetex TC910* de Toray, un préimprégné à matrice Polyamide-6 (PA6) renforcé par des fibres de carbone, a été sélectionné pour sa rigidité spécifique élevée et sa disponibilité auprès du fabricant. Il est à noter que seuls les matériaux avec matrice de catégorie *ingénierie* ont été considérés afin de réduire les températures de mise en forme et donc par le fait même diminuer les coûts de fabrication du produit final. La fiche technique du matériau est présentée en annexe I mais un résumé des propriétés du matériau pertinentes pour les paramètres de procédé est présenté dans le tableau 2.1.

Tableau 2.1 Caractéristiques du matériau Toray *TC910*

Caractéristique	Valeur
Fabricant	Toray
Produit	TC910
Fibres	Carbone
Matrice	PA6
Température de transition vitreuse (PA6)	60°C
Température de fusion (PA6)	220°C
Température de procédé	249-271°C
Épaisseur de pli	0,16 mm
Largeur du rouleau	166 mm (6,5")
Densité	1,45 g/cm <sup>3</sup>
Taux massique de matrice	40%

L'ensemble des données du tableau sont tirées de la fiche technique du matériau à l'exception de la température de fusion de la matrice. Celle-ci est annoncée par Toray comme ayant une température de transition vitreuse de 60°C et une température de fusion de 233°C. Toutefois, plusieurs sources reportent une valeur entre 220°C (Millot, Fillot, Lame, Sotta & Seguela, 2015; Matweb, 2025; Polyplasty, 2025) et 223°C (Netzschn, 2025). Millot *et al.* (2015) mentionnent même que 220°C est une température de fusion utilisée par convention pour le PA6 et donc c'est cette valeur qui est utilisée pour la sélection des paramètres de procédé dans ce chapitre et les suivants.

## 2.4 Empilement et lâchers de plis

L'empilement initial de la fourche a été déterminé par le partenaire industriel. Un empilement équivalent à celui de la fourche *Krypton* (FC/époxy) a été calculé à partir des propriétés mécaniques du matériau Toray *Cetex TC910* afin de déterminer le nombre de plis et les angles de fibres nécessaires dans la fourche.

La figure 2.1 présente l'empilement qui a été développé pour la fabrication des flancs. Deux sections ont été identifiées dans la fourche : le tube de direction/couronne et les fourreaux. Il a été déterminé qu'un laminé symétrique d'une épaisseur de 3,5 mm (22 plis) serait nécessaire dans la première section tandis que 2,5 mm (16 plis) suffirait pour la deuxième. De plus, un effort a été réalisé pour réduire le nombre d'angles différents dans le laminé pour favoriser la formabilité. Le laminé conçu comporte essentiellement des plis de  $0^\circ$  et  $+30^\circ/-30^\circ$ . Ce laminé a été validé avec une étude par éléments finis réalisée par le partenaire industriel en comparant la rigidité du nouveau laminé aux mesures de rigidité de la fourche *Krypton*. La largeur entre les lâchers de plis a été établie à 1/8 de pouce par le partenaire industriel. Les six lâchers de plis s'étendent donc sur une région de 3/4 de pouces du laminé.

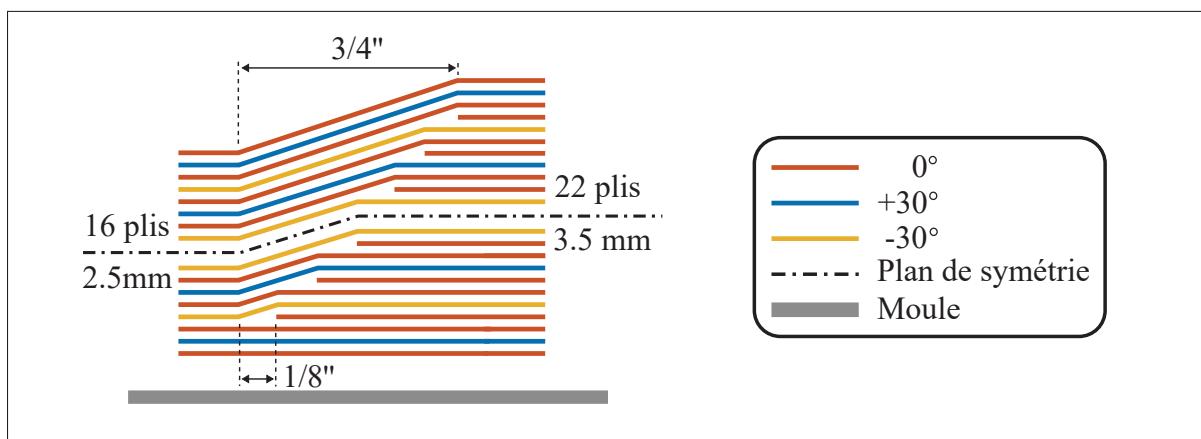


Figure 2.1 Empilement fourni par le partenaire industriel pour la fabrication des demi-coques avec le matériau Toray *Cetex TC910*

Les lâchers de plis ont été positionnés sur le modèle de manière arbitraire tout en s'assurant de les positionner dans la partie haute des fourreaux. Ainsi, les lâchers de plis ne sont pas situés dans la zone de double courbure près de la couronne. Les dimensions des plis et la séquence d'empilement exhaustive sont présentées à l'annexe II.

## 2.5 Méthodologie

### 2.5.1 Découpe des plis

La première phase consiste à découper les plis et les assembler pour former le laminé. Tout d'abord, il est à noter que le rouleau de matériau Toray *Cetex TC910* est seulement disponible dans une largeur de 6,5 pouces. La taille du rouleau étant inférieure à la largeur du pli (9 pouces), il a été nécessaire de souder les plis à l'interface matrice-matrice pour en fabriquer des bandes plus larges. Afin de limiter les pertes, plusieurs longueurs sont assemblées ensemble et découpées successivement afin d'obtenir la pleine largeur du laminé.

#### 2.5.1.1 Découpe des plis à 0°

Pour les plis avec les fibres à 0°, la découpe est la plus simple. 7 bandes de la longueur désirée sont découpées et soudées ensemble à l'aide d'un fer à souder et d'une technique de soudage par point. Ensuite, la feuille de 45,5 pouces de large est découpée pour obtenir 5 plis d'une largeur de 9 pouces.

#### 2.5.1.2 Découpe des plis à 30°

Les plis à angle de 30° sont les plus complexes à réaliser pour ce projet. Les étapes de découpes pour ceux-ci sont présentées à la figure 2.2. Pour ce faire, des plis de 24,5 pouces sont découpés dans le rouleau et assemblés en une grande feuille. Puis, des découpes avec un angle de 30° et espacées de 9 pouces sont réalisées. Les embouts triangulaire de la feuille et des bandes individuelles sont retirés pour obtenir des feuilles de la dimension finale du laminé.

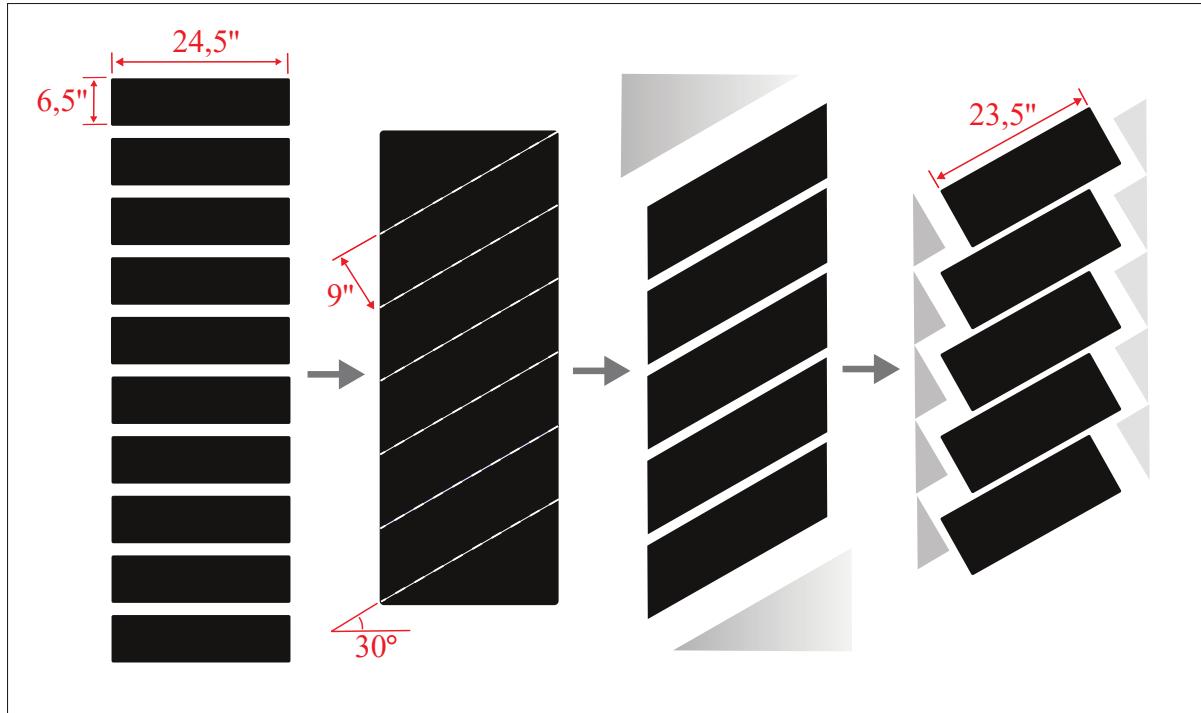


Figure 2.2 Méthodologie en quatre étapes permettant la découpe de plis à 30° à partir de bandes de préimprégné

Le taux de rebut de cette étape est de 33%, ce qui est considérable. Ce taux de rebut est essentiellement dû à la découpe des triangles en haut et en bas de la feuille. Toutefois, il serait possible de réduire les pertes à cette étape en assemblant un plus grand nombre de bandes afin de former une très grande feuille. Le nombre de plis fabriqués par rapport au nombre de triangles jetés serait donc réduit. Dans ce cas-ci, les plis ont été fabriqués avec 10 bandes afin de faciliter la manipulation en laboratoire. Le taux de rebut total pour la fabrication d'un flanc est calculé à 12,1% étant donné que les plis de 0° n'engendrent pas de pertes dans leur découpe.

## 2.5.2 Assemblage des préformes

Dans le but de stabiliser le laminé lors de son installation dans le sac à vide, les plis sont assemblés avec un fer à souder et plusieurs soudures locales tel que démontré à la figure 2.3. Ceci permet d'installer les plis et notamment les lâchers de plis qui doivent être alignés précisément.

Un outil en acrylique a été développé pour permettre de localiser les plis à partir d'un coin de référence et d'aligner la longueur des plis pour préserver les angles de fibres tels que découpés. L'outil permet aussi de vérifier la longueur des plis plus courts et de s'assurer qu'ils soient positionnés précisément pour former les lâchers de plis.



Figure 2.3 Alignement et validation des lâchers de plis à l'aide d'un outil en acrylique

### 2.5.3 Consolidation

Une fois les préformes fabriquées, celles-ci sont placées sur une plaque en acier d'une épaisseur de 1/16 de pouce servant de moule et un sac à vide est fabriqué sur la préforme. La configuration utilisée pour le sac à vide est présentée à la figure 2.4. Sur l'image (a), l'empilement du sac sous-vide est présenté sous forme de schéma et est décrit en détail au paragraphe suivant. Sur l'image (b), une photographie du sac sous-vide fabriqué pour cette phase du projet est présenté.

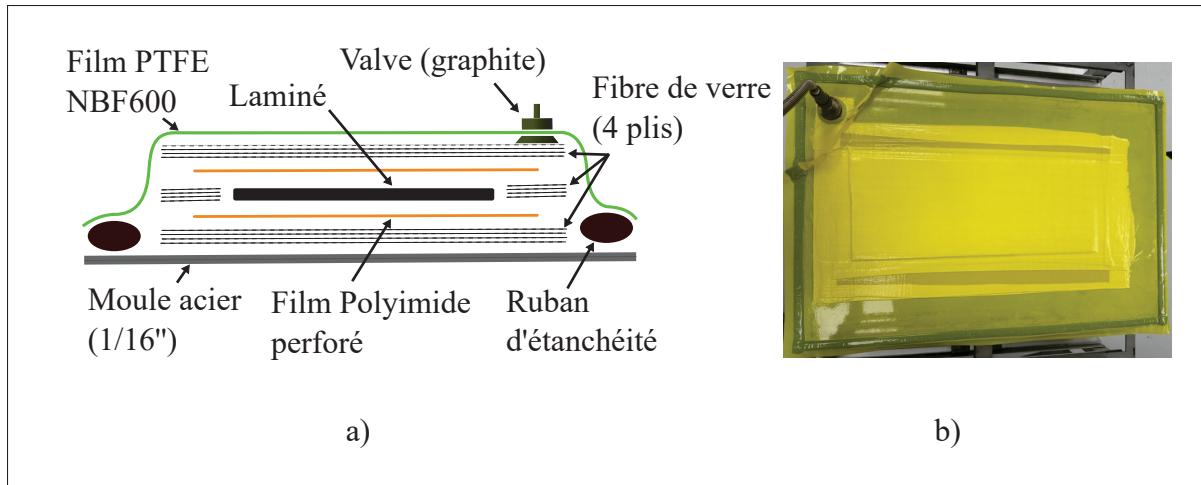


Figure 2.4 Schéma de l'empilement de consommables pour la consolidation sous-vide (a) et le sac à vide fabriqué avec un film de PTFE *NBF600* (b)

Pour fabriquer le sac à vide, quatre plis de fibres de verre tissées sont placés sur le moule. Ensuite, un film de Polyimide perforé est positionné en dessous et sur le dessus du laminé. Des rouleaux de fibres de verre de quatre plis sont ajoutés de tous les côtés du laminé et quatre autres plis sont ajoutés au-dessus de l'empilement. Pour fermer le sac, une bande de ruban d'étanchéité Tacky-Tape *SM5160* est positionnée autour de l'empilement et un film de Polytétrafluoroéthylène (PTFE) est positionné par-dessus l'ensemble. Malgré qu'un film de Polymide plus commun puisse être utilisé pour cette application, le film *NBF600* en PTFE a été sélectionné puisque son élongation est supérieure au Polyimide et donc son installation et sa manipulation sont plus faciles. Le film est installé avec des oreilles pour faciliter sa déformation autour de la valve. Lorsque le sac est bien scellé, le vide peut être tiré et le montage est ensuite transporté dans le four pour la consolidation.

### 2.5.3.1 Réutilisation du sac à vide

Étant donné le coût élevé des consommables pour la consolidation sous vide, un effort particulier a été réalisé afin de les réutiliser pour des cycles subséquents, tel que montré à la figure 2.5. Le sac à vide est partiellement ouvert pour retirer le laminé consolidé et insérer une nouvelle

préforme. Ceci évite de retirer la valve, une étape qui déchire fréquemment le sac. Une fois la nouvelle préforme installée, le sac à vide peut être scellé en installant de nouvelles bandes de ruban d'étanchéité. La réutilisation du sac permet aussi d'économiser un peu moins de la moitié de la quantité de ruban d'étanchéité qui serait nécessaire pour sceller un nouveau sac. La fibre de verre autour du laminé est réutilisée sans impact négatif sur la qualité des pièces et le film de Polyimide perforé est traité avec de l'agent démolant après trois cycles de consolidation. À elle seule, la réutilisation des consommables pour la consolidation sous vide de thermoplastiques pourrait être le sujet d'une étude complète et sera essentielle pour l'industrialisation de cette méthode de fabrication.

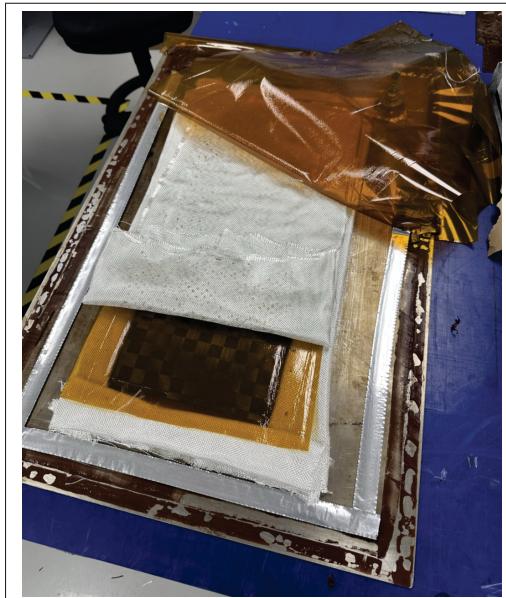


Figure 2.5 Découpe de trois côtés du sac à vide dans le but de réutiliser le film (polyimide) utilisé pour le sac à vide

### 2.5.3.2 Cycle de consolidation

Le four utilisé (figure 2.6) pour la consolidation des laminés est un four Despatch situé au laboratoire de composites de l'ÉTS. Les détails techniques du four sont présentés à l'annexe III pour référence future. Un système de tuyau a été installé afin de pouvoir tirer le vide ou relier la pièce à de l'air comprimé à travers la paroi du four.



Figure 2.6 Four Despatch installé à l'École de technologie supérieure

Le cycle de consolidation a été déterminé expérimentalement afin d'obtenir une consolidation uniforme. Un travail supplémentaire pourrait être effectué pour optimiser le cycle. Un temps de consolidation (durée où la température de la pièce est supérieure à la température de fusion de la matrice) de 80 minutes a été jugé suffisant pour obtenir une pièce uniformément consolidée.

## 2.6 Évaluation de la qualité

La qualité des flancs est évaluée selon la variabilité d'épaisseur dans le flanc. En effet, l'épaisseur dans la région centrale du flanc qui sera estampée doit être assez constante pour éviter des différences de compaction et de taux de fibres dans la pièce. De plus, la planéité des flancs est vérifiée afin de s'assurer que ceux-ci puissent être installés dans le système de maintien de la presse de thermoformage. Le jeu fonctionnel du système de maintien a été mesuré à 3

mm et donc l'enveloppe de planéité du flanc devrait y correspondre afin de garantir un bon fonctionnement des pièces mobiles durant le formage.

### 2.6.1 Mesure de la variation d'épaisseur par numérisation 3D

Pour mesurer la variation d'épaisseur dans le flanc, un bras de mesure Hexagon Absolute Arm 85 monté avec la tête de numérisation laser RS6 (figure 2.7) est utilisé. Les spécifications de l'instrument sont présentées à l'annexe IV en guise de référence.



Figure 2.7 Numérisation des flancs avec le bras Hexagon *Absolute Arm 85*

Le flanc est installé dans un étai fixe et le bras de numérisation est utilisé pour mesurer les deux surfaces du flanc. Ensuite, dans le logiciel d'analyse Polyworks, le maillage est nettoyé et l'épaisseur est mesurée pour les deux sections du laminé. Une capture d'écran du logiciel est présentées à la figure 2.8. L'épaisseur est mesurée en excluant les rebords de la pièce qui sont situés hors de la géométrie moulée. Ainsi, l'épaisseur de chaque section peut être mesurée

indépendamment en sélectionnant les éléments de chaque section du flanc. Une échelle de couleur représente la variation d'épaisseur dans la section mesurée.

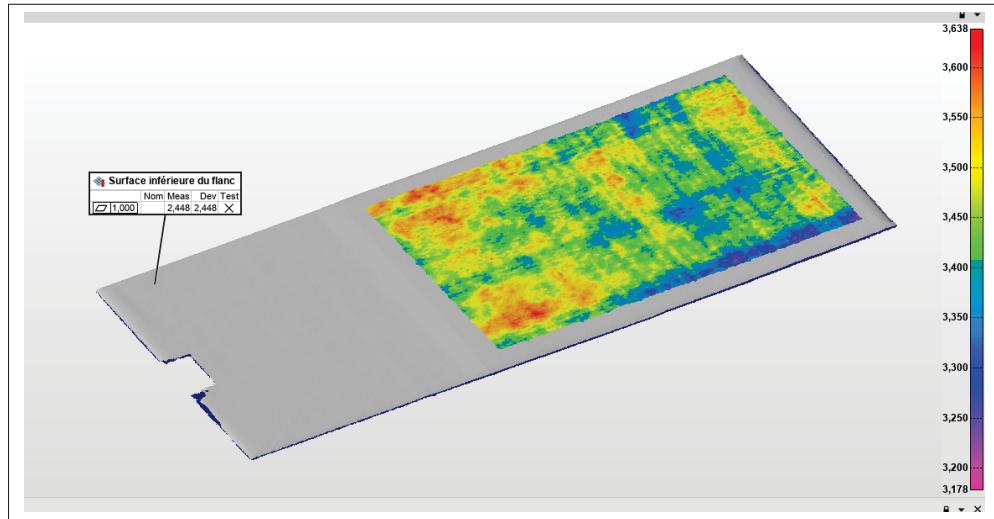


Figure 2.8 Exemple de mesure d'épaisseur dans le flanc pour l'échantillon FPD\_8 dans la région épaisse

Les résultats de mesures pour les échantillons FPD\_2 à FPD\_14 (13 échantillons) sont présentées à l'annexe V. Les épaisseurs moyennes des flancs fabriqués sont présentées dans le tableau 2.2. Les mesures pour chaque épaisseur du laminé sont présentées avec leur écart-type respectif. De plus, la différence entre l'épaisseur mesurée et l'épaisseur nominale est présentée.

Tableau 2.2 Mesures d'épaisseur dans les deux sections du flanc

Nombre de plis	Épaisseur nominale (mm)	Épaisseur moyenne (mm)	Écart-type (mm)	$\Delta$
16	2,500	2,476 mm	0,014	-0,96%
22	3,500	3,484 mm	0,018	-0,45%

Dans les deux cas, l'épaisseur des laminés fabriqués est inférieure à l'épaisseur nominale, mais l'écart avec le nominal est de moins de 1%. De plus, l'écart-type est une mesure de la variation d'épaisseur dans chaque section du flanc. Dans les deux cas, l'écart-type est très faible, ce qui indique une épaisseur constante dans la pièce. Toutefois, deux flancs (FPD\_2 et FPD\_5) ont une épaisseur supérieure aux autres flancs fabriqués (2,678 mm - 3,752 mm et 2,680 mm - 3,716 mm

respectivement). Dans les deux cas, une légère fuite au niveau de la valve du sac sous vide avait été découverte lors du démoulage. Ceci indiquerait donc que la pression sur la pièce était plus faible et donc que la qualité de la consolidation est légèrement inférieure aux autres. À l'étape du thermoformage, aucune différence n'a été notée durant la chauffe et l'estampage de ces flancs.

### 2.6.2 Mesure de la planéité du flanc

La planéité des plaques fabriquées sous vide est évaluée avec les mêmes données que pour la variation d'épaisseur. Le logiciel Polyworks est quant à lui utilisé pour mesurer la planéité de la surface inférieure du laminé. La surface inférieure du laminé est définie comme étant celle qui est apposée au moule. Le tableau 2.3 présente les mesures de planéité réalisées avec la création d'un plan de contrôle géométrique (ajustement *best-fit* avec les paramètres par défaut du logiciel Polyworks).

Tableau 2.3 Mesures de planéité

Échantillon	Planéité (mm)
FPD_2	1,925
FPD_3	2,778
FPD_4	3,579
FPD_5	0,801
FPD_6	1,000
FPD_7	1,542
FPD_8	2,448
FPD_9	2,550
FPD_10	2,232
FPD_11	1,359
FPD_12	3,631
FPD_13	2,247
FPD_14	2,328
Moyenne	2,186

La planéité moyenne mesurée est de 2,186mm pour les 13 échantillons. Cette tolérance de planéité est inférieure à la plage admissible de 3 mm (tolérance fonctionnelle du système de maintien) et donc le procédé permet de produire des plaques d'une planéité acceptable pour l'installation dans la presse de thermoformage. Toutefois, 2 échantillons, FPD\_4 et FPD\_12,

ont une mesure de planéité de 3,579 et 3,631 mm respectivement. Ces deux échantillons sont donc hors de la plage admissible de planéité, mais il a été possible de les estamper en forçant légèrement les plaques pour les installer dans le système de maintien.

## 2.7 Recommandations sur la fabrication de flancs

Somme toute, ce chapitre concernant la fabrication de flancs pour le thermoformage a démontré qu'il était possible de fabriquer des flancs avec la méthode de consolidation sous vide dans le but d'utiliser ceux-ci dans le procédé de thermoformage. L'emphase a été portée sur la fabrication de flancs avec un empilement de 22 plis comportant 6 lâchers de plis espacés de 1/8 de pouce chacun. La qualité des flancs a été évaluée par numérisation 3D des plaques afin de mesurer la variation d'épaisseur dans le flanc ainsi que la planéité. Il a été déterminé que le procédé de consolidation sous vide permet de fabriquer des plaques d'épaisseur constante et avec une bonne reproductibilité au niveau de la planéité.

Le procédé établi dans cette section a une durée de maintien de 80 minutes et une durée totale d'environ 4 heures incluant le refroidissement. Ceci dit, le procédé n'a pas été optimisé et une étude subséquente devrait être réalisée pour déterminer le temps minimal de consolidation qui permettrait d'obtenir une qualité satisfaisante dans le cadre d'une production. Afin d'augmenter la cadence de production, il serait aussi envisageable de consolider plusieurs plaques au cours d'un même cycle. De plus, la qualité de la consolidation dans les lâchers de plis pourrait possiblement être améliorée en augmentant l'espacement entre les différents lâchers de plis. Dans le cadre de cette étude, cette dimension était fixée par l'outillage qui avait déjà été usiné au moment de la fabrication des flancs. Pour ce qui est de l'utilisation des consommables, un effort particulier a été fait pour les réutiliser pour plusieurs cycles. Afin d'étendre leur vie utile, il serait envisageable de fabriquer des flancs de très grande dimension qui pourraient ensuite être découpés en largeur après la consolidation. Ceci permettrait d'augmenter sensiblement le taux d'utilisation des films et du ruban d'étanchéité.

## **CHAPITRE 3**

### **THERMOFORMAGE**

Le deuxième objectif consiste à thermoformer les flancs fabriqués au chapitre précédent. Dans ce chapitre, la conception d'un nouveau système de maintien du laminé est présenté en plus de la conception de la géométrie qui sera thermoformée. Puis, la conception des moules mâle et femelle pour la partie avant de la fourche est détaillée, ainsi qu'une validation de la formabilité de ce moule avec le logiciel de simulation Aniform. Ensuite, la méthodologie incluant les paramètres de recette et les deux paramètres variés dans cette étude sont présentés suivis d'une évaluation qualitative de la qualité des pièces moulées à cette phase. Le chapitre se termine par des recommandations quant à l'utilisation du procédé de thermoformage pour ce cas de figure.

Pour l'ensemble de ce chapitre, une ligne d'estampage Pinette PEI pour le thermoformage et la consolidation est utilisée. Une photographie de la presse est présentée à la figure 3.1. Celle-ci est installée dans le laboratoire CTT de l'ÉTS. Les caractéristiques techniques sont décrites à l'annexe VI sous la forme d'un tableau présentant les valeurs limites pouvant être atteintes avec l'équipement. Par exemple, les dimensions des plateaux et du four ainsi que la force minimale et maximale de la presse y sont présentées à titre de référence.



Figure 3.1 Presse Pinette 63044 installée dans le laboratoire CTT à l'École de technologie supérieure

### 3.1 Conception du système de maintien

Un système de maintien du flanc a dû être développé pour ce projet puisque la presse avait précédemment été utilisée avec le système de film tensionné d'origine de la machine. Dans le but d'obtenir un meilleur fini de surface sur les coques de la fourche et afin de contrôler la déformation de la pièce durant le formage, un système de maintien par ressort a été conçu spécialement pour ce projet.

Tout d'abord, les caractéristiques du système ont été établies pour la conception : rigidité, position ajustable du flanc, tensionnement local et ajustable du flanc et la simplicité de fabrication du système. De plus, un maintien rigide du poids de la pièce permet de stabiliser le flanc durant la chauffe. Une conception préliminaire du système de maintien utilisant des ressorts libres est présentée à l'annexe VII accompagnée des explications qui ont mené à la conception du système choisi pour le projet.

Le système de maintien élaboré a été fabriqué principalement à l'aide de composants découpés au laser chez un fournisseur local. Ce cadre mécanosoudé est doté de trous oblongs pour l'ajustement de la position du flanc. Celui est présenté à la figure 3.2. La figure présente le système tel qu'installé dans la presse pinette. Un laminé est monté dans le système (au centre).

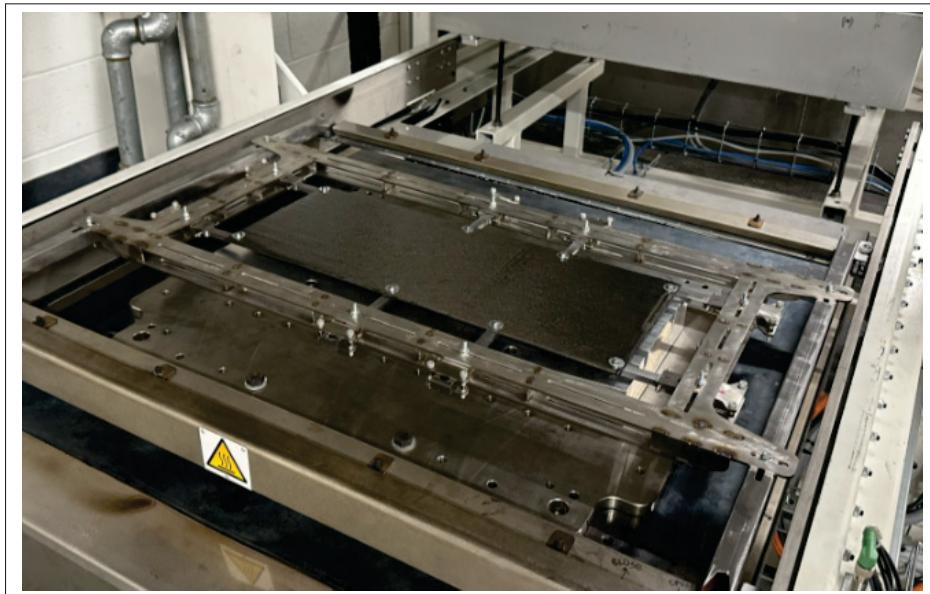


Figure 3.2 Système de maintien rigide avec *tensionneurs-doigts* tel qu'installé dans la presse de thermoformage

De plus, un sous-assemblage nommé *tensionneur-doigt* est installé dans le cadre afin de supporter le poids du laminé de manière rigide tout en permettant un degré de liberté suffisant à la pièce durant le formage. Les degrés de liberté de ce sous-assemblage sont illustrés dans le schéma à la figure 3.3. Le *tensionneur-doigt* permet un déplacement linéaire et une rotation dans le plan du laminé mais est rigide dans la direction normale au laminé afin de supporter son poids. De plus, les deux ressorts appliquent une force de rappel constante vers la position la plus compacte du doigt.

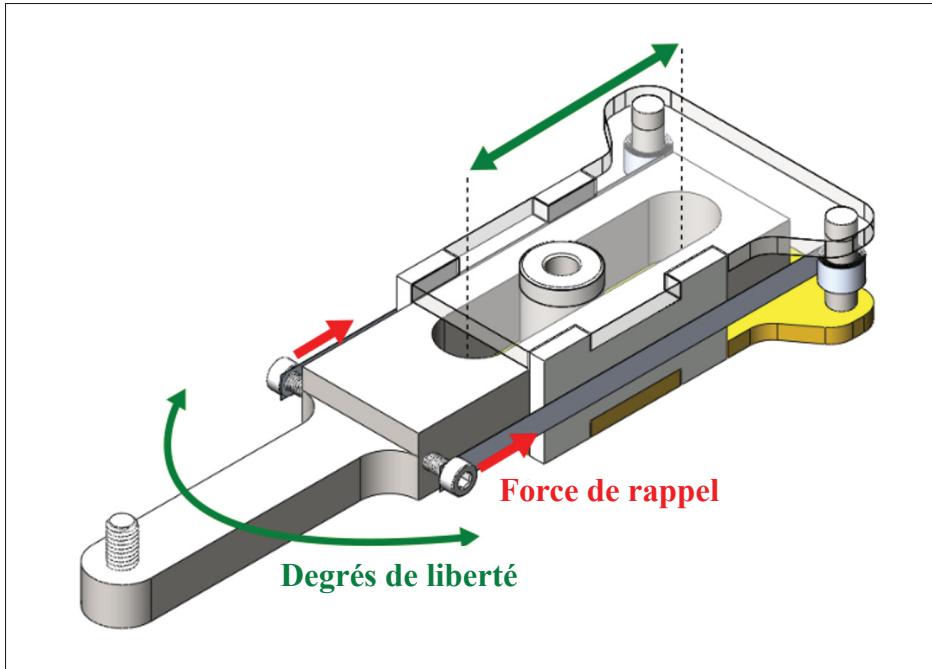


Figure 3.3 Illustration des degrés de liberté du tensionneur et de la force de rappel (ressort à tension constante)

Ce système est plus complexe du point de vue de la fabrication qu'un système avec ressorts libres traditionnel, mais est beaucoup plus robuste et résistant. De plus, sa conception entièrement en acier inoxydable devrait permettre une bonne longévité et résistance à la chaleur. Le système utilisé dans un cycle de thermoformage est présenté à la figure 3.4. On remarque donc que les doigts se sont déplacés avec le laminé vers la direction du formage, indiquant que les degrés de libertés permettent une bonne déformation de la pièce. De plus, aucun déchirement du laminé n'est observé.

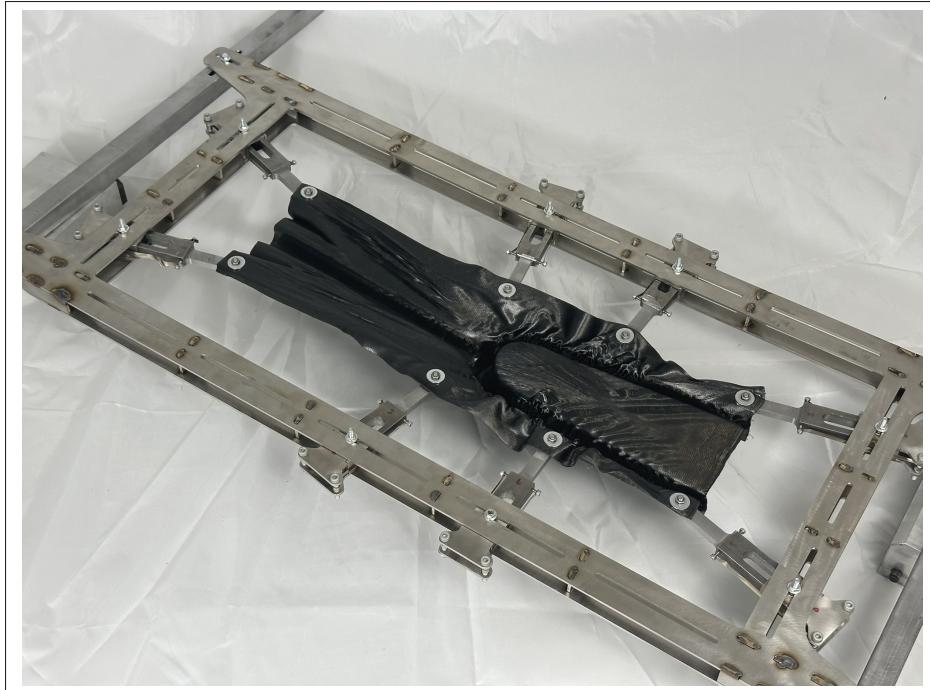


Figure 3.4 Déformation et déplacement des *tensionneurs-doigts* après un cycle de formage

La tension des ressorts a été estimée approximativement et quelques tailles ont été achetées afin de s'assurer de couvrir l'éventail des besoins du projet. Au final, deux ressorts à tension constante de 1,65 N installés en parallèle sur chaque *tensionneur-doigt* ont permis de générer une force suffisante pour vaincre le frottement linéaire et appliquer une tension adéquate au laminé durant le formage. L'utilisation de ressorts à force constante implique que la pièce n'est pas centrée automatiquement dans le cadre ; l'utilisateur doit s'assurer de positionner le laminé avant chaque cycle.

### 3.2 Conception de la géométrie moulée

Afin de pouvoir concevoir les moules de thermoformage, la géométrie de la pièce finale a dû être établie pour ensuite modéliser chaque demi-coque ainsi que les surfaces de joints d'assemblage.

Le besoin du partenaire industriel Argon 18 est d'obtenir un démonstrateur fonctionnel pouvant être installé et validé sur le modèle de vélo de série *Krypton*. Le modèle de la fourche du *Krypton* a donc été fourni par le partenaire industriel et a ensuite été adapté pour le rendre adéquat pour le procédé de thermoformage. Pour ce faire, deux aspects ont été principalement travaillés, soit le lissage des surfaces de roulement et la préparation des surfaces de découpe qui séparent les deux moitiés de la fourche.

Pour le premier aspect, des surfaces tangentes ont été créées afin de produire une surface de fourche continue démunie de ses arêtes vives et perpendiculaires au mouvement du formage. Le lissage de ces surfaces est illustré à la figure 3.5. L'image de gauche correspond à la fourche d'origine d'Argon 18 et l'image de droite présente la fourche lissée au niveau de l'assise du roulement et à la colonne de direction.

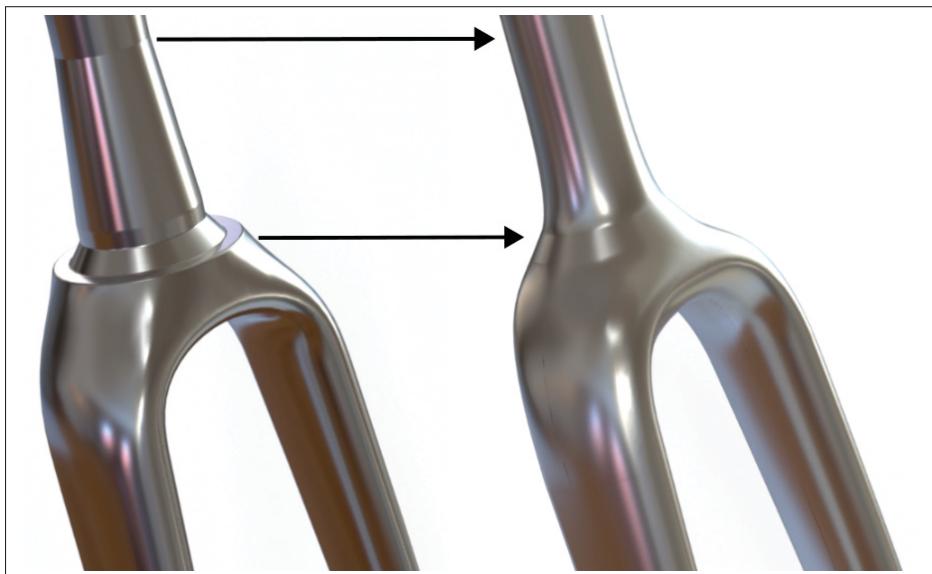


Figure 3.5 Lissage de la surface de roulement de la fourche du *Krypton* et suppression des arêtes vives du tube de direction

Puis, pour la ligne de découpe des deux demi-coques, un travail local des surfaces a été réalisé pour s'assurer que la ligne de moulage de la fourche soit continue et simple. La modification à la ligne de moulage est présentée à la figure 3.6. L'hypothèse initiale était que la profondeur de moulage à l'intérieur de la couronne de la fourche serait critique dans le formage et donc

la ligne de séparation (plan milieu théorique) a été déportée vers l'avant de la fourche. Ceci permettait de valider progressivement la formabilité de la géométrie (tout d'abord, le moule de la partie avant est fabriqué et la formabilité est évaluée ; ensuite, une modification du concept de découpe est apportée si l'équipe de recherche juge que la partie arrière ne sera probablement pas formable). Ceci permet de distribuer les risques de manière progressive.

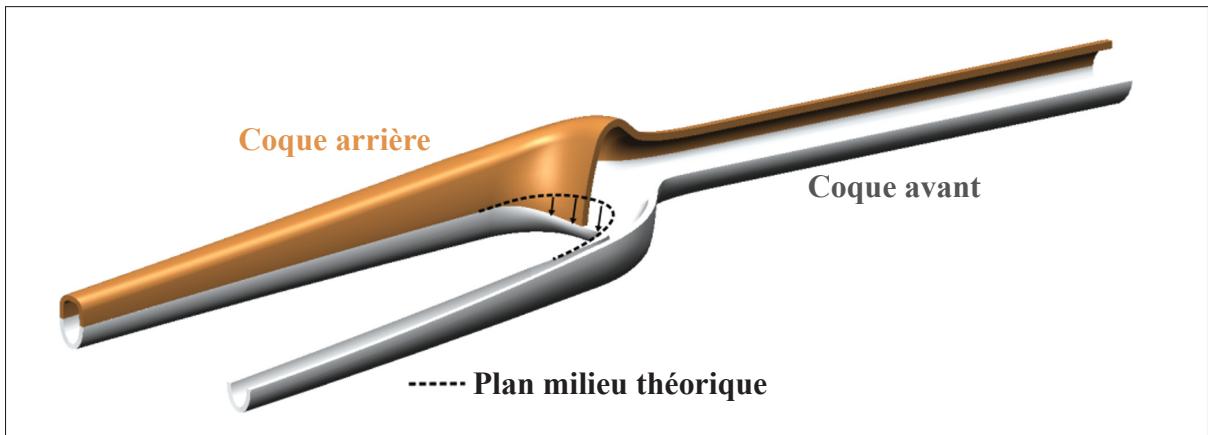


Figure 3.6 Déplacement de la ligne de séparation de la fourche afin de transposer la profondeur de formage vers la coque arrière

Finalement, l'interface avec l'axe traversant et l'interface d'attache du frein sont retirées des coques pour le thermoformage. Dans le cadre de ce projet, ces deux sections sont usinées en aluminium et collées dans la fourche thermoformée afin de procéder aux essais avec le démonstrateur. Éventuellement, le procédé de surmoulage ou de moulage par compression pourrait être employé pour fabriquer ces sections de la fourche en matériau composite elles aussi.

### 3.3 Conception des moules

Pour le thermoformage, deux moules ont dû être conçus pour former chacune des coques. Les deux moules ont été conçus selon la même idéologie de conception et donc seule la conception

du moule de la coque avant est présentée dans cette section ; les détails de conception ont été reproduits pour la géométrie arrière.

Pour la fabrication des moules de thermoformage, l'aluminium 6061-T6 a été sélectionné. Ce matériau est plus facile à usiner que l'acier ou l'acier invar et moins coûteux. De plus, il est aussi plus léger, mais sa durabilité est moindre. Étant donné que les moules ne sont pas destinés à une production de série, l'aluminium est le choix le plus économique.

Dans les deux cas, les cavités des moules sont polies manuellement jusqu'à obtenir un fini de surface presque miroir sur les surfaces que le laminé est susceptible de toucher durant le formage. Ceci permet d'assurer un fini de surface lustré à la pièce moulée. Ensuite, la surface du moule est nettoyée, scellée et un agent démouleur Frekote 700 NC est appliqué en surface afin de promouvoir le glissement des plis à la surface de l'outillage. L'agent démouleur est réappliqué périodiquement pour restaurer la surface du moule.

### 3.3.1 Moule femelle

Le moule femelle est positionné par défaut sur le plateau inférieur de la presse. Le modèle 3D du moule femelle est présenté à la figure 3.7. Celui-ci est essentiellement une cavité négative correspondant à la surface extérieure de la coque qui est moulée. Afin de faciliter le formage de la géométrie, un rayon de 5 mm est ajouté aux rebords de la cavité dans le but de guider le laminé dans la cavité durant le formage. Cette dimension a été déterminée arbitrairement et validée avec une simulation Aniform. De plus, les surfaces autour de la cavité ont été décalées vers le bas d'une distance de 10 mm. Ainsi, une bande de 15 mm de large est laissée tout autour de la cavité. Lors du formage, le laminé aura tendance à toucher à cette surface et donc le fait de réduire sa largeur devrait aussi réduire l'interaction outil-laminé. Puis, un balayage circulaire de 1 mm de diamètre est gravé dans le moule à l'emplacement de la ligne de séparation du moule. Cette ligne permet de délimiter la pièce lors de l'opération de détourage subséquente. Cette ligne de balayage est présentée comme une ligne rouge sur la pastille agrandie de l'image. Des essais ont démontré que la matrice fondu infiltrer ce balayage lorsque la pression est appliquée, mais

que les fibres restent à leur position. Ainsi, sur la pièce finale, une démarcation nette est visible pour la découpe des rebords de la pièce.

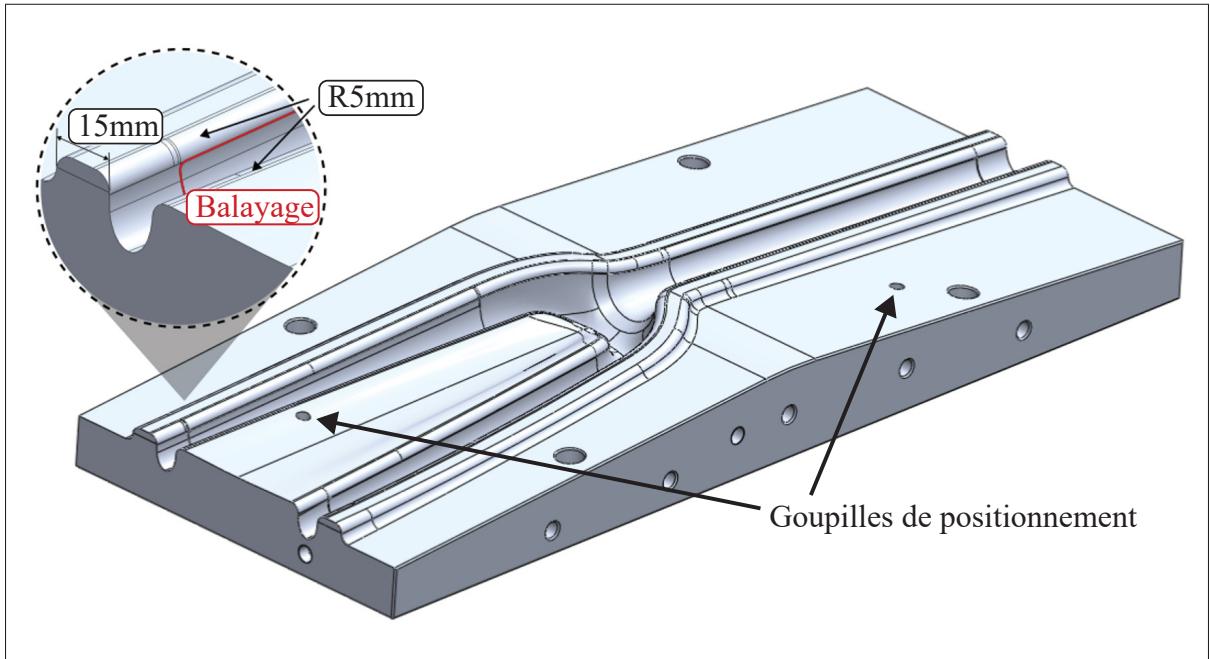


Figure 3.7 Rayon d'outillage, surface de contact autour de la cavité, goupilles de positionnement et ligne de séparation (balayage) gravée dans le moule femelle de thermoformage

Le positionnement de la cavité femelle est assuré par deux goupilles de positionnement qui s'insèrent dans le module d'alignement. Ces goupilles bloquent la position et la rotation du moule tandis que des boulons permettent de fixer le moule au module d'alignement (décris plus bas).

### 3.3.2 Moule mâle

Le moule mâle de thermoformage est plus complexe que la partie femelle puisqu'il est conçu pour plusieurs configurations de poinçons. Le moule mâle est présenté à la figure 3.8 et est expliqué ci-bas.

Tout d'abord, une base est modélisée pour correspondre aux dimensions du moule femelle et permettre d'y monter les différentes configurations de poinçons prévus pour la partie mâle. Cette base est aussi réutilisée pour le moule arrière afin de diminuer les coûts de fabrication.

Pour le poinçon en tant que tel, la surface intérieure du flanc tel que modélisé correspond à la surface du poinçon. Ainsi, la géométrie interne de la pièce est formée précisément. C'est donc sur le poinçon que le changement d'épaisseur dû au lâcher de pli est présent. Deux configurations sont prévues pour le poinçon : un poinçon métallique fixe et un poinçon métallique avec partie mobile.

Le poinçon métallique est donc séparé en trois parties (centre, fourreaux et colonne de direction) pour permettre à la partie centrale de se déplacer avec un débattement allant jusqu'à 25 mm dans l'axe du fromage à l'aide d'un système de guides linéaires et d'un ressort de compression. La pièce centrale peut aussi être verrouillée en position reculée afin de former des pièces avec la configuration *poinçon métallique fixe*. La conception du moule permet aussi de passer d'une configuration à l'autre sans avoir à le démonter de la presse. Des connecteurs à attache-rapide sont aussi ajoutés dans chaque partie pour l'acquisition de données.

Un travail particulier a été réalisé pour augmenter l'espace vertical autour de la géométrie lorsque le moule est fermé. Ceci a été réalisé pour s'assurer que les pinces et/ou le système de maintien du flanc puissent se déplacer librement autour du moule sans être coincés durant la fermeture du moule. Des dommages potentiels au moule et à la pièce sont ainsi évités.

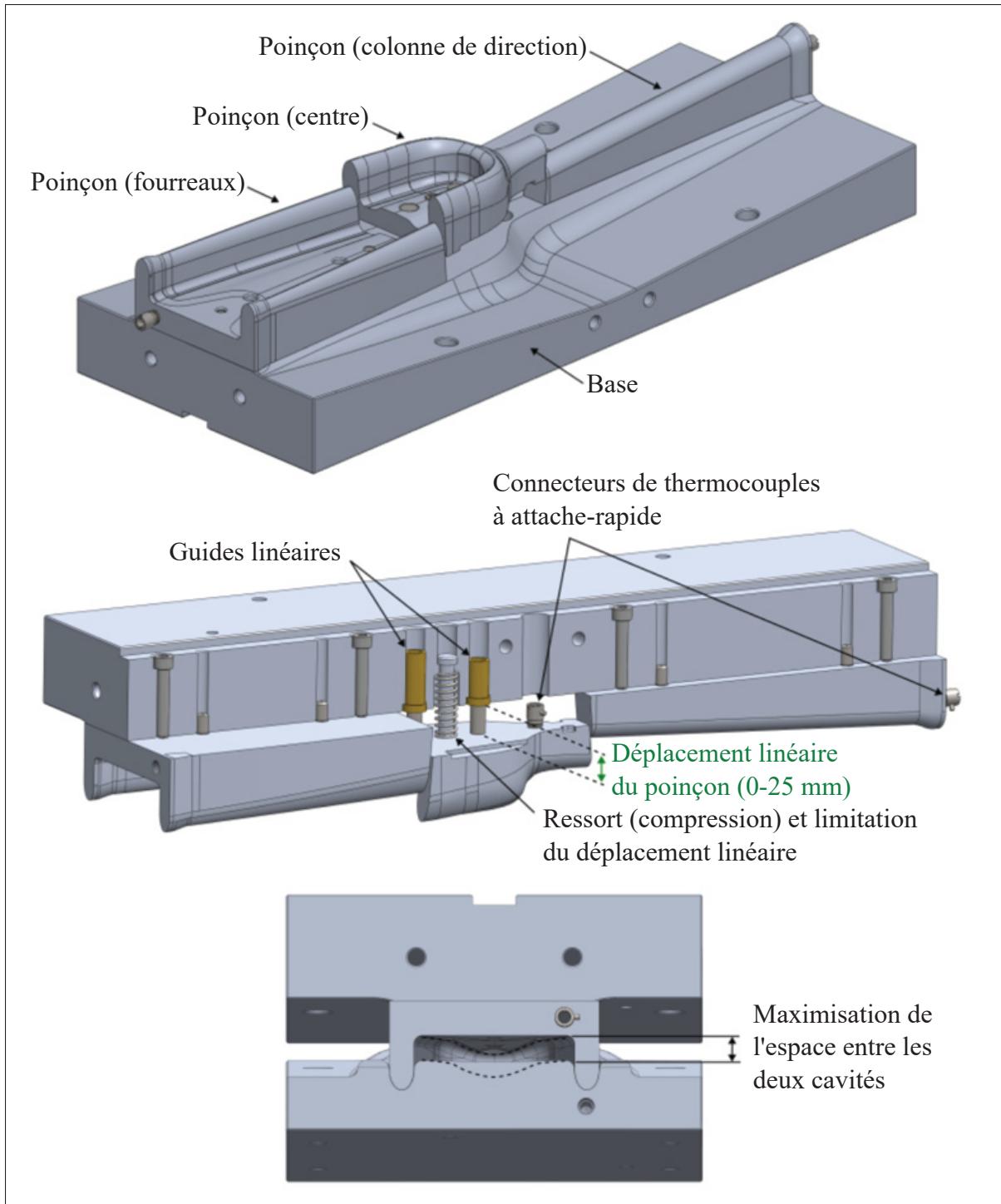


Figure 3.8 Composants formant le poinçon mâle, fonctionnement du mouvement linéaire du moule et espace entre les cavités internes

### 3.3.3 Module d'alignement

Le module d'alignement est un autre système qui a été conçu et utilisé dans le projet afin de faciliter la conception de moules et le processus d'installation. La conception du module d'alignement a été réalisée avec l'aide de Paul Trudeau (*Whychwood Engineering*). Historiquement, les moules de thermoformage à l'ÉTS ont été conçus avec des goupilles sur les surfaces de moulage qui permettent l'alignement des moules mâles et femelles. Pour ce faire, les plateaux de la presse sont approchés et l'opérateur doit s'insérer entre ceux-ci pour serrer les boulons d'attache de chaque moule.

Afin de faciliter l'installation des moules, les moules sont installés dans le module d'alignement en dehors de la presse. Le module d'alignement présenté à la figure 3.9 permet d'accueillir les moules. Ceux-ci sont localisés à l'aide de goupilles d'alignement qui les positionnent précisément sur le module d'alignement. Puis, le module d'alignement est fermé et transporté en un morceau dans la presse. Les deux plateaux du module sont fabriqués en acier doux et comportent deux grilles de trou (espacement standard de 2 pouces) pour les boulons de fixations de moules et les goupilles d'alignement. Ceci permet d'installer tout futur moule dans le module d'alignement. Le module d'alignement comporte quatre blocs usinés en aluminium et amovibles qui forment le système de guidage. Ceux-ci permettent d'assurer l'alignement des deux plateaux et donc facilitent l'installation dans la presse. Une autre fonction de ces blocs est de contrôler la fermeture de la cavité. En effet, la presse d'estampage utilisée dans ce projet ne permet pas de contrôler le déplacement de la presse de manière précise ; le contrôle est plutôt effectué par la force appliquée au moule. Les blocs d'aluminium ont donc des surfaces de blocage en acier qui agissent comme un arrêt physique pour la presse. Ceci permet donc d'appliquer la pression à ces surfaces et d'éviter d'écraser le laminé qui est formé. Quatre filetages sont aussi ajoutés à chaque plateau pour permettre d'utiliser un système de levage au laboratoire (figure 3.10).

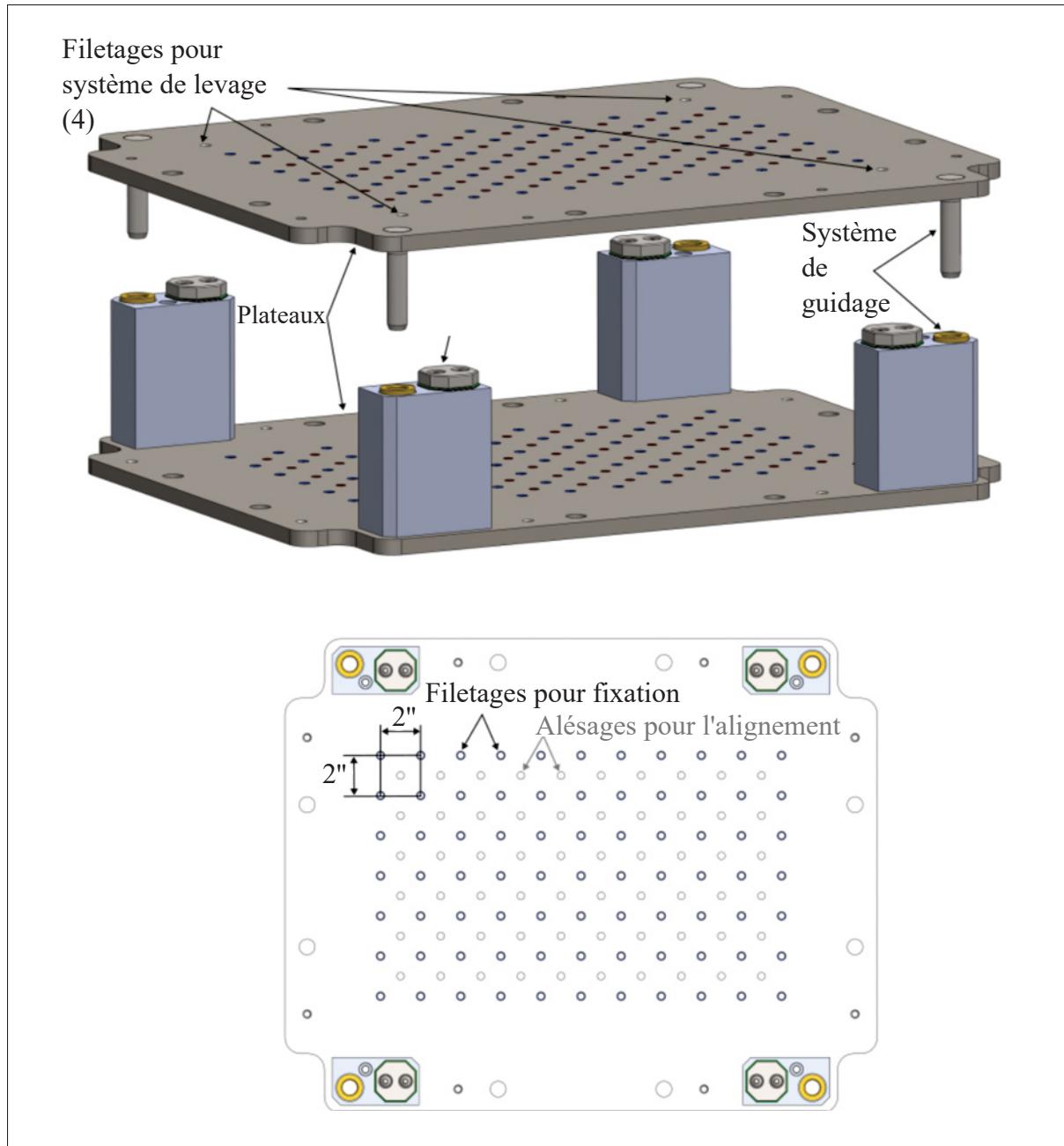


Figure 3.9 Composants permettant l'alignement des moules dans la presse et le blocage du déplacement de la presse à une hauteur définie

Des images des moules fabriqués (avant et arrière) ainsi que le module d'alignement sont ajoutés à l'annexe VIII. La figure 3.10 démontre le levage du module d'alignement (plateau inférieur)

avec la chèvre utilisée à l'ÉTS. Ceci permet de transporter les moules directement aux plateaux de la presse.

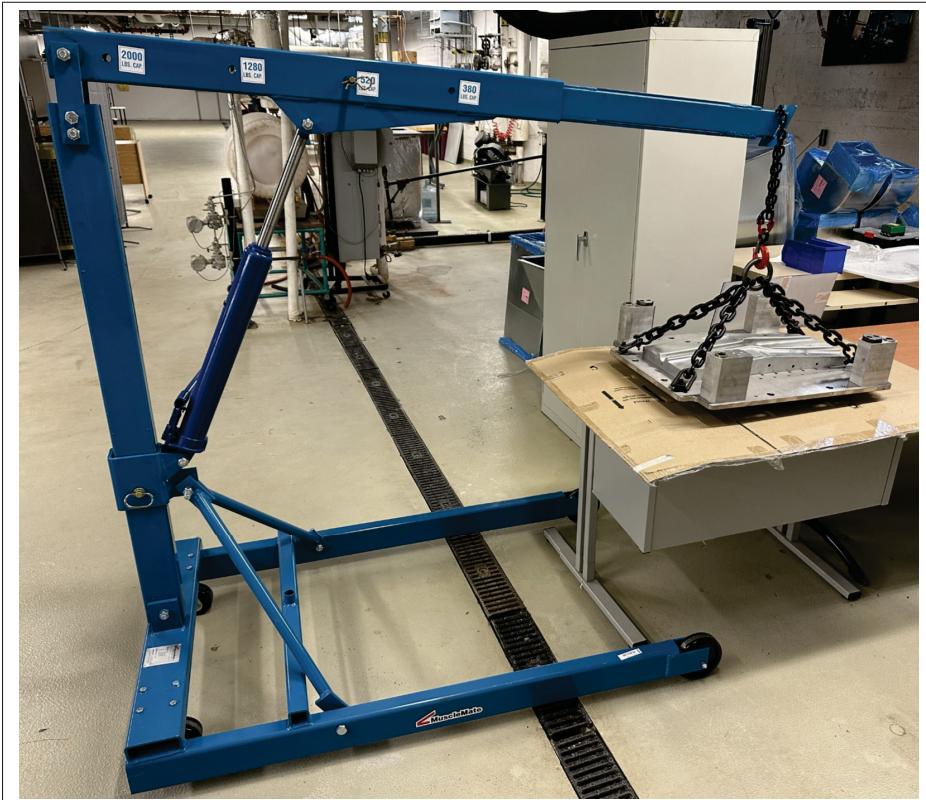


Figure 3.10 Module d'alignement (partie inférieure) avec le moule femelle installé et soulevé par la chèvre utilisée au laboratoire CTT

### 3.3.4 Validation de la conception avec Aniform

Après la conception de l'outillage, il est pertinent de vérifier que la géométrie conçue est adéquate pour former le laminé. Il est à noter que cette étape ne vise pas à optimiser les paramètres de fromage, mais plutôt à valider la formabilité de la géométrie grossièrement avant d'investir dans la fabrication d'un tel outillage.

Pour ce faire, une étude simple est réalisée avec le logiciel Aniform. L'étude vise à reproduire le cas simple de fromage avec le moule mâle et la configuration *poinçon métallique fixe*. Le

matériau utilisé dans Aniform est le Celanese *Celstran® CFR-TP PA6-CF60-01*. Ce matériau est un composite unidirectionnel avec matrice PA6 et des fibres de carbone, disponible dans les cartes de matériaux d'Aniform commerciales. L'hypothèse est que ce matériau devrait se comporter de manière similaire au Toray *Cetex TC910* utilisé dans ce projet dû à leur similarité de composition. Toutefois, dans le cadre d'un prochain projet visant la simulation du procédé, il serait plus conventionnel de réaliser la caractérisation nécessaire avec le matériau *Cetex TC910* pour pouvoir le simuler correctement dans Aniform. Somme toute, les résultats anticipés avec cette étude sont de type qualitatif et donc il est supposé que les résultats seront raisonnablement similaires à la réalité. Étant donné les hypothèses formulées ci-haut, les résultats espérés sont une indication sur la formabilité de la géométrie et des défauts majeurs qui pourraient être rencontrés.

### 3.3.4.1 Modélisation du flanc

Le flanc est modélisé selon les dimensions du flanc consolidé sous vide et en incluant les lâchers de plis. L'empilement est donc reproduit tel que décrit à la figure 2.1. Pour ce qui est de la taille des éléments, plusieurs essais sont réalisés et la taille d'élément choisie est de 4,4 mm. Cette taille de maillage permet d'obtenir des résultats locaux assez précis (pas de facettement visible) sans toutefois dépasser les capacités de résolution de l'ordinateur utilisé. Il est à noter que les essais de simulation réalisés avec Aniform sont très demandants en termes de ressources numériques ; par exemple, pour cette taille d'éléments, le temps de calcul est d'environ 46 heures avec une tour de calcul qui respecte les spécifications proposées par Aniform pour ce qui est du processeur et de la carte graphique.

### 3.3.4.2 Conditions frontières et paramètres de simulation

Une fois le flanc modélisé, les moules sont importés dans Aniform à leur tour et sont centrés en dessous et par dessus celui-ci. Un cadre simplifié imitant le système de maintien est inséré dans le plan du laminé et des pinces sont ajoutées au laminé. Le placement des pinces a été déterminé par essai-erreur afin d'obtenir une bonne déformation du laminé durant la simulation du formage

et c'est cette configuration qui a été sélectionnée pour les expérimentations physiques par la suite. Le placement de ces pinces n'a été considéré comme un paramètre intéressant puisqu'il est déjà bien décrit dans la littérature. Étant donné que la simulation a été réalisée avant la conception du système de maintien *tensionneurs-doigt*, les pinces conservent tous leurs degrés de liberté et des ressorts sont ajoutés pour les relier au cadre. Il serait éventuellement possible de simuler le maintien rigide du poids du laminé par les *tensionneurs-doigts* en appliquant un déplacement forcé des pinces à la même hauteur que le cadre. La figure 3.11 présente la configuration des ressorts et la modélisation du flanc. La laminé est présenté au centre de la figure et le quadrillage correspond au maillage utilisé. Les lâchers de plis sont représentés dans Aniform comme des lignes correspondant à chaque arrêt de pli et les ressorts sont les lignes étroites qui relient le laminé au cadre.

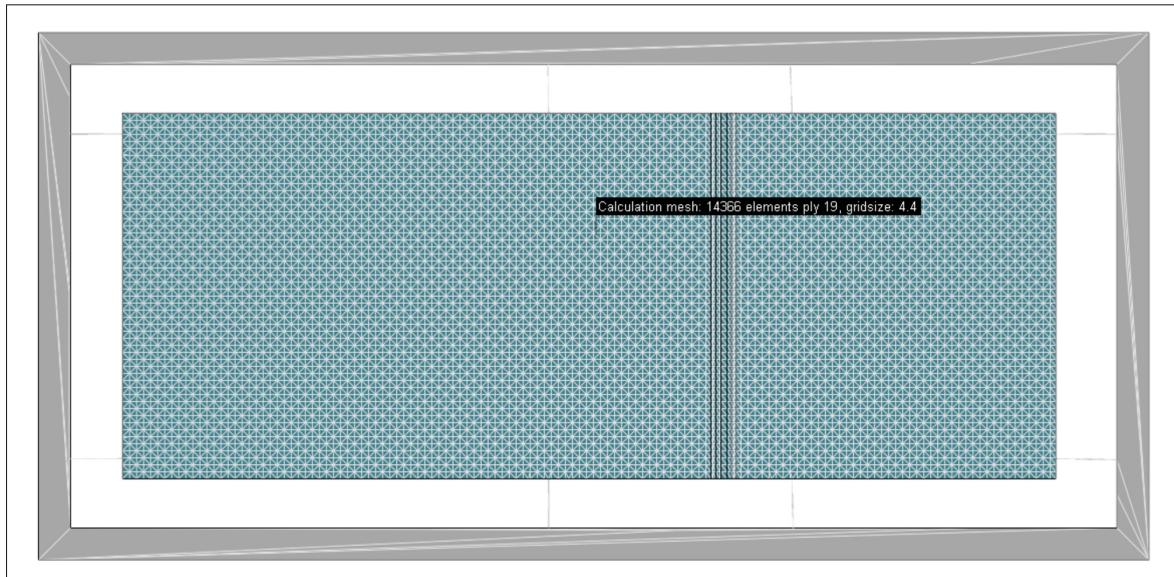


Figure 3.11 Modélisation du flanc, du système de maintien et des ressorts dans Aniform

Pour ce qui est du déroulement de la simulation, la figure 3.12 présente les étapes du fromage telles qu'elles sont segmentées dans Aniform. La température des moules et du flanc sont ajoutées afin de donner un aperçu de son évolution durant le fromage. Un premier segment est attribué à la déformation sous l'effet de la chauffe et de la gravité en étant suspendu au dessus

du moule (a). Ensuite, le cadre et le laminé sont descendus près de la surface du moule inférieur (b). Ceci représente ce qui est réalisé avec la presse Pinette et évite que le laminé se refroidisse trop rapidement en touchant au moule. Puis, le reste de la simulation consiste à descendre le poinçon de manière à former le flanc (c). Avec Aniform, le déplacement du moule est contrôlé et il est donc fermé jusqu'à l'épaisseur de cavité nominale. La vitesse de fermeture est ajustée pour correspondre à la vitesse de la presse Pinette.

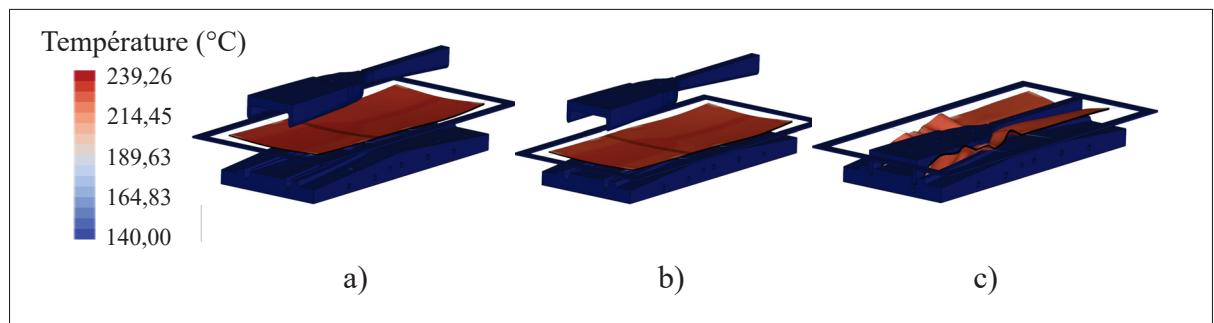


Figure 3.12 Déroulement de la simulation Aniform : le flanc se déforme en chauffe (a), le cadre descend à la position de formage (b) et le poinçon se ferme pour former la pièce (c)

### 3.3.4.3 Indicateurs de qualité

Les indicateurs d'intérêt de base pour valider la conception de moule sont l'état de tension ou de compression dans les fibres et la direction des fibres (durant et après le formage). Ces indicateurs et leur utilisation ont été adaptés de la documentation d'Aniform qui est fournie avec le logiciel (AniForm, 2023) ainsi que d'une formation suivie sur l'interprétation des défauts. Une tension trop importante dans les fibres pourrait indiquer une zone sèche sur la pièce (zone pauvre en matrice) tandis qu'une compression dans les fibres pourrait laisser présager des défauts de déviation des fibres dans le plan ou des foisonnements. La direction des fibres en surface de la pièce sera utile pour comparer avec les demi-coques fabriquées et permet d'identifier les déviations de fibres. Enfin, les repliures apparaissent dans Aniform comme un pli dans le laminé et nécessitent une taille d'élément plus petite que le pli pour être visibles. De manière générale,

des directions de fibres discontinues pourraient suggérer une repliure importante, mais trop petite pour la taille d'éléments.

Les indicateurs de qualité sont observés pour les plis du côté du moule femelle puisqu'il s'agit généralement du pire cas (par exemple, les valeurs de tension/compression y sont maximales). De plus, dans le contexte de cette analyse, le pli  $0^\circ$  et le pli  $30^\circ$  les plus rapprochés du moule femelle sont analysés pour avoir une impression du comportement du laminé dans les deux directions de fibres.

La figure 3.13 présente les résultats pour l'indicateur de tension des fibres. L'échelle est ajustée pour simplement montrer les régions en tension ou en compression, peu importe leur valeur. L'indicateur calculé par Aniform n'est pas associé à une propriété mécanique ou physique ; elle représente simplement l'ordre de grandeur des contraintes de fromage dans les fibres.

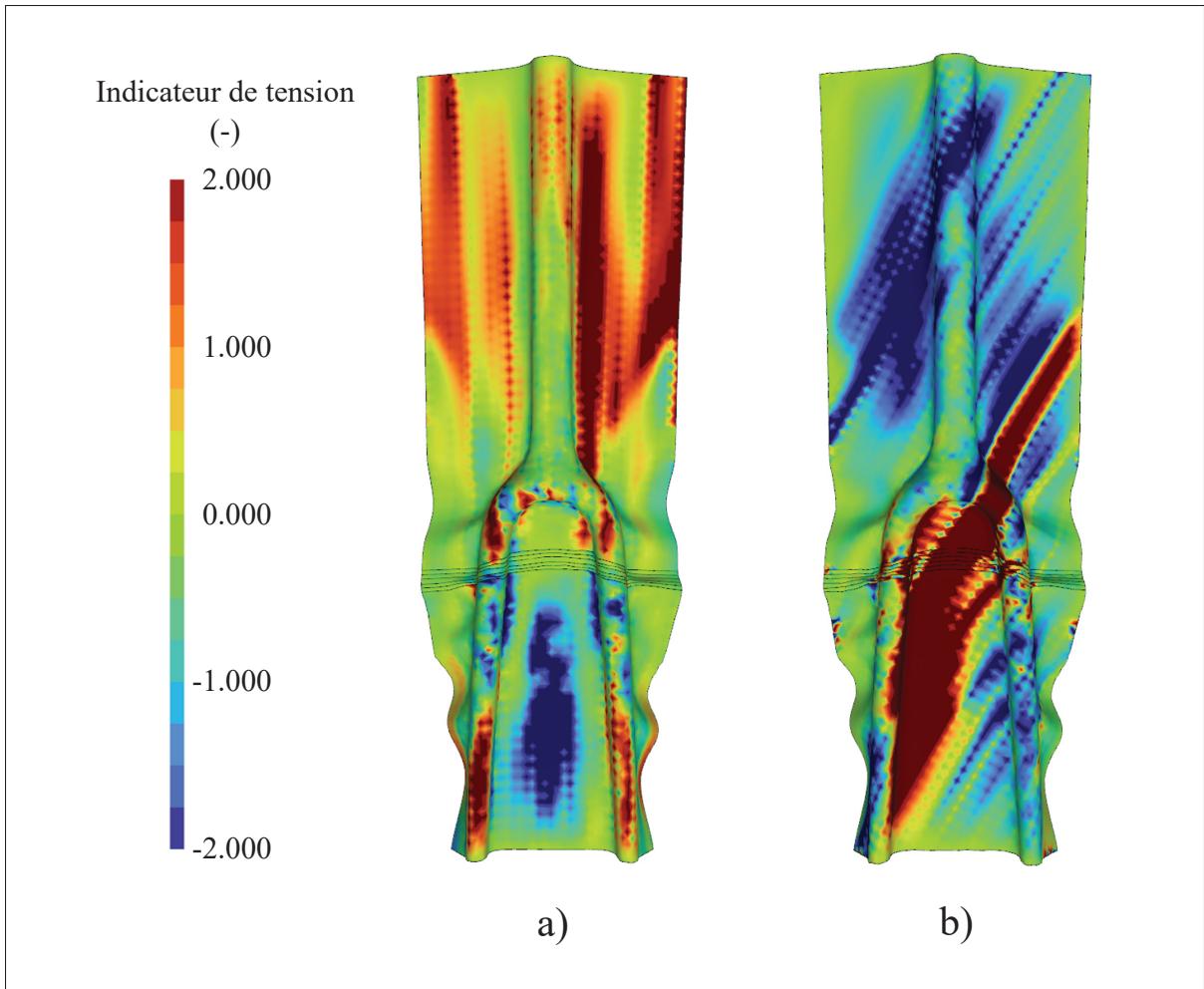


Figure 3.13 Captures d'écran du logiciel Aniform pour l'analyse des contraintes dans les fibres. Les régions rouges indiquent de la tension et les bleues sont en compression. Le plis les plus à l'extérieur de la géométrie, orientés à  $0^\circ$  (a) et à  $30^\circ$  (b) sont présentés

Les indicateurs de tensions permettent d'identifier que les fourreaux sont une région susceptible de développer des foisonnements en bas des lâchers de plis. Ceci est attribué aux régions discontinues de fibres en tension et en compression. D'une autre part, sur le pli à  $30^\circ$ , une région importante de tension semble se développer du côté de la couronne qui est alignée avec les fibres. Ceci impliquerait possiblement une zone pauvre en matrice suite au formage. De plus, des zones

de compression au niveau de la colonne de direction et d'un des fourreaux pourrait pointer vers des foisonnements, mais le comportement est continu.

Puis, la figure 3.14 a) présente les directions de fibres afin de confirmer les résultats prédicts par l'état des contraintes dans les fibres. Dans ce cas-ci, seules les fibres à  $0^\circ$  ont été analysées puisqu'il s'agit du pli qui sera visible après le formage. La figure 3.14 b) présente la formation de poches durant le formage dans Aniform.

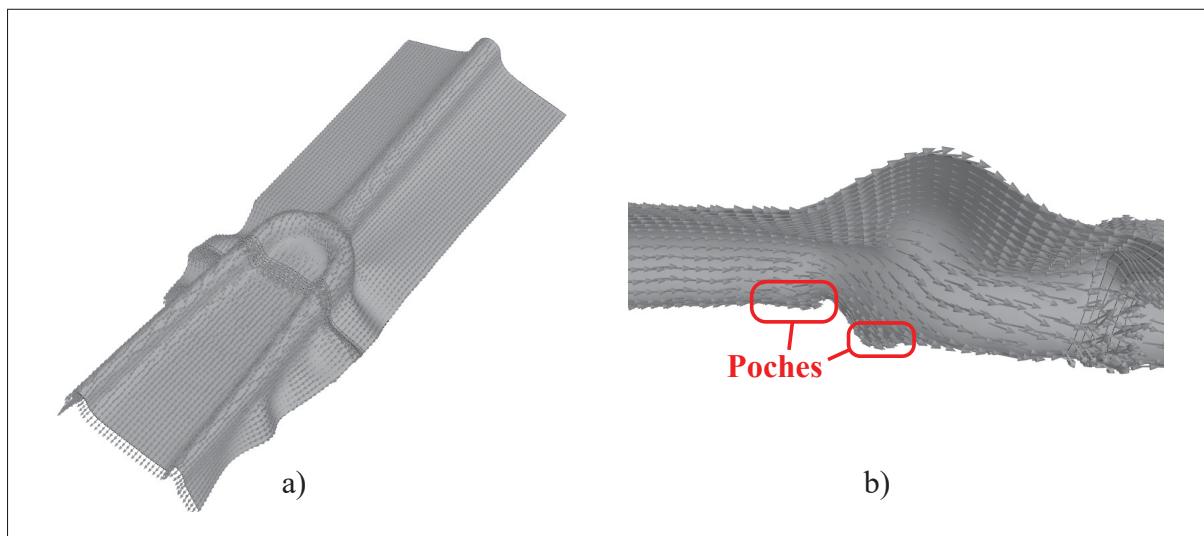


Figure 3.14 Analyse des directions de fibres dans le pli extérieur initialement à  $0^\circ$ . Les directions de fibres dans la pièce formée (a) et la formation d'une poche durant la fermeture du moule (b) sont présentés

Ce deuxième ensemble d'indicateurs permet de confirmer les résultats de contraintes dans les fibres au niveau des fourreaux. En effet, on remarque une ondulation répétée dans l'angle des fibres en bas des lâchers de plis ce qui indiquerait une déviation des fibres dans le plan lors du moulage. Durant l'analyse de la simulation, des poches sont aussi constatées au niveau de l'assise de roulement et à la partie proéminente de la couronne. Ces régions de matière excédante se forment progressivement durant la fermeture du moule pour finalement être complètement absorbées lors de la fermeture finale. Des changements d'angles des fibres dans la région des lâchers de plis sont observés aussi, mais il est difficile de dire s'il s'agit d'artefacts dus à la

dimension des éléments (4,4 mm) par rapport à l'espacement des lâchers de plis (1/8 po, 3,175 mm).

Cette brève analyse des résultats permet de donner une confiance supplémentaire à la conception de moule. En effet, aucune repliure majeure ou foisonnement évident n'a été détecté durant l'analyse des indicateurs et donc il est raisonnable de croire que la géométrie sera formable dans la mesure où certains défauts de surface et de déviation de fibres sont tolérés. Bien entendu, le travail de simulation pourrait être plus exhaustif; Aniform propose de nombreux autres indicateurs et résultats qui permettraient de peaufiner les résultats obtenus. Toutefois, avec les hypothèses qui ont été empruntées pour cette partie du travail, plusieurs étapes de validation et de caractérisation devront être réalisées avant d'investir autant de travail en simulation. D'une autre part, des expérimentations sur les configurations de moules pourront tenter d'améliorer la qualité des pièces à la section des essais de thermoformage.

### **3.4 Méthodologie expérimentale pour le thermoformage**

Le procédé de thermoformage est un procédé qui comporte une multitude de paramètres influençant la fabrication des demi-coques. Les paramètres de thermoformage et les configurations de flancs qui sont d'intérêt dans le cadre de ce projet sont donc sélectionnés avec soin.

Tout d'abord, au niveau des paramètres machine, Pinette, le fournisseur de l'équipement a livré l'équipement avec un ensemble de réglages par défaut et donc qui ont été utilisés dans ce projet. Les paramètres machines désignent ici la vitesse de déplacement du chariot, les paramètres de l'automate pour la presse et le four, les paramètres de sécurité (effort presse, temps de chauffe maximale, etc.) ainsi que les positions du chariot durant le formage. Toutefois, les paramètres de recette sont établis selon les références trouvées dans la littérature et les paramètres investigués sont concentrés sur les configurations de flancs et de moulage puisque ceux-ci sont propres au projet et ont le potentiel d'améliorer la qualité des pièces fabriquées. Plusieurs essais préliminaires ont permis de valider ces paramètres et le bon fonctionnement de la recette.

### 3.4.1 Paramètres de recette

Tout d'abord, les principaux paramètres sont discutés ici et correspondent aux cibles des deux étapes du procédé, soit la chauffe dans le four infrarouge, et le moulage. Les paramètres exhaustifs de la recette telle qu'entrée dans la presse Pinette sont présentés à l'annexe IX ainsi que les particularités de chaque réglage de paramètre. Le tableau 3.1 présente les principaux paramètres cibles pour le cycle de thermoformage qui sont d'intérêts à ce projet et qui sont décrits au paragraphe suivant.

Tableau 3.1 Principaux paramètres de recette pour le thermoformage

Paramètre du four infrarouge	Valeur
Température de préchauffe	160 °C
Température pièce	230 °C
Rampe de température pièce	30 °C/min
Temps de maintien	20 s
Paramètre de presse	Valeur
Température de préchauffe des moules	140 °C
Force appliquée	80 kN
Temps de maintien	120 s

En ordre chronologique, le four infrarouge est d'abord préchauffé à 160 °C afin d'uniformiser la température dans le laminé. Celui-ci est inséré dans le four et est chauffé par infrarouge jusqu'à ce que le pyromètre mesurant la température à la surface supérieure de la partie épaisse de la pièce atteigne une température de 230 °C. Cette température est 10 °C plus élevée que la température de fusion du PA6 et a été choisie pour assurer une fonte complète de la matrice au centre du laminé et pour contrer la baisse de température dans le transport vers le moule. Cette température est maintenue durant 20 secondes avant que le chariot se déplace vers la

presse. Pour ce qui est de la préchauffe des moules, cette température de 140 °C est sélectionnée puisqu'il s'agit de la moyenne entre la température de fusion et la transition vitreuse du PA6.

Le chariot sort du four et descend jusqu'à une position qui correspond au point le plus proche du moule avant que le système de maintien entre en collision avec le moule. La force appliquée par la presse est de 80 kN. Initialement, la force minimale de l'équipement (70kN) avait été utilisée, mais des erreurs récurrentes du capteur de force dues à une valeur trop près de la valeur minimale ont obligé une légère augmentation. La surface projetée du moule est illustrée à la figure 3.15 et est de 14 997 mm<sup>2</sup>, ce qui correspond à une pression théorique dans la pièce formée de 5,33 MPa. Cette valeur se situe dans la partie haute de la plage de valeurs trouvées dans la littérature. Par exemple, Jamin (2014) utilise des pressions allant de 2,2 à 5,5 MPa. De plus, étant donné que la géométrie comporte des sections parallèles à l'action de formage, il est possible que la pression soit différente et/ou variable dans la pièce.

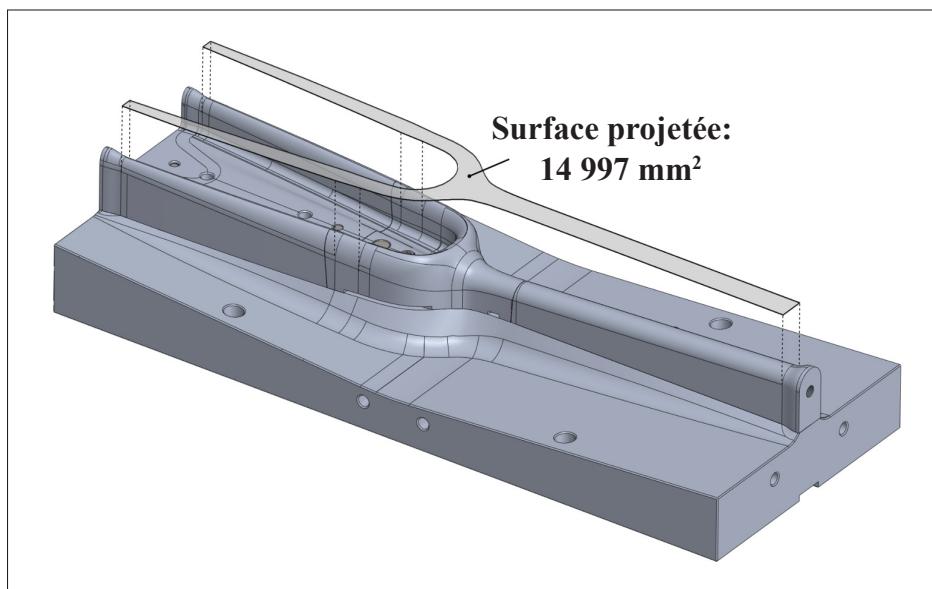


Figure 3.15 Surface projetée du moule mâle afin de calculer la pression théorique appliquée sur la pièce (5,33 MPa)

### 3.4.2 Paramètres variés

La recette étant établie selon des paramètres assez bien étudiés dans la littérature, ceux d'intérêts pour ce projet sont les configurations de moulage qui sont utilisées pour mouler chacune des fourches.

Il est à noter que les essais sont réalisés avec la demi-coque avant en posant comme hypothèse que les résultats seraient similaires avec la moitié arrière. Ensuite, les meilleures configurations sont sélectionnées pour fabriquer des coques arrière qui sont utilisées au chapitre d'assemblage des fourches. La matrice de test est présentée au tableau 3.2 et les deux paramètres variés sont expliqués dans les sections subséquentes. Au total, 14 demi-coques sont fabriquées à cette phase du projet en plus d'un flanc qui est simplement chauffé dans le four sans estampage. Les échantillons sont nommés selon les configurations de moule et le type de contrôle utilisé. Puis, les demi-coques produites en série pour le moulage par vessie sont numérotées séquentiellement.

Tableau 3.2 Matrice des essais pour le thermoformage

Échantillon	Moule	Configuration	Contrôle	Note
Av_M_P_1	Avant	Mobile	Pression	Essais préliminaires (rejets)
Av_M_P_2				
Av_M_P_3	Avant	Mobile	Pression	
Av_F_P_4	Avant	Fixe	Pression	
Av_X_D_5	Avant	Fixe	Déplacement	Cavité nominale
Av_X_D_6	Avant	Fixe	Déplacement	Cavité -0,1mm
Av_Prod_1	Avant	Fixe	Pression	Production de coques avant
Av_Prod_2				
Av_Prod_3				
Av_Prod_4				
Ar_Prod_1	Arrière	Fixe	Pression	Production de coques arrière
Ar_Prod_2				
Ar_Prod_3				
Ar_Prod_4				
Flanc_Four				Flanc chauffé, non-estampé

Le premier paramètre étudié est la configuration du moule. La configuration de *poinçon métallique fixe* est comparée à l'utilisation du système de *poinçon métallique avec partie mobile*. En effet, ce paramètre est investigué de manière qualitative avec une appréciation générale des défauts qui sont présents sur la pièce. Étant donné la grande complexité des déformations dans les pièces, une comparaison visuelle des défauts sur une coque typique fabriquée avec le poinçon fixe et le poinçon mobile est effectuée.

Ensuite, le deuxième paramètre étudié est la méthode de fermeture du moule, soit le contrôle par pression sur la pièce ou par déplacement de la presse. La première option semble plus désirable dans le cas où la fabrication du laminé est moins répétable puisque la pression appliquée sur la presse sera toujours la même malgré la variation de l'épaisseur du flanc due à la chauffe ou à la consolidation sous vide. Toutefois, dans le cas d'une géométrie telle la demi-coque de la fourche, il est possible que la pression appliquée soit inconstante sur la surface de la pièce et donc que l'épaisseur de la coque formée soit inconstante à son tour. Un contrôle par déplacement de la fermeture de la presse implique l'utilisation de blocs qui permettent de fermer la presse de manière répétable pour une épaisseur de cavité donnée. Ceci a pour avantage un meilleur contrôle des épaisseurs, mais pourrait causer des taux de consolidation variables dans le cas où le laminé a une épaisseur variable. Pour cet aspect, l'uniformité de la consolidation dans la pièce est évaluée, et ce pour deux profondeurs de cavités. En effet, le module d'alignement a été conçu avec un ajustement pour l'espacement de cavité lorsque le moule est complètement fermé. La première épaisseur de cavité est la cavité nominale du moule (3,5 mm - 2,5 mm) tandis que la deuxième est légèrement inférieure pour favoriser la consolidation (3,40 mm - 2,40 mm). Un empilement d'espaces fabriqués avec de minces feuilles d'acier est ajusté jusqu'à obtenir la cavité désirée. La mesure est effectuée en insérant un outil conique dans l'ouverture entre les deux moules et en mesurant le diamètre le plus grand qui peut y entrer.

D'abord, la pièce Flanc\_Four est présentée à la figure 3.16. Celle-ci correspond à la déformation du flanc sous l'effet de la gravité lors de la chauffe. En effet, la matrice entre en fusion et la rigidité du flanc diminue ce qui explique la baisse des parties non supportées.



Figure 3.16 Déformation du flanc (section épaisse à gauche) lors de la chauffe dans le four infrarouge

La déformation du flanc dans la section épaisse de la pièce (gauche sur l'image) est plus importante que dans la partie mince (droite), ce qui est dû au positionnement rapproché de ce côté des *tensionneurs-doigts* qui soutiennent le laminé. Le phénomène de déformation semble être positif pour le moulage de cette géométrie puisqu'une sorte de préformage se produit dans l'axe principal de la fourche moulée. La surface centrale est bien tensionnée dans le but de se déformer de manière contrôlée dans cette région de double courbure.

### 3.5 Évaluation de la qualité

Tout d'abord, l'évaluation de la qualité des flancs fabriqués avec les deux paramètres variés (4 échantillons) est présentée dans la section ci-bas. Des images de la configuration choisie : *poinçon métallique fixe et contrôle de fermeture par pression* sont présentées à la figure 3.17. À titre de référence, des images des coques fabriquées avec les autres paramètres sont présentées à l'annexe X ainsi que des images des coques avant et arrière fabriquées dans la phase production.

Toutefois, les aspects intéressants de ces pièces (défauts, déviations) sont présentées dans les sections suivantes. Cette section se concentre donc sur les différences relevées sans présenter les images générales de chaque coque dans le corps du texte.



Figure 3.17 Coque Av\_F\_P\_4. Une vue générale (a), la surface extérieure (b), une vue de la couronne (c) et la surface intérieure (d) sont présentées

Les défauts sur les pièces présentées à cette section sont identifiés selon la légende de couleurs de la figure 3.18.

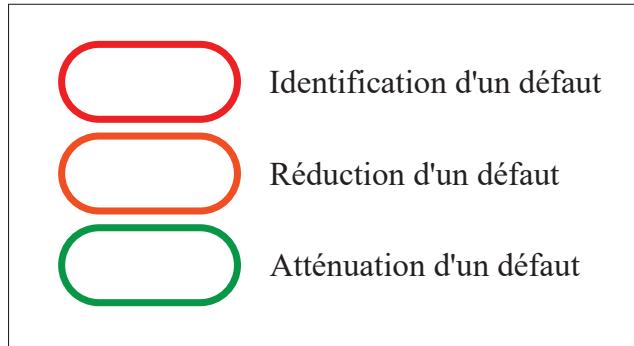


Figure 3.18 Légende d'identification des défauts

### 3.5.1 Configuration du moule

Suite à l'estampage des échantillons Av\_M\_P\_3 et Av\_F\_P\_4, ceux-ci peuvent être évalués qualitativement pour la présence de défauts. Pour ce faire, des images de chaque pièce sont prises dans plusieurs angles et une comparaison des défauts visibles est réalisée. L'échantillon Av\_M\_P\_3, qui a été estampé avec la configuration *poinçon métallique mobile*, est comparé à l'échantillon Av\_F\_P\_4 ayant été estampé avec la configuration *poinçon métallique fixe*.

Somme toute, les deux pièces comportent des caractéristiques similaires. Les défauts de déviation des fibres et de foisonnements sont similaires sur chacune des demi-coques. La figure 3.19 compare les défauts pour les configurations de moule. La configuration *poinçon métallique mobile* (a) comporte des régions peu consolidées, situées au point du premier contact avec le poinçon mobile. Une bonne consolidation est observée à ces endroits dans l'image (b) (*poinçon métallique fixe*).

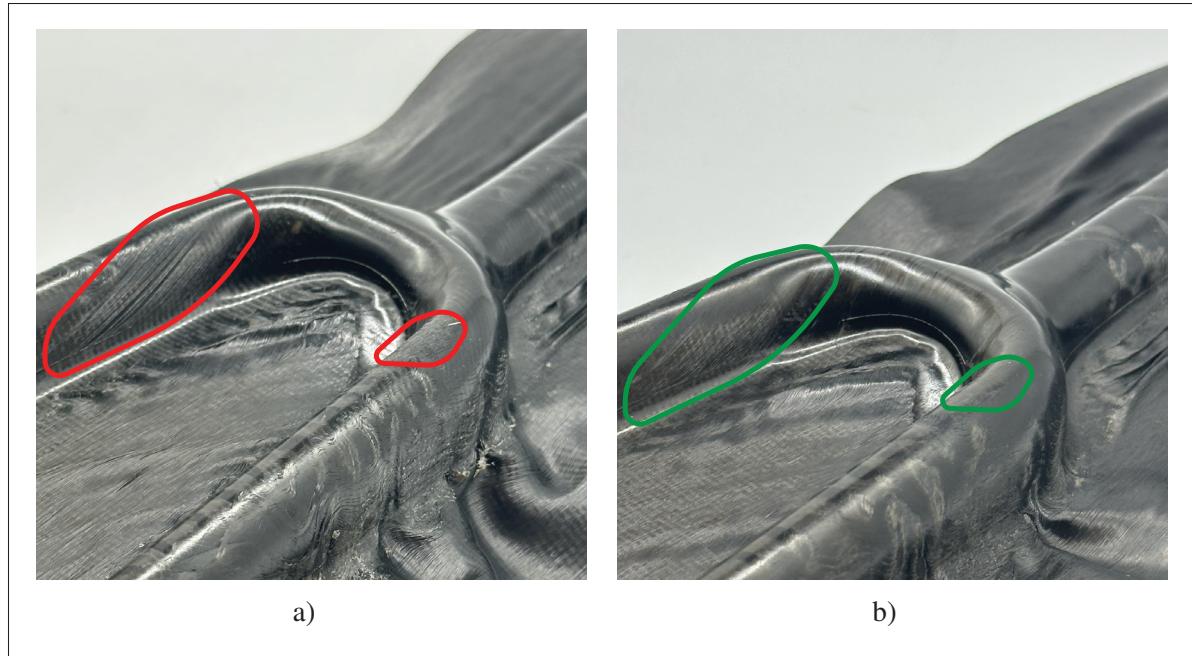


Figure 3.19 Différences de consolidation entre les coques moulées avec le poinçon mobile et fixe. La pièce Av\_M\_P\_3 avec la configuration de moule mobile (a) est comparée à la pièce Av\_F\_P\_4 avec le moule fixe (b)

L'apparition de ces défauts avec la configuration *poinçon métallique mobile* serait probablement due au refroidissement rapide de ces régions lors du contact avec le poinçon. En effet, les régions identifiées à la figure ci-haut concordent avec les premiers contacts entre le poinçon et le laminé, ce qui causerait un refroidissement précipité de la pièce avant que le moule soit fermé complètement. La figure 3.20 présente des images du moule en cours de fermeture tirées d'une vidéo au ralenti et permet donc de voir ce premier contact avec le laminé. Dans le cas du *poinçon métallique mobile*, la région en question est en contact avec le moule durant 11,19 secondes. En guise de comparaison, lors de l'utilisation du *poinçon métallique fixe*, cette région du laminé serait en contact avec le moule durant approximativement 7,5 secondes, soit une diminution de 33% dans le temps de contact. En supposant un taux de refroidissement très rapide de la pièce, cette différence d'un peu plus de 3 secondes peut avoir un effet sur le comportement du laminé lors du formage. L'ensemble de ces mesures sont réalisées avec une analyse de la vidéo au ralenti qui est difficile dû à la luminosité très faible lorsque la presse est fermée. De plus,

l'ajout d'éclairage supplémentaire doit être fait avec soin, au risque de fausser les lectures du pyromètre dans le four.

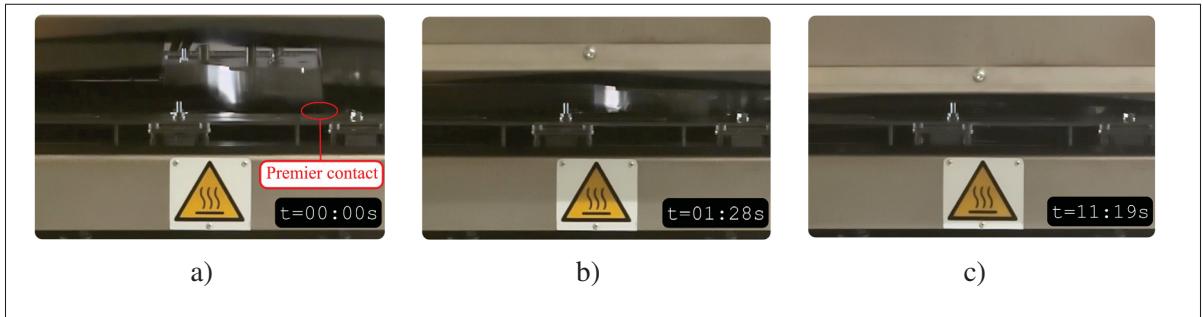


Figure 3.20 Prises de vues illustrant la séquence de formage avec le *poinçon métallique mobile*. Le contact initial du flanc avec le poinçon se produit en (a). Le poinçon est progressivement entré dans son logement (b) et le moule se ferme complètement (c)

Il semblerait aussi que le ressort utilisé pour appliquer la pression avec le poinçon mobile soit d'une rigidité légèrement trop faible puisque le poinçon entre dans sa cavité dès son interaction avec le laminé au lieu du moment où le poinçon touche au fond de la cavité. L'utilisation d'un ressort plus rigide dans une prochaine conception permettrait de forcer le laminé au fond de la cavité avant que l'action du poinçon mobile débute, ce qui pourrait avoir un résultat différent sur les défauts de la pièce.

Somme toute, la configuration *poinçon métallique fixe* a permis de générer des demi-coques d'une qualité légèrement supérieure et donc est sélectionnée pour la suite des essais.

### 3.5.2 Méthode de contrôle de fermeture du moule

Pour le deuxième paramètre investigué, la pièce Av\_F\_P\_4 est réutilisée comme référence pour la configuration de moule fixe et le contrôle de déplacement par pression. Deux autres pièces sont fabriquées (Av\_X\_D\_5 et Av\_X\_D\_6) avec le *poinçon métallique fixe* mais les deux dimensions de cavités sont testées (nominale et -0,1 mm respectivement). La qualité de consolidation est comparée qualitativement entre les deux échantillons. Étant donné que la consolidation est nettement moins bonne que la pièce de référence, une comparaison détaillée n'est pas nécessaire.

Les deux pièces ne présentent pas une consolidation adéquate sur leur surface extérieure. Notamment, au bout des fourreaux et au bas de la colonne de direction, les deux demi-coques fabriquées par déplacement ne sont pas consolidées au même niveau que la référence ; les fibres sont en surface et ces régions sont dépourvues du film riche en matrice qui attribue un fini lisse à la pièce. Pour ce qui est de la différence de qualité entre les deux coques, la figure 3.21 montre que l'échantillon ayant la cavité plus faible présente une légère réduction des défauts de foisonnement, notamment au bas de la colonne de direction. Toutefois, le centre de la couronne semble être bien consolidé pour les deux pièces puisqu'il est possible d'observer le film de résine en surface dans les deux cas. Ceci pourrait être associé au phénomène d'épaisseur qui se produit lors du cisaillement des plis. En effet, cette région est une géométrie de double courbure et donc il serait attendu que le laminé se déforme en cisaillement pour prendre la forme du moule, ayant l'effet d'épaissir localement le laminé.

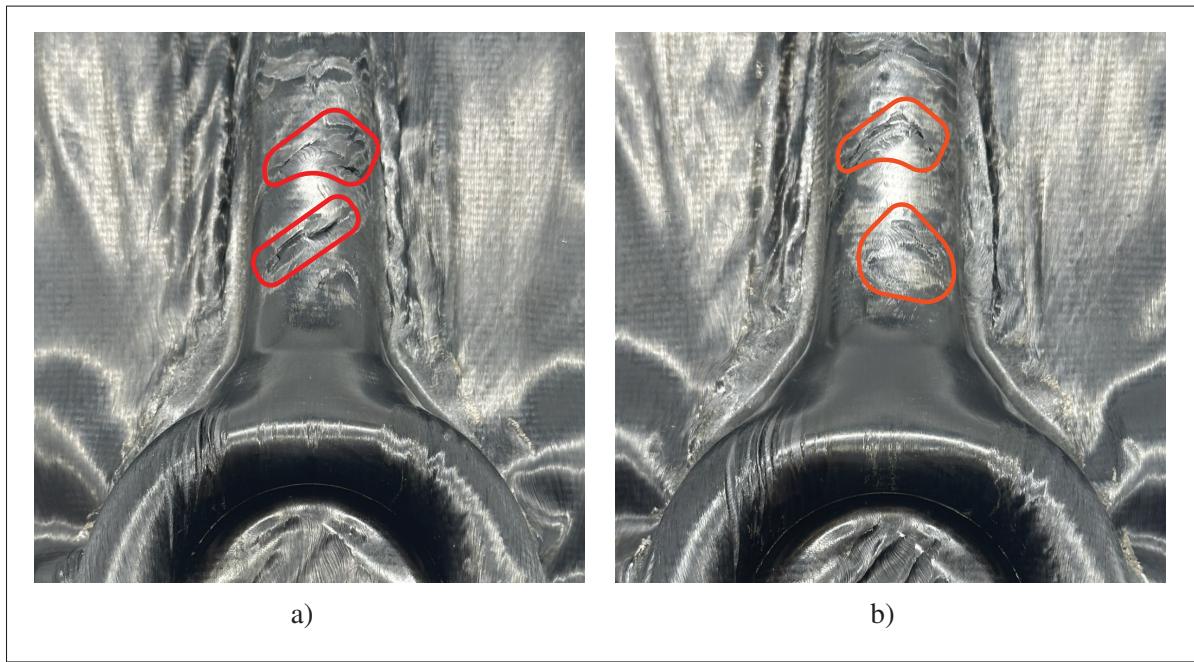


Figure 3.21 Défauts de foisonnements à l'extérieur de la colonne de direction atténués par une cavité plus étroite dans les pièces contrôlées par déplacement. La pièce Av\_X\_D\_5 avec la cavité nominale (a) est comparée à la pièce Av\_X\_D\_6 ayant une cavité réduite de 0,1 mm (b)

La figure 3.22 présente ce même genre d'amélioration qui est observé dans la surface intérieure de la colonne de direction. Il semblerait donc qu'une fermeture avec une cavité inférieure à la dimension nominale du moule ait tendance à écraser les défauts de foisonnements et éventuellement les transformer en déviations dans le plan des fibres. La pièce avec la cavité inférieure à la dimension nominale démontre une réduction des défauts de foisonnements au bas de la colonne de direction.

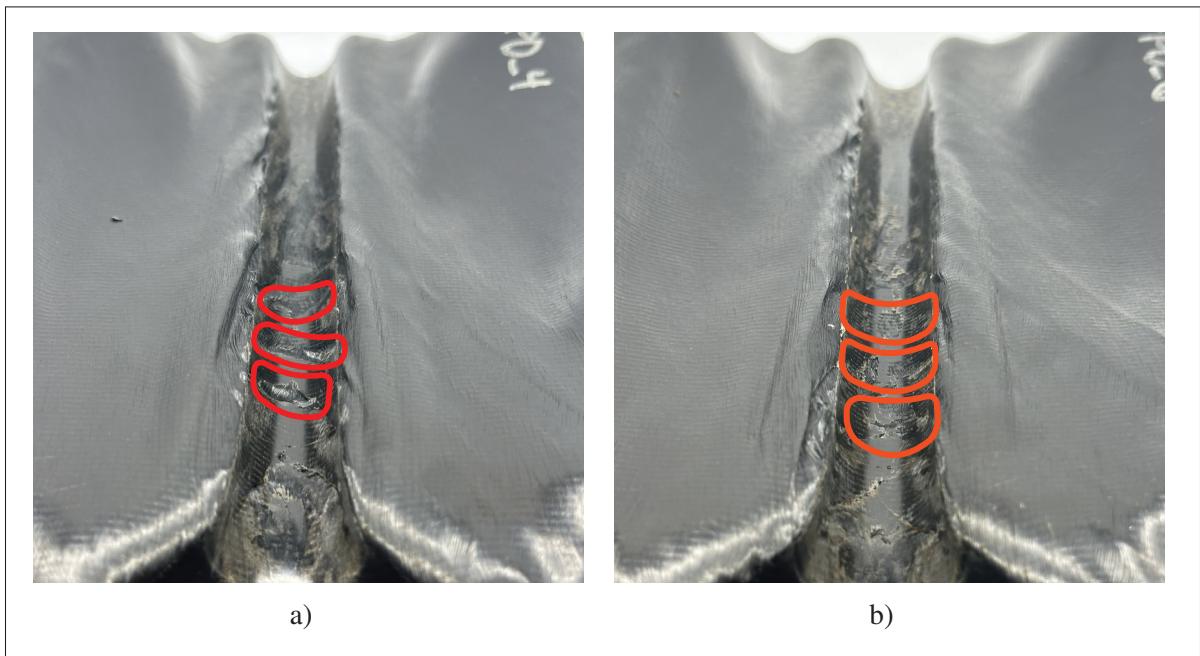


Figure 3.22 Défauts de foisonnements à l'intérieur de la colonne de direction atténués par une cavité plus étroite dans les pièces contrôlées par déplacement. La pièce Av\_X\_D\_5 avec la cavité nominale (a) est comparée à la pièce Av\_X\_D\_6 ayant une cavité réduite de 0,1 mm (b)

Somme toute, le contrôle par déplacement ne semble pas avoir été efficace dans le cas de ces géométries. Il est possible que des différences dans l'usinage des cavités puissent causer des variations dans la cavité créée entre les deux surfaces 3D et donc des différences de consolidation prononcées en résulteraient. Il serait envisageable de diminuer progressivement l'épaisseur de cavité, mais ceci rendrait l'épaisseur du laminé non uniforme, annulant ainsi les bénéfices prévus de cette méthode de contrôle.

### 3.5.3 Comparaisons avec la simulation

La validation de la conception des moules avec Aniform a permis de générer des données qui contiennent notamment les directions de fibres à la surface des coques moulées et qui peuvent être comparées aux pièces moulées à ce chapitre. Comme la plupart des paramètres dans cette partie, les défauts sont comparés qualitativement. Il est question d'associer des défauts sur les pièces moulées et de tenter d'identifier leur source à partir des résultats de simulation ou du moins de les localiser sur la pièce. Ceci permet d'en apprendre plus sur le comportement d'Aniform dans la simulation d'un cas de formage complexe comme celui-ci et permet de valider l'interprétation des indicateurs par rapport aux résultats obtenus dans le monde réel.

D'abord, sur la figure 3.23, les défauts de variation de fibres au niveau des fourreaux ont été correctement prédits par Aniform puisqu'ils débutent environ au même endroit sur la surface et se prolongent jusqu'à leur bout.

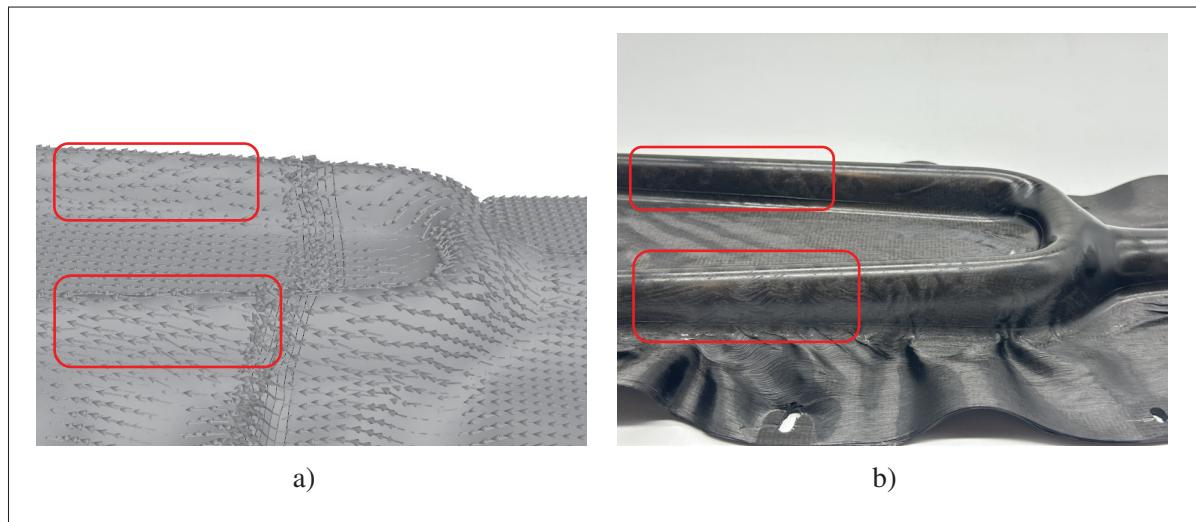


Figure 3.23 Défauts de déviations des fibres sur les fourreaux de la demi-coque avant.

Le résultat de la simulation Aniform (a) est comparé à la pièce moulée (b)

D'une autre part la figure 3.24 montre des défauts de foisonnements qui sont identifiés à la surface de la colonne de direction, près de l'assise de roulement. Ceci n'avait pas été prédit en tant que tel par Aniform mais il est possible que les poches qui ont été observées lors de l'étude

de validation du moule (figure 3.14b) y soient liées puisque les défauts se produisent dans la même région. La direction de déplacement des poches est identifiée par une flèche sur la figure 3.24a et représente le déplacement de la poche observé dans la simulation comparé à la même région comportant des défauts sur la pièce fabriquée.

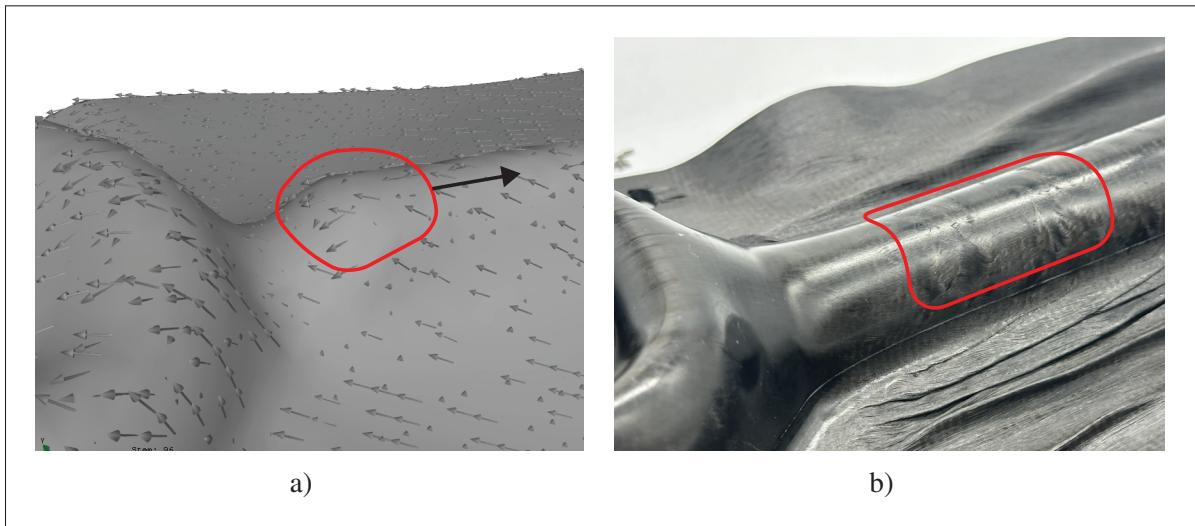


Figure 3.24 Défauts de foisonnements possiblement liés à la formation de poches sur les résultats de simulation Aniform. La poche repérée sur la simulation Aniform (a) est comparé à un défaut sur la pièce moulée (b)

Il est intéressant de constater à quel point Aniform est en mesure de prédire le comportement du flanc dans le formage. Malgré que les paramètres de matériaux ne soient pas exactement ceux du *Cetex TC910*, le logiciel a permis de produire des données amplement utilisables dans l'interprétation des défauts sur une géométrie thermoformée. Que ce soit pour les déviations de fibres ou même pour la géométrie des rebords de la pièce, les résultats produits peuvent être d'une bonne utilité pour la conception de procédé.

### 3.6 Recommandations sur le thermoformage des demi-coques

Dans ce chapitre, il était question de développer et valider la recette utilisée pour le thermoformage en plus de comparer deux configurations de moule et deux méthodes de contrôle de sa fermeture. Pour le premier aspect, des demi-coques ayant été formées et une qualité supérieure a

été constatée lorsque la configuration *poinçon métallique fixe* est utilisée. En effet, les coques avec le moule mobile présentaient des défauts supplémentaires de mauvaise consolidation qui concordent approximativement au point de contact de la partie mobile. Ceci serait dû à un temps de contact plus long (+3,5 secondes) avec cette configuration qui causerait un refroidissement plus rapide du laminé à cet endroit. D'une autre part, la méthode de fermeture du moule par contrôle de déplacement a généré des pièces avec une consolidation peu uniforme malgré l'estampage avec une épaisseur de cavité nominale et une cavité réduite de 0,1 mm. Le contrôle par pression a donc été choisi pour la suite. Des images des coques avant et arrière fabriquées avec la meilleure combinaison trouvée à ce chapitre sont présentées à l'annexe X.

Bien que cette étude ait tenté de développer un moule avancé afin de favoriser une meilleure déformation du laminé, la configuration a été développée en posant plusieurs hypothèses qui se sont avérées être inexactes ou du moins n'ont pas produit les résultats espérés. D'abord, l'utilisation d'un ressort plus rigide pourrait permettre d'effectuer la séquence de formage tel qu'imaginé et pourrait permettre d'augmenter la qualité de la pièce. De plus, une étude approfondie sur la simulation de la déformation avec le logiciel Aniform permettrait de valider différents concepts de moule et possiblement de trouver une meilleure configuration que le *poinçon métallique fixe*. La modélisation du moule mobile avec Aniform est possible et permettrait de développer ce concept de manière approfondie. Aniform a récemment lancé un service permettant le calcul numérique sur le nuage qui pourrait être mis à profit pour augmenter la puissance de calcul possible. Toutefois, l'impression laissée par la littérature et les expérimentations réalisées dans ce projet est que la configuration du moule et sa réussite sont grandement dépendantes de la géométrie formée : il serait probablement difficile de trouver une configuration idéale qui fonctionne pour toutes les pièces thermoformées. La seule généralité qui a été trouvée est qu'une conception qui minimise le temps de contact avec le laminé avant l'application de pression semble être bénéfique pour l'uniformité de la consolidation. Pour le deuxième paramètre testé, le contrôle de la presse par déplacement n'a pas permis de fabriquer des demi-coques ayant un taux de consolidation uniforme. Le contrôle par application de pression a donc été préféré dans le cas du formage de ces deux géométries. Pour mettre à profit le contrôle

par déplacement, il serait nécessaire d'usiner les cavités des moules avec grande précision et une passe d'usinage de finition afin de limiter l'enlèvement de matière lors du polissage. De plus, l'utilisation de flancs avec une épaisseur plus constante (par exemple : consolidés sous presse) pourrait permettre d'atteindre une consolidation plus uniforme.

Un autre détail important qui a été observé dans les phases préliminaires du projet est la contribution du pli extérieur à la qualité globale de la pièce. En effet, l'angle des fibres a une incidence sur la qualité de surface. Ici, des fibres alignées à l'axe de déformation donnent lieu à l'apparition du phénomène de déviation de fibres puisque les fibres peuvent facilement basculer d'un côté à l'autre de la géométrie causant un désalignement dans le plan. Par exemple, les fibres sont alignées avec la colonne de direction et donc elles peuvent facilement être déviées d'un côté ou de l'autre de la colonne lors du formage. Si les fibres avaient été à  $30^\circ$  par exemple, elles seraient beaucoup plus stables puisqu'elles sont enroulées autour de la colonne de direction et donc ne sont pas sujettes à cette déviation possible. En ce sens, l'utilisation d'un tissé en surface du laminé pourrait être encore plus bénéfique pour réduire les défauts de surface.



## CHAPITRE 4

### MOULAGE PAR VESSIE

Après avoir fabriqué les coques avant et arrière de la fourche, il est maintenant d'intérêt d'assembler ces deux pièces pour obtenir une fourche complète et prête à valider structurellement sur un banc d'essai.

Pour la phase d'assemblage, il a été envisagé au début du projet d'utiliser un procédé de soudage tel que le soudage par résistance, par infrarouge ou même par induction. Le soudage par infrarouge semblait être la meilleure solution parmi les trois étant donné la rapidité du procédé. Toutefois, des variations dimensionnelles dans les coquilles pourraient complexifier l'assemblage avec cette méthode, sans parler du fait que l'adaptation d'un procédé de soudage pourrait constituer un projet de maîtrise ou de doctorat en soit.

L'utilisation d'un procédé plus simple à mettre en oeuvre a donc été privilégiée et le procédé de moulage par vessie a été sélectionné pour l'assemblage des coques. Ce procédé est plus ou moins étudié pour les matériaux composites à matrice thermoplastique, mais grandement utilisé pour les thermodurcissables. De plus, le partenaire industriel Argon 18 possède une expertise dans ce procédé, ce qui a été grandement utile pour la réalisation de cette phase du projet.

Dans ce chapitre, la conception d'un moule pour fabriquer les vessies est d'abord présentée pour ensuite aborder la conception du moule de consolidation dans lequel les deux demi-coques sont assemblées. Puis, la méthodologie expérimentale est présentée, dans laquelle le cycle de consolidation est déterminé à l'aide du logiciel Raven, les configurations de joint envisagées est présentée et la méthodologie de découpe des bords de pièce est présentée. De plus, les manipulations supplémentaires pour le joint à recouvrement sont détaillées. Ensuite, pour la section d'évaluation de la qualité, une inspection visuelle, une comparaison des joints et une inspection fonctionnelle de la pièce moulée sont réalisées. Le chapitre se termine avec des recommandations quant au procédé de moulage par vessie pour la fabrication de structures creuses en composites thermoplastiques.

#### 4.1 Fabrication de vessies

Une des difficultés apportées par le moulage de thermoplastique par vessie est la température de moulage. En effet, celle-ci doit être plus élevée que la température de fusion de la matrice afin de permettre une diffusion des chaînes et donc une consolidation complète de la pièce. Dans le cas du Toray *Cetex TC910*, la température recommandée pour la consolidation selon la fiche technique est de 249 à 271°C, ce qui est supérieur à la température maximale d'utilisation de la plupart des films traditionnellement utilisés pour les thermodurcissables (ces films ou sacs à vide sont généralement faits de Polyamides).

Il a donc été nécessaire de trouver un fournisseur étant en mesure de fabriquer des vessies à prix abordable résistant à la température requise avec maintien en pression pour une durée de plusieurs heures. De plus, l'élongation du matériau doit être suffisante pour appliquer une pression uniforme sur la pièce et il doit être possible de mouler le matériau dans la géométrie complexe nécessaire pour la fourche fabriquée ici.

Ces requis canalisent donc les options de produit vers l'entreprise Mosites *Rubber* qui fabrique un silicone résistant à la température requise et disponible sous forme de feuilles partiellement polymérisées qui peuvent être moulées dans une géométrie fermée et étanche. Tout d'abord, des échantillons de Mosites #1453 ont été validés pour la consolidation d'un tube simple et il a même été déterminé que les vessies peuvent être réutilisées pour trois cycles de consolidation avant de se briser, rendant donc ce matériau adéquat pour la fabrication des vessies de consolidation de la fourche. La fiche technique du Mosites #1453 est ajoutée en annexe XI.

Pour pouvoir fabriquer les vessies, un moule métallique est nécessaire puisque la polymérisation finale des feuilles de silicone est réalisée dans un autoclave. Quelques concepts de moule ont été réalisés et un de ceux-ci est présenté à l'annexe XII mais ils ont été abandonnés en faveur d'un moule femelle simple qui a été fabriqué et envoyé chez Mosites pour la fabrication de vessies. Une épaisseur de 1,6 mm a été choisie par le fabricant pour maximiser la durabilité de la vessie tout en permettant une certaine flexibilité de la membrane lors de son extraction de la pièce finalisée.

Le moule de fabrication de vessie est présenté à la figure 4.1. Deux cavités femelles sont usinées en aluminium 6061-T6 afin de correspondre à la surface intérieure des demi-coques (qui deviendra la surface externe de la vessie). Puis, trois goupilles d'alignement sont ajoutées pour aligner les deux cavités en fermeture. De plus, une rainure de 3mm de large est ajoutée autour de la cavité du moule pour permettre l'évacuation de l'excédent de matériau lors de la polymérisation du silicone en autoclave.



Figure 4.1 Photographie des deux cavités formant le moule de fabrication de la vessie avec le matériau Mosites #1453

Le moule est ensuite transporté chez le fournisseur et des vessies sont fabriquées à partir de celui-ci. La figure 4.2 présente une des vessies fabriquées. Il est à noter que certaines variations d'épaisseurs sont observables dans les vessies fabriquées par Mosites, notamment à la ligne de séparation du moule et dans les géométries plus fines et difficiles d'accès. Cet excédent de matière près de l'ouverture de la valve (figure 4.2 b) ) rend l'étanchéité de la valve précaire, mais il a été possible de trouver une configuration satisfaisante en ponçant légèrement la valve.



Figure 4.2 Vessie fabriquée avec le matériau Mosites #1453, d'une épaisseur de 1,6mm (a). Une surépaisseur est observée à l'intérieur de la vessie près de la ligne de séparation du moule (b)

## 4.2 Conception du moule de consolidation

La figure 4.3 a) présente une vue explosée du moule de consolidation. Une fois la vessie fabriquée et validée, le concept de moule final pour ce projet est réalisé. En effet, un moule femelle est à nouveau conçu pour l'étape d'assemblage du projet. À la différence du moule de vessie, celui-ci est fabriqué de manière beaucoup plus robuste afin de résister à la pression interne qui est appliquée par la vessie et à la température élevée.

Ce moule est à nouveau fabriqué en aluminium 6061-T6 pour sa facilité d'usinage et en raison du requis en durabilité pour ce moule qui est assez faible dans le contexte de ce projet. Les cavités correspondent à la surface externe finale de la fourche. La figure 4.3 b) montre les rainures de 3 mm qui sont usinées autour des cavités du moule. Ce détail est utilisée pour écouler l'excédent de matrice fondu qui s'échappe de la pièce par la ligne de séparation sous l'effet de la pression. Pour ce moule, des goupilles d'alignement coniques spécialisées sont utilisées afin d'aligner les cavités de l'outillage. Ces surfaces coniques permettent un démoulage plus facile des pièces et

sont conçues pour permettre au fabricant d'aléser les trous sur les deux cavités en simultané, assurant un alignement satisfaisant malgré l'état de surcontrainte de l'assemblage.

Puis, 12 boulons M12 sont utilisés pour la fermeture du moule et pour s'assurer que la ligne de séparation des moules soit bien refermée sur l'ensemble de la cavité. Ces mêmes boulons sont utilisés pour faciliter l'ouverture du moule à l'aide de filetages d'extraction. Au bas des fourreaux, une surface de transition est ajoutée pour réduire la taille de cavité de la dimension pièce à la dimension de la vessie. Ceci permet à la vessie de dépasser la pièce et donc s'assurer d'une pression adéquate en bout de pièce sans trop d'effet de bord.

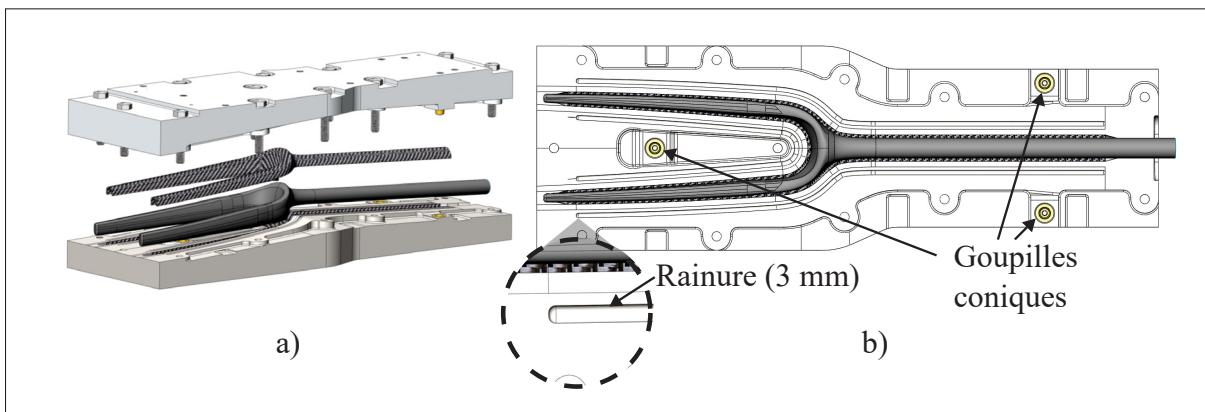


Figure 4.3 Vue explosée du moule de consolidation avec la vessie et les deux demi-coques (a) ainsi qu'une vue annotée des détails de conception du moule (b)

### 4.3 Méthodologie

La méthodologie pour cette étape du projet est plutôt simple puisque le procédé ne possède pas beaucoup de variables en tant que telles. Les paramètres du procédé, soit un temps de consolidation de 30 minutes et une pression de 0,6 MPa telles que validées par une étude équivalente avec un composite FC/PA6 (Gröger *et al.*, 2022), semble être un bon point de départ pour obtenir une bonne consolidation dans la pièce. Ceci veut donc dire que la température pièce doit être supérieure à la température de fusion du PA6 durant 30 minutes. Étant donné qu'il ne semble pas avoir de contre-indication à augmenter le temps de consolidation, un temps de 40

minutes est prévu pour s'assurer d'une marge supplémentaire. La température de procédé visée est de 230°C, soit la même température que pour le procédé de thermoformage.

#### 4.3.1 Simulation du cycle de consolidation

Pour cette section, le logiciel Raven est employé pour simuler l'évolution de la température dans la pièce durant le cycle de moulage par vessie. En effet, Raven est un logiciel de simulation qui a été développé principalement pour les procédés de fabrication des composites thermodurcissables. Toutefois, il permet aussi de simuler la cristallisation des polymères thermoplastiques et est donc utilisé aussi dans une certaine mesure pour ce type de matériaux. Des analyses 0D, 1D et 2D peuvent être réalisées pour prévoir le comportement transitoire thermique, la polymérisation et plusieurs autres caractéristiques telles que l'épaisseur des pièces. De manière générale, Raven est utilisé pour optimiser les processus de fabrication des composites.

Dans ce cas-ci, il s'agit donc de produire une simulation avec le logiciel Raven qui permet de prévoir la consigne de four nécessaire pour obtenir le comportement désiré dans la pièce. Étant donné que le moule de consolidation a une masse thermique considérable, il est possible de prévoir une certaine inertie thermique et donc la simulation devient notamment très importante pour obtenir un cycle de consolidation initial acceptable. Pour ce faire, le moule est modélisé dans une simulation 1D de Raven comme étant une masse d'aluminium de 100 mm d'épaisseur. Le coefficient de convection du four Despatch est estimé à  $40 \text{ W/m}^2\text{K}$  par essai-erreur avec des données de température de la consolidation des flancs.

Les conditions frontières utilisées sont présentées à la figure 4.4 a). Un bloc d'aluminium de 100 mm d'épaisseur est inséré et c'est au milieu de celui-ci que la température est relevée. De part et d'autre du bloc d'aluminium, le coefficient de convection est ajouté. Pour ce qui est du cycle présenté à la figure 4.4 b), la rampe de chauffe atteignable avec le four est ajoutée ( $4^\circ\text{C/min}$ ). Le refroidissement étant passif, des données d'un cycle de consolidation des flancs sont utilisées pour approximer le refroidissement admissible du four. Le refroidissement est appromixé en trois sections ( $250\text{-}200^\circ\text{C}$ ,  $200\text{-}150^\circ\text{C}$  et  $150\text{-}100^\circ\text{C}$ ).

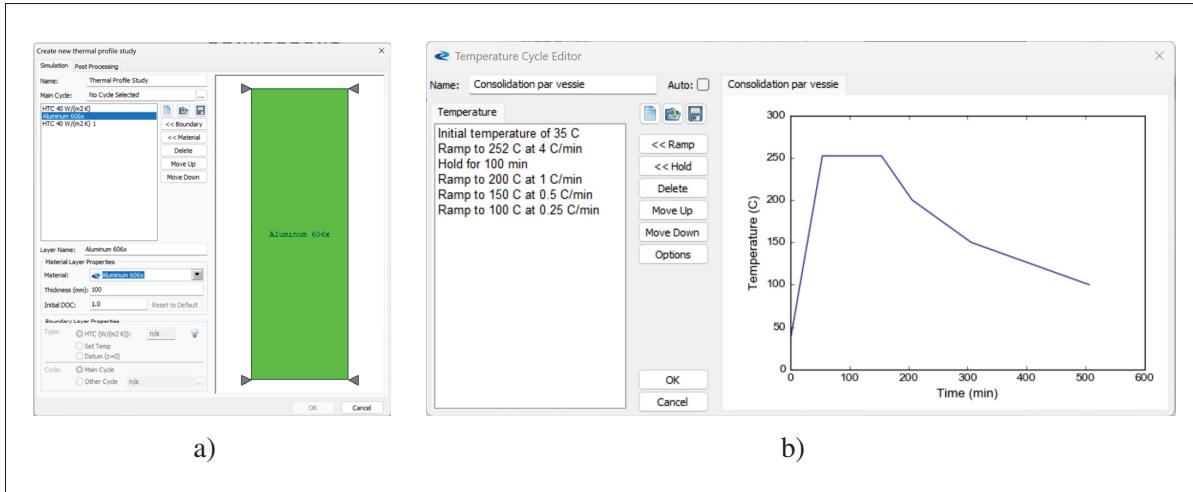


Figure 4.4 Paramètres utilisés pour la simulation Raven. Les conditions frontières (a) et la consigne théorique pour le cycle de consolidation (b) sont présentées

Le calcul du profil thermique au centre du moule est lancé successivement en variant le temps de maintien. Le cycle obtenu est illustré à la figure 4.5. Un temps de maintien (consigne du four) de 100 minutes est nécessaire pour obtenir un temps de consolidation (température pièce) de 40 minutes. Cette différence est expliquée par la masse thermique importante du moule.

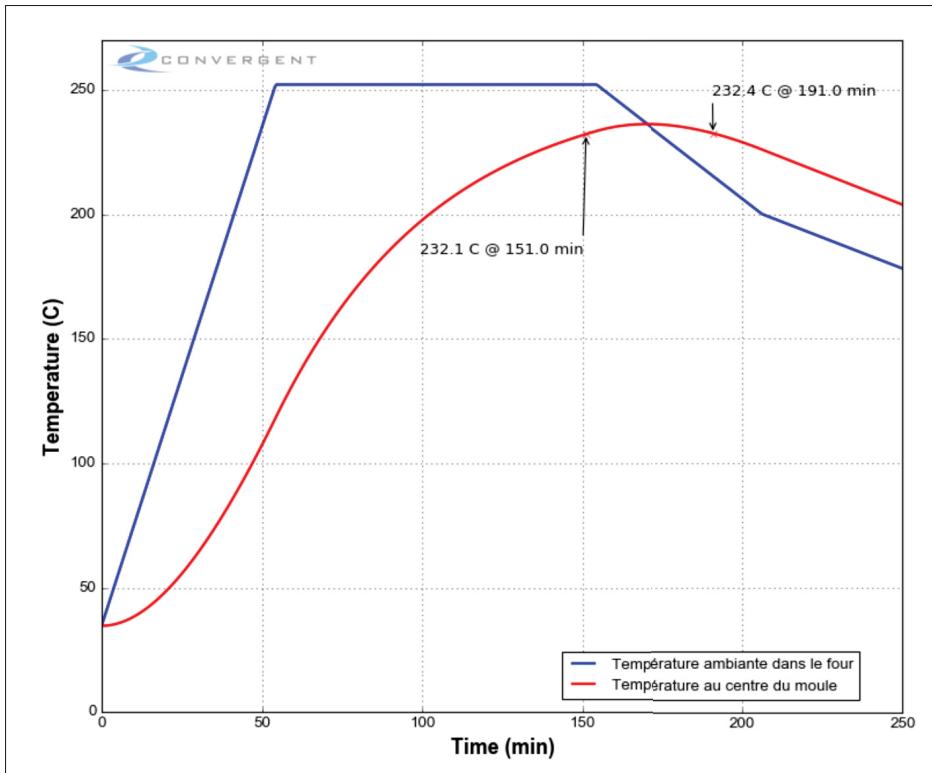


Figure 4.5 Courbe de température au centre du moule d'aluminium durant la chauffe, le maintien et le refroidissement du moule tel que simulé avec Raven

L'effort de simulation permet donc de prévoir une consigne qui contient un maintien à 252°C (température maximale atteinte dans le four durant un cycle) pendant 100 minutes afin que la pièce soit en phase de consolidation durant 40 minutes.

#### 4.3.2 Configurations de joints

L'âme de ce chapitre se trouve au niveau du choix des configurations de joints possibles. Deux configurations sont envisagées pour l'assemblage de la fourche et sont présentées à la figure 4.6. Tout d'abord, un usinage plat (bout à bout) des deux coques est envisagé pour sa simplicité de mise en place et la facilité d'alignement des coques dans le moule de consolidation. Une deuxième configuration dérivée de la première est envisagée et consiste à ajouter des plis

supplémentaires à l'intérieur du joint afin d'agir comme un pont de fibres qui permet de rejoindre les deux coques. En pratique ceci est possible grâce à la flexibilité de la vessie. Trois plis supplémentaires sont ajoutés à l'intérieur du joint de manière à obtenir des fibres qui traversent de part et d'autre du joint.



Figure 4.6 Schémas des deux configurations de joints pour la consolidation avec vessie. Un joint bout à bout (a) et un joint avec recouvrement (b) sont considérés

#### 4.3.3 Découpe des bords de pièce

Les coques thermoformées possèdent un contour de matière qui doit être retirée afin de procéder à l'assemblage. Ce contour est seulement utilisé pour maintenir la pièce durant le formage, mais n'est pas consolidé lors de la fermeture du moule. Une photographie a été prise suite à la découpe grossière des bords de pièce et est présentée à la figure 4.7. La découpe grossière est réalisée à l'aide d'une scie à ruban pour matériaux composites.



Figure 4.7 Découpe grossière des demi-coques avant et arrière avec une scie à ruban. Le contour à découper est tracé à l'aide du moule de consolidation

Ensuite, la pièce est posée dans le moule de consolidation et le contour de la pièce est tracé avec un marqueur contrastant. L'outil utilisé pour faire la découpe finale est le couteau ultrasonique Proxxon *MICRO-Sonic*. Celui-ci est monté d'une lame de couteau mince et permet de découper des plis de composites ainsi que des laminés consolidés de petite épaisseur. Cet outil est légèrement sous-dimensionné pour la découpe des sections épaisses de la pièce ; une coupe discontinue doit être réalisée pour éviter la surchauffe de la pièce.

#### 4.3.4 Fabrication du recouvrement interne

Pour la configuration de joint avec le recouvrement interne, des plis supplémentaires sont ajoutés avant l'installation. La méthode employée consiste à découper des bandes de préimprégné *Cetex TC910* d'une longueur de 1/2 pouce (largeur de 6,5 pouces du rouleau). Ensuite, trois couches sont superposées et soudées localement avec un fer à souder. La figure 4.8 a) montre les bandes superposées qui sont positionnés dans la coque arrière de la fourche. Les bandes sont placées pour être centrées sur le joint et sont soudées localement sur la demi-coque afin de les

stabiliser lors de la fermeture du moule. Les fibres sont donc orientées dans la direction 90° (perpendiculaire au joint). Différents empilements de recouvrements (par exemple, +45°/-45°) pourraient facilement être découpés pour modifier son comportement mécanique après les essais de fatigue. La figure 4.8 b) présente le recouvrement lors de l'installation de la vessie.

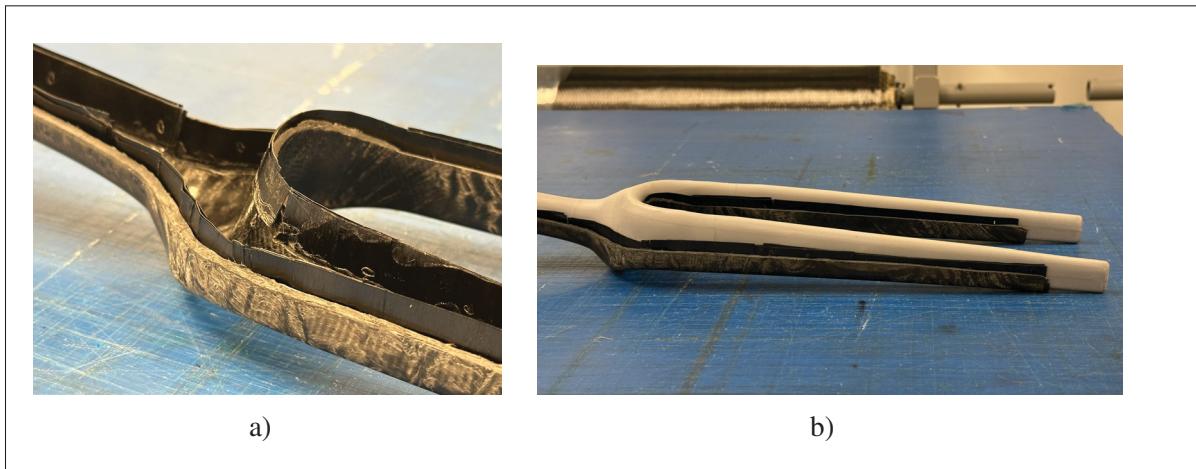


Figure 4.8 Étapes supplémentaires pour l'installation des recouvrements internes. Le recouvrement formé de 3 plis est d'abord installé dans la coque arrière (a) et la vessie est ensuite positionnée à l'intérieur (b)

Puis, la vessie est installée dans la coque en prenant soin de ne pas endommager les fibres et l'autre coque est descendue progressivement pour refermer l'assemblage. La valve est installée et un thermocouple est inséré dans le haut de la colonne de direction, à l'endroit où la pièce se termine. Le moule est ensuite fermé progressivement à l'aide des boulons en prenant soin de ne pas écraser la vessie autour de la valve. Le branchement d'air comprimé est ensuite réalisé et le cycle peut être lancé.

#### 4.4 Évaluation de la qualité

Les données récoltées par le thermocouple pour la durée du cycle de consolidation sont présentées à la figure 4.9. La courbe de température dans le moule selon la prédition de la simulation Raven est aussi ajoutée. De plus, l'intervalle de temps de consolidation de la fourche moulée est ajoutée sur le graphe.

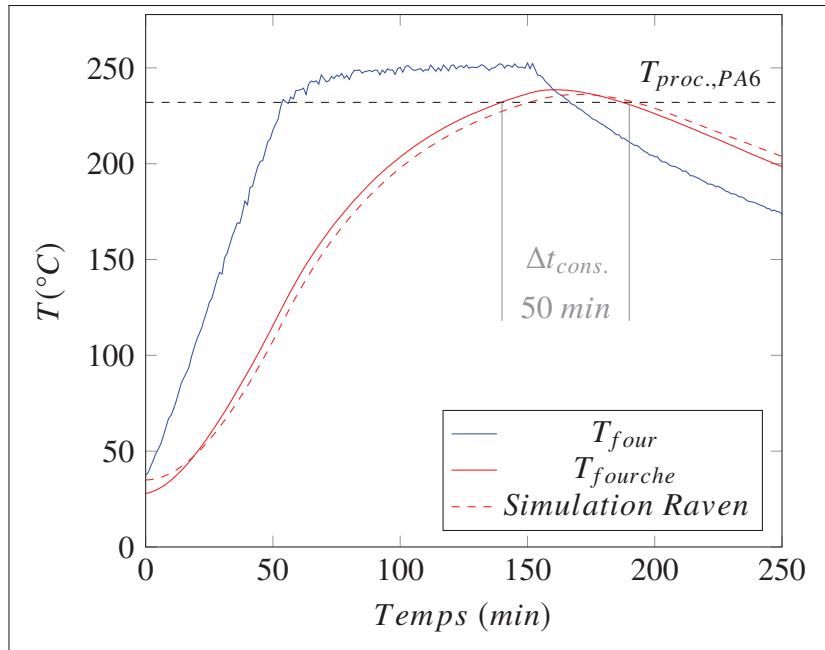


Figure 4.9 Courbes de température lors du moulage par vessie

La pièce a atteint la température du procédé ( $230^{\circ}\text{C}$ ) après 140 minutes, ce qui correspond approximativement aux prédictions (151 min). Étant donné que la simulation utilisait un bloc de 100 mm d'épaisseur en aluminium, mais que le moule est en réalité creux au centre, il est logique que l'inertie thermique du moule soit légèrement plus faible que la prédition. Puis, la phase de consolidation a duré au total 50 minutes, ce qui est légèrement supérieur aux 40 minutes prévues initialement. Le cycle pourrait être modifié pour programmer un maintien plus court de 10 minutes si nécessaire.

#### 4.4.1 Inspection visuelle de la pièce moulée

Une fois le moule refroidi, celui-ci est ouvert et la pièce est démoulée. Des images du démoulage ainsi que de la fourche fabriquée sont présentées à la figure 4.10. À ce moment, la fourche est assemblée, mais un excédent de résine se trouve sur son pourtour et doit être retiré lors de la finition. Pour retirer la vessie, le vide est tiré dans celle-ci afin de la décoller des parois internes de la fourche. Puis, la vessie est tirée à partir de la colonne de direction. Les deux pattes

glissent progressivement à travers la colonne de direction jusqu'à en sortir complètement. Les expérimentations ont démontré que la vessie ne se brise pas lors de l'extraction, probablement grâce à un bon rapport entre rigidité et flexibilité du matériau Mosites # 1453. On remarque que le joint est bien consolidé dans l'ensemble et est d'apparence uniforme, indiquant une bonne soudure de la matrice au plan de joint. L'état de surface est semi-lustré ; ce fini pourrait probablement être amélioré avec un meilleur polissage de la surface du moule.

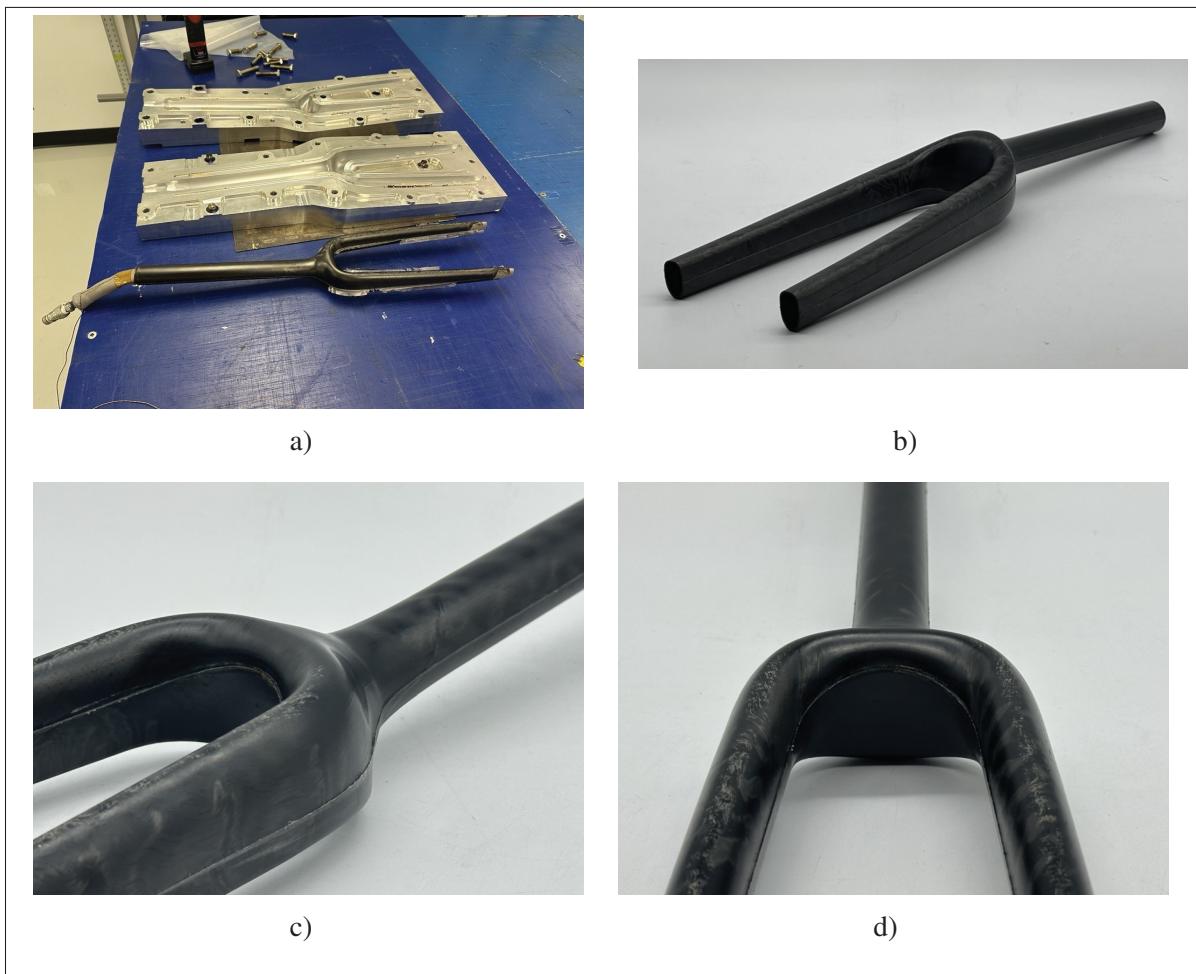


Figure 4.10 Images du démoulage et du joint de la fourche moulée par vessie. La fourche lors du démoulage et avec l'excédent de résine (a) ainsi qu'une vue générale de la fourche (b) sont présentées. Des images rapprochées du joint de côté (c) et en dessous de la couronne (d) sont aussi présentés

La figure 4.11 montre un glissement des fibres orientées dans l'axe des fourreaux. Ce glissement des fibres semble se produire seulement au bout des fourreaux.

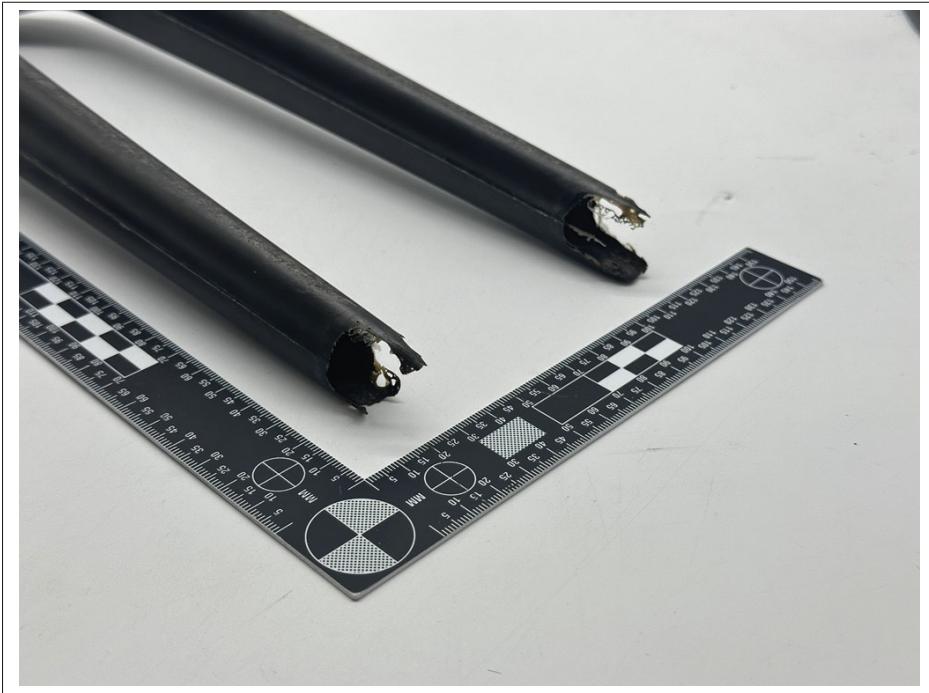


Figure 4.11 Écoulement de fibres dû à la pression de la vessie

De plus, la figure 4.12 présente un phénomène de détente des défauts suite au moulage par vessie. Certains défauts de déformation dans le plan des fibres (engendrés durant le thermoformage) semblent être atténués après la consolidation sous vide. Ceci pourrait être dû à la pression importante appliquée par la vessie qui a tendance à plaquer les fibres contre la surface du moule. L'image de gauche présente des défauts de fibres sur la demi-coque arrière, comparée à l'image de droite qui a été prise sur la fourche après le moulage par vessie. Les défauts sont nettement moins prononcés suite au moulage par vessie.

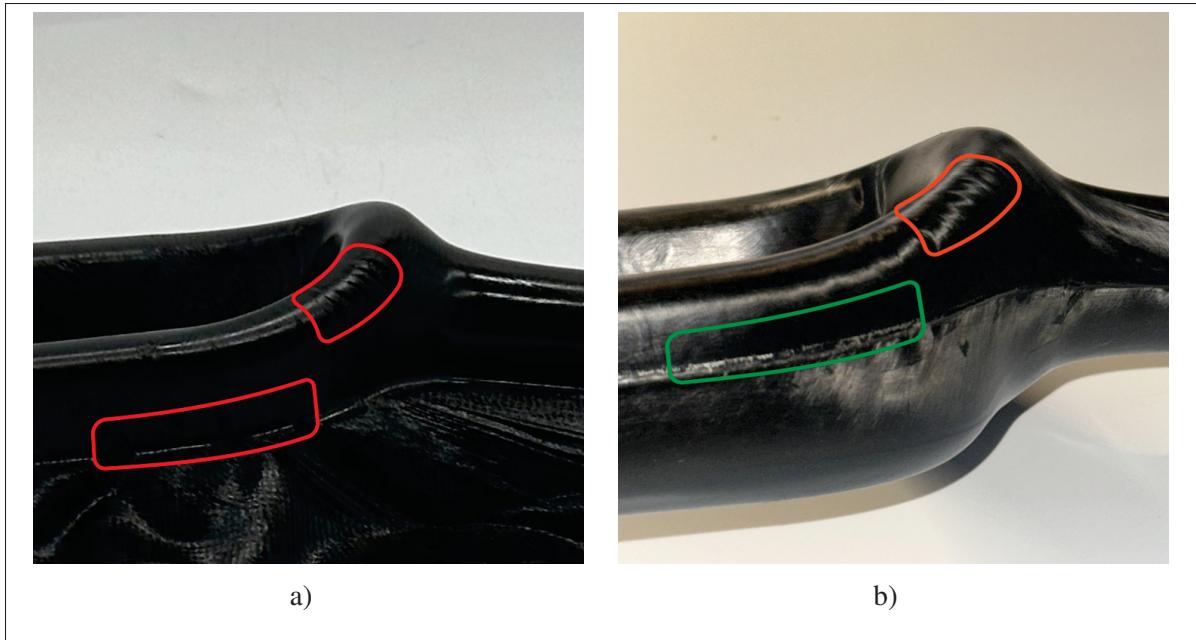


Figure 4.12 Détente des défauts causés par le thermoformage durant la consolidation avec vessie. Deux défauts sont identifiés sur la demi-coque arrière (a) et sont atténués ou réduits suite au moulage par vessie (b)

Somme toute, la qualité du joint formé lors de la consolidation avec vessie semble adéquate d'un point de vue visuel. Aucun défaut n'a pu être repéré directement sur le plan de joint suite à l'inspection visuelle. De plus, à l'aide d'un essai par résonance (*tap-test*), la consolidation semble uniforme sur l'ensemble de la pièce.

#### 4.4.2 Comparaison des joints (avec ou sans recouvrement)

Les deux configurations de joint ont été essayées dans cette phase du projet. Les joints avec ou sans recouvrement ont un aspect identique d'un point de vue de l'inspection visuelle extérieure. Toutefois, en observant les bouts ouverts de la pièce à la figure 4.13, on remarque une surépaisseur au joint des fourches avec le recouvrement. L'image de gauche présente le bout de la colonne de direction pour la fourche avec joint bout à bout et celle de droite correspond à un joint avec recouvrement.

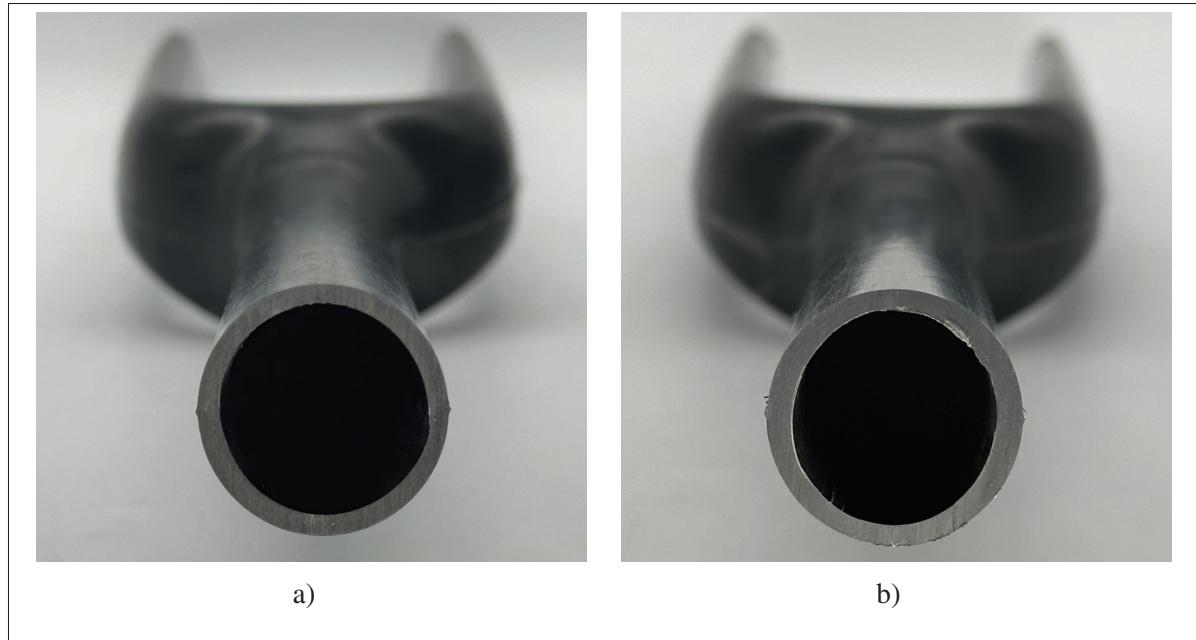


Figure 4.13 Comparaison de l'épaisseur de la pièce pour le joint bout à bout (a) et le joint avec recouvrement (b)

Les épaisseurs de pièces sont mesurées avec un pied à coulisse et moyennées pour deux endroits. Les résultats de ces mesures sont présentés dans le tableau 4.1. Dans ce tableau, la colonne de l'épaisseur de la demi-coque représente l'épaisseur au fond de la demi-coque et donc en haut et en bas des images présentées à la figure 4.13. À l'inverse, les mesures de la colonne suivante présentent les résultats d'épaisseur au niveau du joint. Puis, l'augmentation d'épaisseur au joint, par-rapport à la demi-coque est présentée à la colonne de droite.

Tableau 4.1 Mesures d'épaisseurs dans les fourches selon le type de joint

Configuration de joint	Épaisseur demi-coque	Épaisseur joint	$\Delta$
Bout à bout	2,35 mm	2,65 mm	+12,77%
Avec recouvrement	2,41 mm	3,15 mm	+30,71%

Dans les deux cas, la fourche présente une certaine surépaisseur au niveau du joint. Dans le cas du recouvrement, l'effet de surépaisseur est plus important, ce qui est logique considérant l'ajout des plis.

Somme toute, l'ajout du recouvrement est une étape supérieure lors de la consolidation avec vessie, mais il semblerait que les résultats obtenus sont similaires et donc la performance mécanique des fourches avec recouvrement serait vraisemblablement supérieure. Aucune contre-indication ne suggère que le recouvrement ait un impact négatif sur la performance.

#### 4.4.3 Inspection fonctionnelle de la pièce moulée

Afin de pouvoir assembler la fourche dans le cadre de vélo, une inspection géométrique de la fourche est réalisée pour s'assurer que les surfaces critiques (colonne de direction, assise de roulement) puissent accomplir leurs fonctions et que l'installation se déroule comme prévu.

La fourche consolidée est numérisée à l'aide du bras Hexagon Absolute Arm utilisé dans la phase de mesure des flancs. Le tableau 4.2 présente les résultats de l'inspection dimensionnelle de la fourche. À l'aide du logiciel Polyworks, le diamètre de la colonne de direction est mesuré ainsi que l'angle de la surface d'assise conique. Les mesures nominales accompagnées des tolérances du partenaire industriel sont présentées. La colonne de validation indique si la dimension mesurée est dans la plage de tolérance admissible.

Tableau 4.2 Mesures dimensionnelles par numérisation 3D de la fourche

Mesure	Dimension nominale	Tolérance	Mesure	Validation
Diamètre de la colonne de direction	28,6 mm	+0 mm -0,1 mm	28,562 mm	Oui
Angle de l'assise de roulement	72°	±0,5°	72,617°	Non

La dimension de la colonne de direction est donc adéquate pour l'installation de la potence, mais l'angle de l'assise de roulement est légèrement trop grand (+0,117°). Une opération d'alésage pourrait être réalisée pour corriger cette différence si des problèmes sont identifiés à la phase d'essai du démonstrateur.

La numérisation de la pièce est aussi présentée à la figure 4.14. Une analyse dimensionnelle est préparée pour comparer la dimension de la pièce finale avec le modèle 3D théorique. Pour ce

faire, la numérisation est alignée au modèle virtuel à l'aide de l'option de *best-fit* du logiciel Polyworks et une échelle de couleur représente la déviation des surfaces théoriques et numérisées. Les déviations maximales (positive et négative) sont identifiées par Polyworks sur la géométrie numérisée.

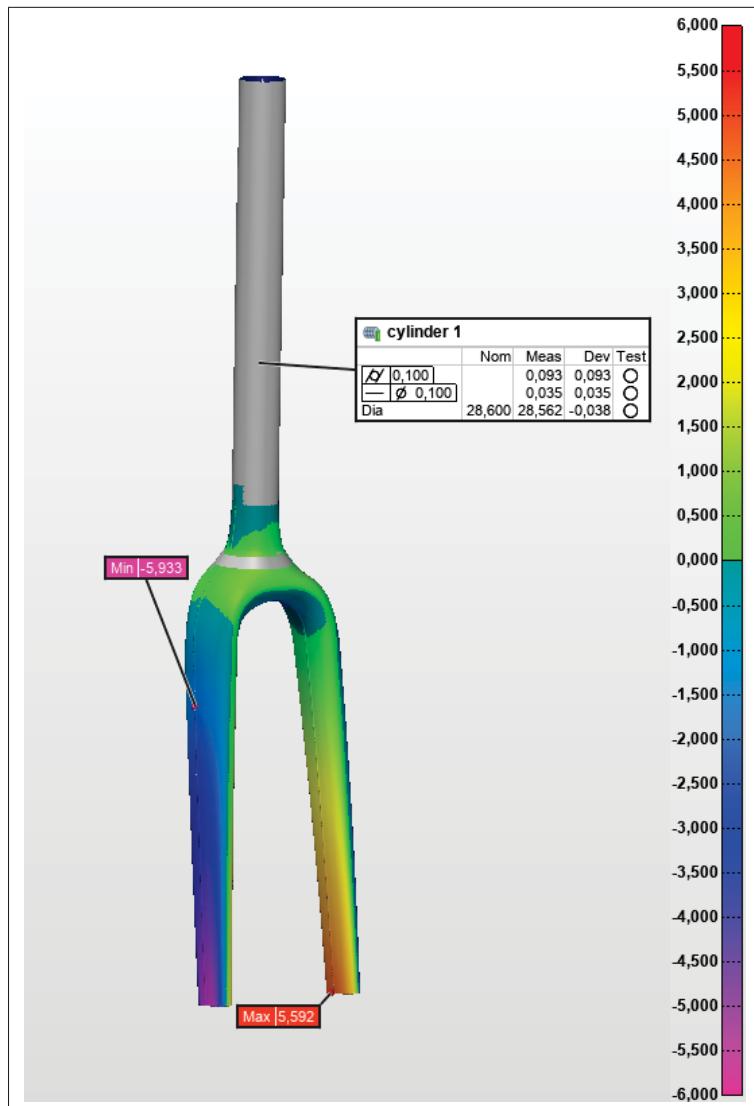


Figure 4.14 Mesure de la déviation entre la pièce numérisée et le modèle 3D. La déviation maximale est située aux fourreaux qui sont déviés vers l'intérieur

Somme toute, la déviation dans la colonne de direction est minime et la couronne est légèrement plus grande que le modèle 3D (de l'ordre de +0,5mm). Cette déviation pourrait être expliquée par le polissage manuel de la géométrie. En effet, cette surface étant très grossière à la suite de l'usinage, un enlèvement de matière significatif a été nécessaire pour atteindre le fini désiré. D'une autre part, c'est dans cette région que se trouve l'assise de roulement qui a aussi été mesurée comme étant légèrement hors tolérance. L'opération de polissage aurait pour effet d'augmenter l'angle de cette surface et donc il serait probable que ces erreurs dimensionnelles y soient liées. Une passe de finition plus fine lors de l'usinage aurait limité la matière à retirer lors du polissage et aurait essentiellement pu supprimer ces erreurs.

Par contre, une importante déviation dimensionnelle est constatée au niveau des fourreaux. Cette déviation est de l'ordre de 5 à 6 mm au bout de chaque fourreau et a tendance à diminuer la distance d'entraxe pour la roue. Cette déviation serait probablement due aux contraintes internes dans la pièce lors du refroidissement qui cause le phénomène de *spring-in* des fourreaux. Ceci est probable puisque c'est un phénomène qui est observé par le partenaire industriel dans la fabrication de fourches thermodurcissables. Le phénomène serait donc spécifique à la géométrie moulée et est généralement compensé à la phase de conception du moule en compensant celui-ci pour la déviation.

Puis, la fourche est installée dans un cadre de vélo *Krypton* d'Argon 18, tel que présenté à la figure 4.15. Ceci est réalisé afin de vérifier que les dimensions sont fonctionnelles dans un cas réel. En effet, la rectitude de la colonne de direction et l'alignement de celle-ci avec la surface d'assise du roulement pourrait influencer la fluidité de la rotation de la fourche (lorsque le guidon est tourné dans un virage). De plus, aucune interférence avec le cadre lors de l'installation et de l'utilisation n'est relevée.



Figure 4.15 Images de la fourche installée dans un cadre  
*Krypton* d'Argon 18

#### 4.5 Recommandations sur le moulage par vessie

Somme toute, la fourche fabriquée à l'étape de moulage par vessie est d'une qualité visuelle impressionnante. Celle-ci a aussi été validée d'un point de vue fonctionnel à l'aide d'une numérisation 3D et d'une installation physique dans un vélo.

Une dimension hors tolérance a été détectée au niveau de l'angle de l'assise de roulement, mais celle-ci n'a pas eu d'impact sur l'installation de la fourche dans un cadre Argon 18 *Krypton*. L'alésage (ponçage) de cette surface permettrait de corriger cette dimension si nécessaire dans les phases subséquentes. De plus, une déviation plus importante au niveau des fourreaux a été relevée. Ce *spring-in* serait causé par les contraintes internes de la pièce et nécessiterait une modification à la cavité du moule. Toutefois, dans le cadre de ce projet, une alternative plus simple pour permettre la phase d'essais mécaniques serait de concevoir les pattes du démonstrateur avec un léger déport vers l'extérieur des surfaces de montage de la roue. Ceci permettrait d'utiliser ces fourches pour les essais. De plus, l'ordre de grandeur de flexibilité de

la fourche permettrait aussi vraisemblablement de simplement écarter manuellement les pattes de la fourche lors de l'installation de la roue avant.

Une étude sur la déviation de la pièce moulée par vessie et de l'influence des contraintes internes dans les demi-coques permettrait de mieux comprendre le phénomène de *spring-in* observé ici et de le diminuer éventuellement.



## CHAPITRE 5

### DÉMONSTRATEUR

Après avoir assemblé les deux demi-coques de la fourche et avoir donc formé la partie structurelle, il est nécessaire d'ajouter les interfaces d'attache afin de pouvoir installer la fourche sur un vélo ou sur un banc d'essai. En effet, l'interface de l'axe avant et l'interface d'attache des freins ayant été écartés de la partie fabrication de ce projet, ceux-ci sont ajoutés sous la forme de pièces usinées et collées au bout des fourreaux.

Les pièces conçues à cette étape sont présentées sous forme de rendus photoréalistes à la figure 5.1. Les composants ont été conçus pour correspondre aux standards industriels du fournisseur Shimano. Ainsi, les pattes de fourches ont été usinées en aluminium 6061-T6. Des zones de collage sont illustrées à la figure 5.1 b). Elles sont d'une longueur de 30 mm et la colle agira comme interface entre les deux composants.

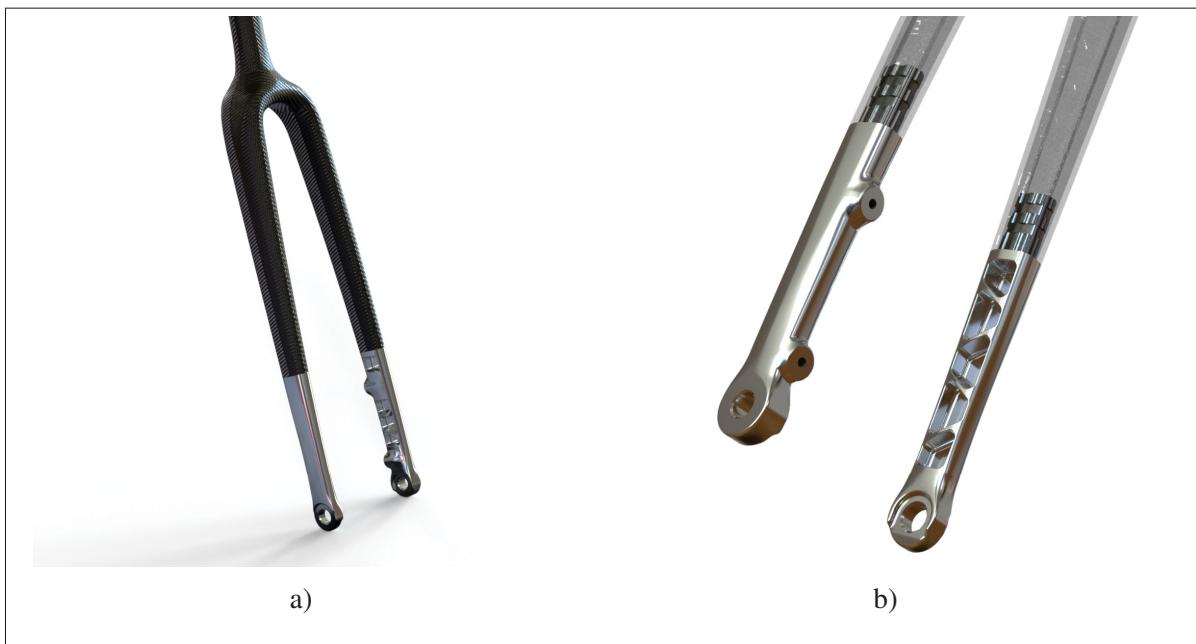


Figure 5.1 Rendus photoréalistes de la fourche thermoformée assemblée avec les pattes en aluminium. Une image générale du produit fini (a) est présentée. Les zones de collage sur l'image (b) sont visibles à travers la fourche (transparente)

Les pattes sont insérées dans la fourche et collées avec la colle Plexus *MA300* (recommandée par le fournisseur de consommables) et l’apprêt *PC-120* du même manufacturier, selon leurs recommandations. Le montage est maintenu en place avec un assemblage de composants utilisés pour les tests de sécurité par le partenaire industriel; assurant que le montage soit le plus perpendiculaire possible.

### 5.1 Comparaison de poids

Une première méthode de validation pour le démonstrateur est de comparer la masse du produit fabriqué par rapport au modèle de production de la fourche *Krypton* d’Argon 18. La fourche thermoplastique étant largement inspirée de celle de ce vélo, les masses devraient être équivalentes. En théorie, le produit thermodurcissable devrait être plus léger que la fourche en thermoplastique dû à une résistance spécifique plus élevée, mais il est possible que la méthode de fabrication influence le poids final de la pièce.

Les fourches ont été pesées sur une balance numérique et les résultats sont présentés au tableau 5.1. Une fourche de *Krypton* dépourvue de peinture et découpée pour avoir les mêmes dimensions que la fourche thermoplastique (colonne de direction, fourreaux) est utilisée pour avoir une base de comparaison équivalente. À noter que la masse des fourches thermoplastiques avec le joint bout à bout et avec recouvrement a été pesée. La différence de masse entre les fourches thermoplastiques et la fourche de référence du *Krypton* sont présentées à la colonne de droite.

Tableau 5.1 Comparaison des masses pour les fourches thermoplastiques et *Krypton*

Fourche	Notes	Masse	Δ
Argon 18 <i>Krypton</i>	Découpée	294 g	-
Thermoplastique CF/PA6	Sans pattes	234 g	-20,4%
Thermoplastique CF/PA6	Sans pattes, avec recouvrement	256 g	-12,9%

La fourche en thermoplastique est donc catégoriquement plus légère que son équivalent en thermodurcissable. Toutefois, celle-ci n'est pas certifiée et donc pourrait nécessiter un ajout de matière afin d'obtenir une résistance satisfaisante. De plus, la version thermodurcissable est optimisée pour les coûts et pour la fabrication, ce qui peut avoir un impact négatif sur sa masse.

Le joint en recouvrement équivaut à 22 g supplémentaires sur la fourche. Ensuite, lorsque les pattes en aluminium sont ajoutées, la fourche thermoplastique risque de devenir plus lourde que la fourche *Krypton* de production. Avec des pattes fabriquées en matériaux composites, il serait intéressant de constater la masse pouvant être atteinte avec la fourche thermoplastique.

## 5.2 Norme ISO 4210 : 2023

La norme ISO 4210 est une norme de sécurité de produit destinée à établir les exigences en matière de sécurité pour les bicyclettes. Elle contient notamment des définitions, essais et vérifications qui permettent de certifier la sécurité de cycles à usage récréatif et de compétition. Toutefois, cette norme ne couvre pas les bicyclettes spécialisées telles que les vélos de livraison, les tandems ou les BMX.

Dans le cadre de ce projet, le volume 6 aborde les méthodes de test pour les fourches et les cadres de vélo. Plus précisément, les articles 5.3, 5.4 et 5.5, 5.6 et 5.7 concernent la certification des fourches de vélo rigides et à frein à disque. La norme permet l'utilisation d'un nouvel exemplaire du produit pour chaque essai en fatigue et en résistance aux impacts. Toutefois, il est de pratique fréquente dans l'industrie d'utiliser une même fourche pour réaliser l'ensemble des tests, ce qui ajoute un certain facteur de sécurité vis-à-vis la norme sans changer les paramètres du test.

Les tests de sécurité selon ISO4210 : 2023 devront être réalisés par le partenaire industriel suite à la conclusion de ce projet.

## 5.3 Temps et coût de fabrication d'une fourche avec le procédé de thermoformage

Afin d'avoir un aperçu de la viabilité de la fabrication de composants de vélos à l'aide du procédé développé plus haut, un effort a été réalisé pour estimer la main-d'œuvre nécessaire pour réaliser chaque opération. Les tableaux 5.2, 5.3 et 5.4 présentent les temps de fabrication pour la fabrication de flancs, le thermoformage et le moulage par vessie. Le temps machine représente le temps nécessaire dans la machine pour la fabrication tandis que le temps ouvrier représente le temps de main-d'œuvre manuelle nécessaire. Toutes les opérations sont calculées

pour la fabrication d'un exemplaire de fourche : les opérations qui doivent être réalisées en double sont prises en compte avec la colonne de droite (quantité).

Tableau 5.2 Temps de fabrication pour les flancs

Opération	Temps machine (min)	Temps ouvrier (min)	Quantité
Découpe de plis et assemblage		120	2
Préparation du sac sous vide		15	2
Cycle de consolidation	240		1
Démouillage du sac sous vide		5	2
Détourage du flanc		5	2
Perçage des trous		5	2
	240 min	300 min	

Tableau 5.3 Temps de fabrication pour le thermoformage des demi-coques

Opération	Temps machine (min)	Temps ouvrier (min)	Quantité
Renouvellement de l'agent démoullant		2	2
Installation dans la presse		5	2
Cycle d'estampage	4		2
Démouillage		5	2
	8 min	24 min	

Tableau 5.4 Temps de fabrication pour le moulage par vessie

Opération	Temps machine (min)	Temps ouvrier (min)	Quantité
Renouvellement de l'agent démoullant		2	1
Détourage des bords	30		2
Installation dans le moule		10	1
Cycle de consolidation	300		1
Démoulage		5	1
	300 min	77 min	

Le temps total de machine s'élève à 548 minutes et le temps ouvrier est de 401 minutes. Parmi ces résultats, la fabrication des flancs est donc la section du procédé qui nécessite le plus d'intervention ouvrière. Comme mentionné plus haut, cette portion du projet mériterait un travail supplémentaire pour automatiser ce procédé ou à tout le moins en augmenter la productivité. Une réduction du temps de cycle dans le four pourrait aussi être apportée.

En guise de comparaison, le temps de fabrication d'une fourche thermodurcissable est présenté au tableau 5.5. Les données sont établies selon des estimations puisque les temps exacts sont variables dépendant de la géométrie, de l'empilement et de la complexité du produit. La découpe des plis est beaucoup plus fastidieuse étant donné la complexité des géométries découpées ainsi que la quantité de géométries différentes. Si la découpe est réalisée par un ouvrier, le temps pourrait facilement être une à deux fois le temps calculé pour les flancs thermoplastiques. Ces plis de forme complexe doivent ensuite être assemblés en une préforme qui est elle aussi plus complexe et donc pourrait prendre quelques heures aussi. Puis, pour le temps machine, il est possible de présumer un cycle similaire (chauffe et refroidissement) mais un maintien plus long étant donné la polymérisation de la résine. Octeau & Lessard (2001) ont comparé quatre résines époxy dans le but de fabriquer une fourche à vélo en composites thermodurcissables et celles-ci

avaient un temps de polymérisation entre 8h (120°C) et 24h (température ambiante). Le temps de cycle total incluant la chauffe et le refroidissement devrait donc avoisiner les 10 heures pour une résine époxy polymérisée à 120°C.

Tableau 5.5 Temps de fabrication pour une fourche thermodurcissable

Opération	Temps machine (min)	Temps ouvrier (min)	Quantité
Découpe des plis		240	1
Assemblage de la préforme		120	1
Renouvellement de l'agent démouleur		2	1
Installation dans le moule		5	1
Cycle de consolidation	600		1
Démoulage		5	1
	600 min	372 min	

On remarque donc que les temps de fabrication sont similaires au thermoplastique autant pour le temps machine et la main-d'œuvre nécessaire. Le procédé de thermoformage devient intéressant lorsqu'on réalise qu'une méthode de production en série des flancs (par exemple, avec le placement automatisé des fibres) permettrait de réduire de moitié le temps de main-d'œuvre à lui seul. De plus, l'utilisation d'un procédé de soudage permettrait de réduire le temps machine à l'étape de moulage par vessie ce qui permettrait des gains considérables par rapport aux thermodurcissables.

Le tableau 5.6 présente les coûts des matériaux et consommables qui sont évalués pour l'ensemble du procédé. Le coût des consommables pouvant être réutilisés tels que les films, fibres de verre et la vessie est ajusté pour représenter le coût de l'item par unité fabriquée. La colonne de quantité représente encore une fois les étapes qui doivent être doublées.

Tableau 5.6 Coût des matériaux et consommables pour la fabrication d'une fourche de vélo par thermoformage

Article	Coût / unité	Quantité
Préimprégné CF/PA6 (brut)	26 \$	2
Film pour sac sous vide (36"x24")	23 \$	2
Ruban d'étanchéité (6')	34 \$	2
Film perforé	5 \$	2
Fibre de verre	3 \$	2
Vessie Mosites #1453	15 \$	1
	197 \$	

Ce résumé des coûts matériels met donc en lumière le coût important du procédé de moulage sous vide. Traditionnellement employé pour la fabrication de pièces en composites à moindre coût évitant l'utilisation de l'autoclave, ce procédé est présentement moins avantageux pour les thermoplastiques dû au coût exorbitant de certains des consommables. Notamment, le ruban d'étanchéité et le film utilisé pour le sac sous vide pourraient éventuellement être remplacés par un système de cadre scellé qui serait entièrement réutilisable.



## CONCLUSION

En conclusion, ce projet avait pour objectif global d'investiguer le potentiel d'utilisation des matériaux composites thermoplastiques pour des applications cyclistes de haute performance. La question de recherche était : est-il possible de développer un procédé de fabrication qui permet un certain degré d'automatisation et qui permettrait de fabriquer des vélos avec des matériaux composites en série et à faible coût dans un contexte nord-américain ? Cette question a été décortiquées et explorée dans ce projet par l'entremise des procédés de consolidation sous vide, thermoformage non isotherme et moulage par vessie.

Tout d'abord, la première étape consiste à fabriquer des flancs pour le thermoformage (objectif 1). Un procédé de fabrication par consolidation sous vide a été développé et a permis de fabriquer 15 plaques avec un empilement sur mesure pour le projet et incorporant six lâchers de plis. La qualité de ces flancs a été évaluée à l'aide de numérisation 3D (planéité et variation d'épaisseur) afin de s'assurer qu'ils puissent être installés dans le système de maintien pour le thermoformage. La recette développée a aussi permis de valider les montages expérimentaux de consolidation sous vide proposés dans la littérature. Le taux de porosité n'a pas été un point focal de cette partie étant donné que le procédé thermoformage est réalisé subséquemment : les flancs ne sont qu'une étape intermédiaire.

Puis, le thermoformage des demi-coques a été réalisé à l'aide de la presse Pinette de l'ÉTS (objectif 2). Pour ce faire, deux moules ont été conçus et fabriqués en plus d'un module d'alignement qui facilite les manipulations et assure un bon alignement des cavités. Les paramètres investigués étaient la configuration de moule et le contrôle de fermeture de la presse. Il a été déterminé que la fermeture du moule selon la pression a permis de fabriquer des coques ayant une consolidation plus uniforme que lorsque la presse se ferme à une hauteur pré-déterminée. Pour ce qui est des configurations de moule, la qualité des coques moulées avec la configuration *poinçon métallique fixe* était supérieure à l'utilisation d'un poinçon mobile.

L'assemblage des coques a été réalisé par la suite à l'aide du procédé de moulage par vessie (objectif 3). Ce procédé a nécessité la conception d'un moule pour consolider la fourche ainsi

qu'un moule qui a permis à l'entreprise Mosites de fabriquer des vessies sur mesure et résistantes à la température de moulage. Au final, deux configurations de joint ont été validées, soit l'assemblage bout à bout des deux moitiés et l'assemblage avec recouvrement interne. Les performances mécaniques espérées étant supérieures avec le recouvrement, cette méthode a été privilégiée. De plus, aucune contre-indication du point de vue de la fabrication n'a été relevée.

Finalement, les fourches assemblées ont été analysées fonctionnellement et seront assemblées avec des pattes en aluminium collées pour que le partenaire industriel Argon 18 puisse réaliser des essais mécaniques sur les fourches fabriquées. La norme ISO 4210 : 2023 sera utilisée pour encadrer ces essais.

Somme toute, le projet a permis d'explorer trois différents procédés de mise en forme qui ont ultimement permis de fabriquer un démonstrateur fonctionnel, plus léger que la référence, quoique non validé structurellement pour les essais routiers. Une phase subséquente viserait à fabriquer une quantité plus importante de fourches pour procéder à sa certification.

Les enjeux principaux rencontrés dans le projet ont tous été de même nature ou presque : la résistance à la température. Que ce soit dans la conception du système de maintien, dans le choix des consommables pour la consolidation sous vide, dans le choix de matériau pour la vessie ou même dans la conception des moules, une considération particulière a dû être portée à la température. À l'instant, peu de consommables sont disponibles sur le marché pour rendre viable la production de fourches de vélo en thermoplastique. En effet, le coût élevé de ces consommables neutralise certaines économies liées à l'automatisation et le faible temps de cycle des procédés investigués ici.

Somme toute, le procédé de thermoformage est un procédé qui démontre un excellent potentiel industriel. Le projet ci-haut a permis de vérifier que l'enveloppe de conception des produits pouvant être thermoformés est probablement nettement plus grande que ce qu'on peut être porté à croire en lisant la littérature. Les déformations complexes et à haute vitesse du matériau sont captivantes à observer et la versatilité du logiciel de simulation Aniform laisse présager que des géométries encore plus complexes que celles explorées ici sont possibles.

Dans une suite logique à ce projet, une emphase particulière devrait être portée à réduire le coût du procédé de fabrication des flancs. En effet, telle que réalisée dans ce projet, la fabrication des flancs est longue, fastidieuse et nécessite des consommables coûteux. Que ce soit par la réutilisation des sacs sous vide ou même en passant par-dessus cette étape au complet, il faudra mettre des efforts à régler cette question s'il est un jour question de mettre ce procédé en production massive.

D'une autre part, la partie thermoformage semble être assez bien réussie, mais un travail de simulation supplémentaire pourrait être fait pour réduire la taille des flancs fabriqués et diminuer les pertes par le fait même. Le couplage du procédé de thermoformage avec une tête robotisée pouvant fabriquer un flanc ajusté serait définitivement intéressant de ce point de vue. De plus, la simulation pourrait probablement améliorer la qualité des pièces produites à l'aide de nouvelles itérations qui n'ont malheureusement pas été possibles dans ce projet dû à un manque de temps et de ressources. La caractérisation du matériau *Cetex TC910* serait nécessaire pour poursuivre ces activités.

Finalement, la partie de l'assemblage gagnerait à être optimisée. Que ce soit par le comoulage des pattes de la fourche en matériaux composites ou même par l'implémentation d'un procédé de soudure locale, il serait définitivement intéressant de voir les progrès possibles pour l'assemblage de pièces fermées issues du thermoformage. Ceci permettrait d'ouvrir les horizons du procédé de thermoformage de composites tel que défini maintenant.

De plus, le projet a contribué à la formation d'un étudiant de maîtrise, de deux stagiaires et a définitivement approfondi les connaissances en composites thermoplastiques chez les partenaires industriels et académiques qui ont été impliqués dans le projet. Il a aussi contribué aux installations de l'ÉTS en développant deux systèmes de maintien novateurs ainsi que le module d'alignement qui pourront être réutilisés dans de prochains projets.

Somme toute, le projet a permis de répondre en partie à la question de recherche : oui il est possible de fabriquer une fourche de vélo à partir de composites thermoplastiques en utilisant la méthodologie présentée ci-haut. Le procédé démontre un bon potentiel de production en série

puisque' il est centré autour du procédé de thermoformage mais la fabrication de flancs et le procédé d'assemblage doivent être automatisés pour viser une production en série nord-américaine dans le contexte économique actuel. Plusieurs solutions industrielles, telles que celle de Rein4ced, sont nouvellement disponibles sur le marché et permettent la fabrication de flancs avec un haut taux de déposition de matière qui complimenterait bien le procédé de thermoformage. Dans cette optique, l'évolution rapide des technologies de soudage local pour les composites thermoplastiques se présente comme un vecteur déterminant, capable de débloquer le potentiel du procédé développé ici vers une industrialisation dans un futur rapproché.

**ANNEXE I**

**FICHE TECHNIQUE DU MATÉRIAUX TORAY CETEX TC910**

### PRODUCT DATA SHEET

#### DESCRIPTION

Toray Cetex® TC910 is a thermoplastic composite using a polyamide 6 (PA6) matrix resin. This product provides excellent mechanical performance at a good performance-to-weight ratio. It features high strength and wear resistance and performs well at elevated temperatures. As a result of these attributes, Toray Cetex® TC910 is commonly used in a variety of sporting goods, automotive, and transportation and general industrial applications. Secondary details in the final part may be injection overmolded using injection-grade polyamides. Toray Cetex® TC910 is available in glass or carbon reinforced UD tapes.

#### FEATURES

- Excellent balance of strength and impact resistance
- Moldable and formable
- Excellent temperature resistance and strength makes it ideal for housings and under the hood applications
- Excellent impact and good solvent resistance
- Good elevated temperature resistance



#### PRODUCT TYPE

Nylon 6-based Thermoplastic Composite

#### TYPICAL NEAT RESIN PROPERTIES

Heat Deflection Temperature

200°C (392°F)

#### TYPICAL APPLICATIONS

- General Industry
- Sporting Goods
- Urban Air Mobility & Unmanned Aircraft Systems
- Automotive structure e.g. under the hood applications
- Replacement for highly loaded injection molded parts

#### SHELF LIFE

Indefinite at 25°C (77°F)



Contact us for more information:

North America/Asia/Pacific

**e** [explore@toraytac-usa.com](mailto:explore@toraytac-usa.com)

**t** +1 408 465 8500

Europe/Middle East/Africa

**e** [explore@toraytac-europe.com](mailto:explore@toraytac-europe.com)

**t** +44 (0)1773 530899

**Cetex®**

TORAY\_TC910\_PDS\_v4.1\_2024-09-04

Page 1/2

## PRODUCT DATA SHEET

## MECHANICAL PROPERTIES

Property	Condition	Method	Typical Results	
Tensile Strength 0°	RTD	ASTM D 3039	2068 MPa	300 ksi
Tensile Modulus 0°	RTD	ASTM D 3039	99.9 GPa	14.5 Msi
Compressive Strength 0°	RTD	ASTM D 6641	992 MPa	144 ksi
In-Plane Shear Modulus	RTD	ASTM D 3518	2.8 GPa	0.41 Msi
In-Plane Shear Strength (ult)	RTD	ASTM D 3518	145 MPa	21.1 ksi
In-Plane Shear Strength (5% strain)	RTD	ASTM D 3518	50 MPa	7.2 ksi
Mode I Interlaminar Fracture Toughness (G <sub>IC</sub> Strain Energy Release Rate)	RTD	ASTM D 5528	81 MPa	11.8 ksi
Mode II Interlaminar Fracture Toughness (G <sub>IIIC</sub> Strain Energy Release Rate)	RTD	ASTM D 7905	149 MPa	21.6 ksi
CAI (1500 in-lb/in)	RTD	ASTM 7136/7137	252 MPa	36.6 ksi
Toray Cetex® TC910 Nylon 6 Carbon Fiber Uni-directional Tape Resin content by weight at 40%. Composite density 1.45 g/cm <sup>3</sup> . Tape width 166 mm (6.5"). Tape thickness 0.16 mm (0.007"). Recommended processing temperature is 249–271°C (480–520°F)				

## MECHANICAL PROPERTIES

Property	Condition	Method	Typical Results	
Tensile Strength 0°	RTD	ASTM D 3039	900 MPa	131 ksi
Tensile Modulus 0°	RTD	ASTM D 3039	30 GPa	4.4 Msi
Flexural Modulus 0°	RTD	ASTM D 790	29 GPa	4.2 Msi
Short Beam Shear ILSS	RTD	ASTM D 2344	42 MPa	6.1 ksi
Toray Cetex® TC910 Nylon 6 Fiberglass Uni-directional Tape Resin content by weight at 40%. Composite density 1.73 g/cm <sup>3</sup> . Tape width 166 mm (6.5"). Tape thickness 0.25 mm (0.010"). Recommended processing temperature is 249–271°C (480–520°F)				

Revised 08/2024

TORAY\_TC910\_PDS\_v4.1\_2024-09-04 Page 2/2

© 2024. All data given is based on representative samples of the materials in question. Since the method and circumstances under which these materials are processed and tested are key to their performance, and Toray Advanced Composites has no assurance of how its customers will use the material, the corporation cannot guarantee these properties. Toray®, (Toray) AmberTool®, (Toray) Cetex®, (Toray) MicroPly™, and all other related characters, logos, and trade names are claims and/or registered trademarks of Toray Industries Inc. and/or its subsidiary companies in one or more countries. Use of trademarks, trade names, and other IP rights of Toray Industries Inc. without prior written approval by such is strictly prohibited.



## ANNEXE II

### DIMENSIONS, ANGLES ET SÉQUENCE D'EMPILEMENT POUR LA FABRICATION DE FLANCS SOUS VIDE

Tableau-A II-1 Dimensions et angles des plis fabriqués  
pour la consolidation sous vide

No.	Largeur (po)	Longueur (po)	Angle (°)
22	9	23.5	0
21	9	23.5	+30
20	9	23.5	0
19	9	14.5	0
18	9	23.5	-30
17	9	23.5	0
16	9	14.625	0
15	9	23.5	+30
14	9	23.5	0
13	9	14.75	0
12	9	23.5	-30
11	9	23.5	-30
10	9	14.875	0
9	9	23.5	0
8	9	23.5	+30
7	9	15	0
6	9	23.5	0
5	9	23.5	-30
4	9	15.125	0
3	9	23.5	0
2	9	23.5	+30
1	9	23.5	0



### **ANNEXE III**

#### **CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU FOUR DESPATCH INSTALLÉ AU LABORATOIRE DE L'ÉTS**

Tableau-A III-1 Caractéristiques techniques du four de  
consolidation sous vide

<b>Caractéristiques du four</b>	<b>Valeur</b>
Marque	Despatch
Modèle	TA Walk-in
Puissance	24 kW
Température maximale	343°C



## ANNEXE IV

### CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU BRAS DE NUMÉRISATION

Tableau-A IV-1 Caractéristiques techniques du bras de numérisation

Caractéristique	Valeur
Marque	Hexagon
Modèle	Absolute Arm 85 (8525-7)
Portée maximale	2,98 m
Poids	9,3 kg
Modèle de tête	RS6
Précision	0,026 mm
Vitesse d'acquisition	Jusqu'à 1,2 millions de points/s
Largeur de ligne	150 mm
Température d'opération	5-40 °C



## ANNEXE V

### RÉSULTATS DES MESURES D'ÉPAISSEUR POUR LES FLANCS CONSOLIDÉS SOUS VIDE

Tableau-A V-1 Mesures d'épaisseurs

Échantillon	2,5mm		3,5mm	
	Épaisseur moyenne	Écart type	Épaisseur moyenne	Écart type
FPD_2	2,678	0,105	3,752	0,122
FPD_3	2,448	0,041	3,342	0,057
FPD_4	2,452	0,034	3,371	0,062
FPD_5	2,680	0,053	3,716	0,063
FPD_6	2,424	0,037	3,314	0,051
FPD_7	2,421	0,037	3,432	0,062
FPD_8	2,420	0,037	3,454	0,059
FPD_9	2,439	0,037	3,522	0,061
FPD_10	2,437	0,044	3,501	0,054
FPD_11	2,420	0,045	3,500	0,069
FPD_12	2,429	0,043	3,328	0,051
FPD_13	2,459	0,052	3,516	0,057
FPD_14	2,478	0,042	3,538	0,061
Moyenne	2,476	0,014	3,484	0,018



## ANNEXE VI

### CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DE LA PRESSE PINETTE INSTALLÉE À L'ÉTS

Tableau-A VI-1 Caractéristiques techniques de la ligne d'estampage Pinette PEI installée à l'École de technologie supérieure

<b>Caractéristiques de la presse</b>	<b>Valeur</b>
Ouverture maximale	800mm
Effort de fermeture	70 à 700 kN
Vitesse de fermeture rapide	20 à 300 mm/s
Vitesse de fermeture lent	1 à 80 mm/s
Vitesse d'ouverture lente	2 à 10 mm/s
Vitesse d'ouverture rapide	75 mm/s
Dimensions des plateaux	900 mm x 900 mm
Puissance de chauffe des plateaux	140 kW
Zones de chauffe indépendantes	9 par plateau
Température maximale de chauffe	450°C
Rampe de montée en température	1 à 10°C/min
<b>Caractéristiques du chariot de déplacement</b>	<b>Valeur</b>
Vitesse de déplacement horizontale	1000 mm/s
Vitesse de déplacement verticale	800 mm/s
Maintien de la pièce	Film tendu ou Cadre
<b>Caractéristiques du four infrarouge</b>	<b>Valeur</b>
Puissance de chauffe du four	64 kW
Dimensions du four	900 mm x 900 mm
Sonde de température pièce	Pyromètre
Sonde de température ambiante	Thermocouple type J



## ANNEXE VII

### CONCEPTION PRÉLIMINAIRE DU SYSTÈME DE MAINTIEN À RESSORT

Les besoins initiaux du cahier de charge de conception pour le système de maintien étaient : rigidité, position ajustable du flanc, tensionnement local et ajustable du flanc et la simplicité de fabrication du système. Pour respecter ces besoins, des membrures graduées et dotées de trous oblongs permettent un ajustement de la dimension du cadre. Ensuite, des ressorts sont attachés au cadre et une pince en aluminium est ensuite serrée de part et d'autre du laminé à l'aide d'un boulon. Le montage utilisé est présenté à la figure VII-1.

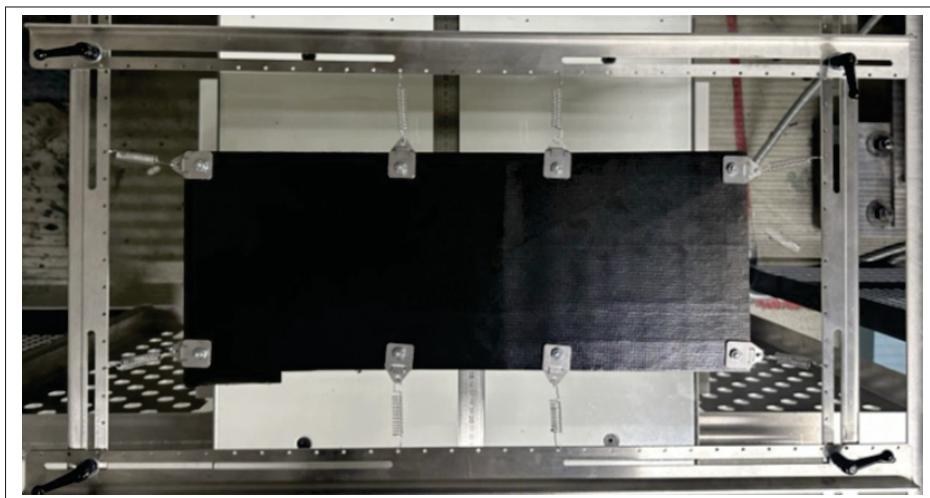


Figure-A VII-1 Système de maintien simple avec ressorts de tension montés directement sur un cadre ajustable

Ce système a pour avantage sa simplicité de fabrication, mais une des difficultés qui n'avait pas été identifiée pour sa mise en oeuvre est la disponibilité des ressorts. Tout d'abord, la rigidité des ressorts est difficile à prévoir à la phase de conception et donc il est utile de pouvoir facilement changer de taille de ressort. Toutefois, le manque de disponibilité des ressorts de tension dans des tailles utiles pour le procédé rend ce concept plus difficile à mettre en oeuvre. De plus, les ressorts utilisés ont tendance à s'étirer au-delà de leur longueur maximale durant l'extraction de la pièce, ce qui empêche leur réutilisation. Un outil fabriqué sur mesure pour enruler des

ressorts à partir de fil d'acier inoxydable a été employé pour réduire le nombre de commandes de ressorts, mais ultimement, la solution a été remplacée suite à un incident dans le four infrarouge de la presse.

En effet, lors de la chauffe d'un flanc avec ce système, une des pinces s'est brisée dans le four et a donc lâché le flanc jusqu'à toucher à la grille inférieure du four. Le flanc étant très près de l'élément chauffant et sans manière de constater ce bris durant le cycle, la pièce a chauffé rapidement et a pris feu dans le four.

Suite à cet incident, une nouvelle caractéristique pour la conception du système a été ajoutée au cahier des charges, soit un maintien rigide du poids de la pièce, de manière indépendante de la tension du ressort. Un tel système diminuerait donc la charge appliquée par les ressorts puisqu'ils n'auraient qu'à appliquer le tensionnement dans la pièce.

## ANNEXE VIII

### MOULES DE THERMOFORMAGE AVANT ET ARRIÈRE ET MODULE D'ALIGNEMENT

Tout d'abord, les moules avant et arrières sont présentés à la figure VIII-1. Les deux moules utilisent la même base pour le moule mâle et les poinçons sont installés dessus selon la configuration désirée. Pour les moules femelles, ceux-ci sont indépendants pour l'avant et l'arrière.

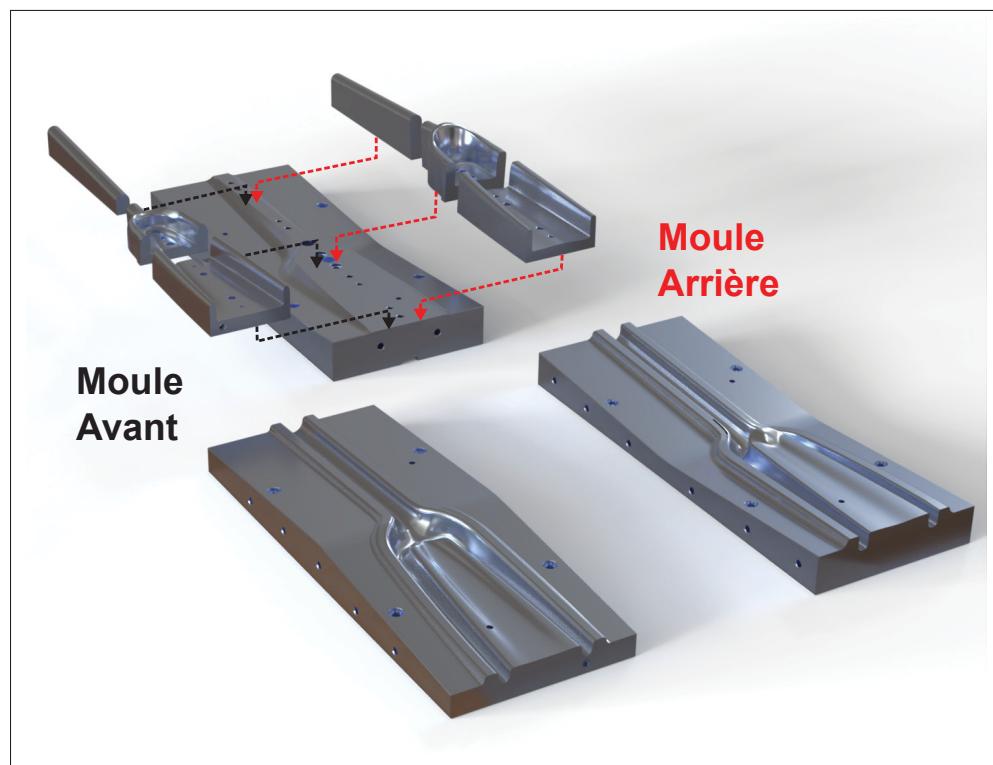


Figure-A VIII-1 Moules avant et arrière pour le thermoformage de demi-coques

Une photographie du module d'alignement monté dans la presse Pinette de l'ÉTS est présentée à la figure VIII-2. Le moule arrière en configuration *poinçon métallique fixe* est installé dans le module d'alignement.

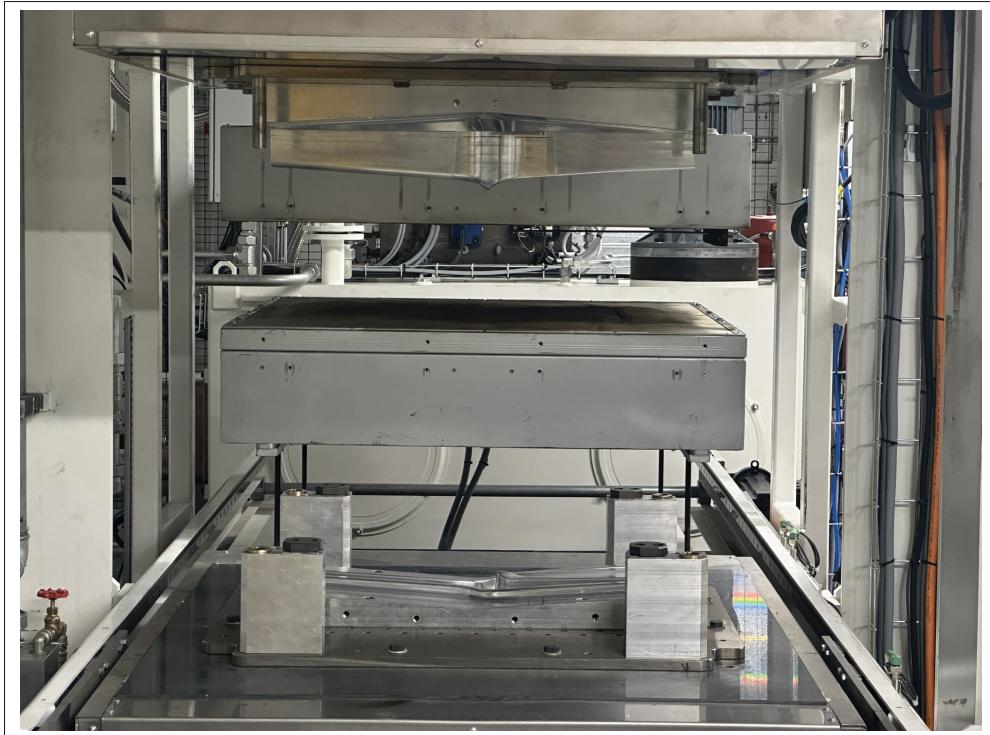


Figure-A VIII-2 Module d'alignement installé dans la presse  
Pinette

## ANNEXE IX

### RECETTE UTILISÉE POUR LE THERMOFORMAGE

Tableau-A IX-1 Paramètres de moules

Paramètre	Valeur
Cote de pré-fermeture (mm)	700
Vitesse de fermeture moyenne (mm/s)	400
Cote de ralentissement fermeture (mm)	20
Cote de ralentissement ouverture (mm)	50
Vitesse de fermeture lente (mm/s)	10
Vitesse d'ouverture lente (mm/s)	10
Hauteur moule (mm)	182
Hauteur demi-moule supérieur (mm)	133
Hauteur demi-moule inférieur (mm)	86
Poids demi-moule supérieur (T)	37
Effort d'accostage (kN)	75
Effort maxi moule (kN)	120
Effort d'init moule (kN)	75

Le tableau IX-1 inclut tous les paramètres spécifiques au moule. La hauteur de chaque moule est mesurée en plus de la hauteur entre les plateaux lorsque les moules sont fermés ensemble. Puis, le poids du moule supérieur est utilisé pour mettre à zéro la force appliquée par la presse lors d'un contrôle par application de pression. L'effort d'initialisation du moule correspond à la force de fermeture appliquée lors du cycle d'initialisation (référence presse).

Tableau-A IX-2 Paramètres du chariot

Position montée/baisse	Valeur
Hauteur position presse (mm)	371
Hauteur position déchargement pièce (mm)	420

Les deux paramètres dans le tableau IX-2 correspondent aux différentes positions en hauteur qui sont ajustables pour le chariot. La plus critique des deux est la hauteur position presse qui correspond à la hauteur jusqu'à laquelle le chariot descend dans un cycle d'estampage. Cette hauteur devrait être ajustée manuellement pour chaque moule pour s'assurer de l'absence d'interférences avec le moule.

Tableau-A IX-3 Paramètres de la chauffe des plateaux

Paramètres de chauffe des plateaux	Valeur
Validation chauffage	1
Validation préchauffe	1
Sélection température refroidissement	0
Rampe de préchauffe plateau supérieur (°C/min)	10
Consigne de préchauffe plateau supérieur (°C)	152
Rampe de préchauffe plateau inférieur (°C/min)	10
Consigne de préchauffe plateau inférieur (°C)	152

Les paramètres de chauffe présentés dans le tableau IX-3 correspondent à ceux des plateaux de la presse. La consigne de température choisie ici a été déterminée avec des thermocouples pour obtenir une température de 140°C à la surface du moule. La valeur est donc légèrement plus élevée étant donné le gradient thermique et les multiples interfaces de conduction des moules.

Tableau-A IX-4 Paramètres de la chauffe du four

Paramètres four IR	Valeur
Validation four IR	1
Consigne d'ambiance four (°C)	200
Rampe température sur produit (°C/min)	30
Consigne température sur produit (°C)	240
Temps retard début de chauffe (s)	0
Temps de chauffe (s)	20
Temps maxi de chauffe (s)	40
Offset température alerte four IR (°C)	10
Offset température arrêt four IR (°C)	20

Le tableau IX-4 présente les paramètres propres au four infrarouge de la presse. Pour ce qui est de la chauffe du produit, la température d'ambiance correspond à la température de préchauffe du four. À noter que la température utilisée par la machine est en fait la consigne en soustrayant la tolérance réglée dans la machine (40°C). Ceci veut donc dire que pour une consigne de préchauffe de 200°C, celle-ci est validée dès que le four atteint 160°C. De même, une tolérance de 10°C est programmée dans la machine pour la température produit. D'où la température réglée à 240°C, alors que la température produit désirée en réalité est de 230°C. L'autre paramètre d'intérêt est le temps de chauffe qui correspond au temps supplémentaire imposé à la pièce dans le four lors de l'atteinte de la température produit. Dans ce cas-ci, une fois que la pièce atteint la température de 233°C selon le pyromètre, un décompte de 20 secondes est lancé et la chauffe est régulée. Ceci permet d'assurer une uniformité de température dans la pièce dans le cas d'un taux de chauffe élevé.



## ANNEXE X

### IMAGES DES COQUES AVANT ET ARRIÈRE FABRIQUÉES À L'ISSUE DU CHAPITRE DE THERMOFORMAGE



a)



b)



c)



d)

Figure-A X-1 Coque Av\_M\_P\_3. Une vue générale (a), la surface extérieure (b), une vue de la couronne (c) et la surface intérieure (d) sont présentées



Figure-A X-2 Coque Av\_X\_D\_5. Une vue générale (a), la surface extérieure (b), une vue de la couronne (c) et la surface intérieure (d) sont présentées

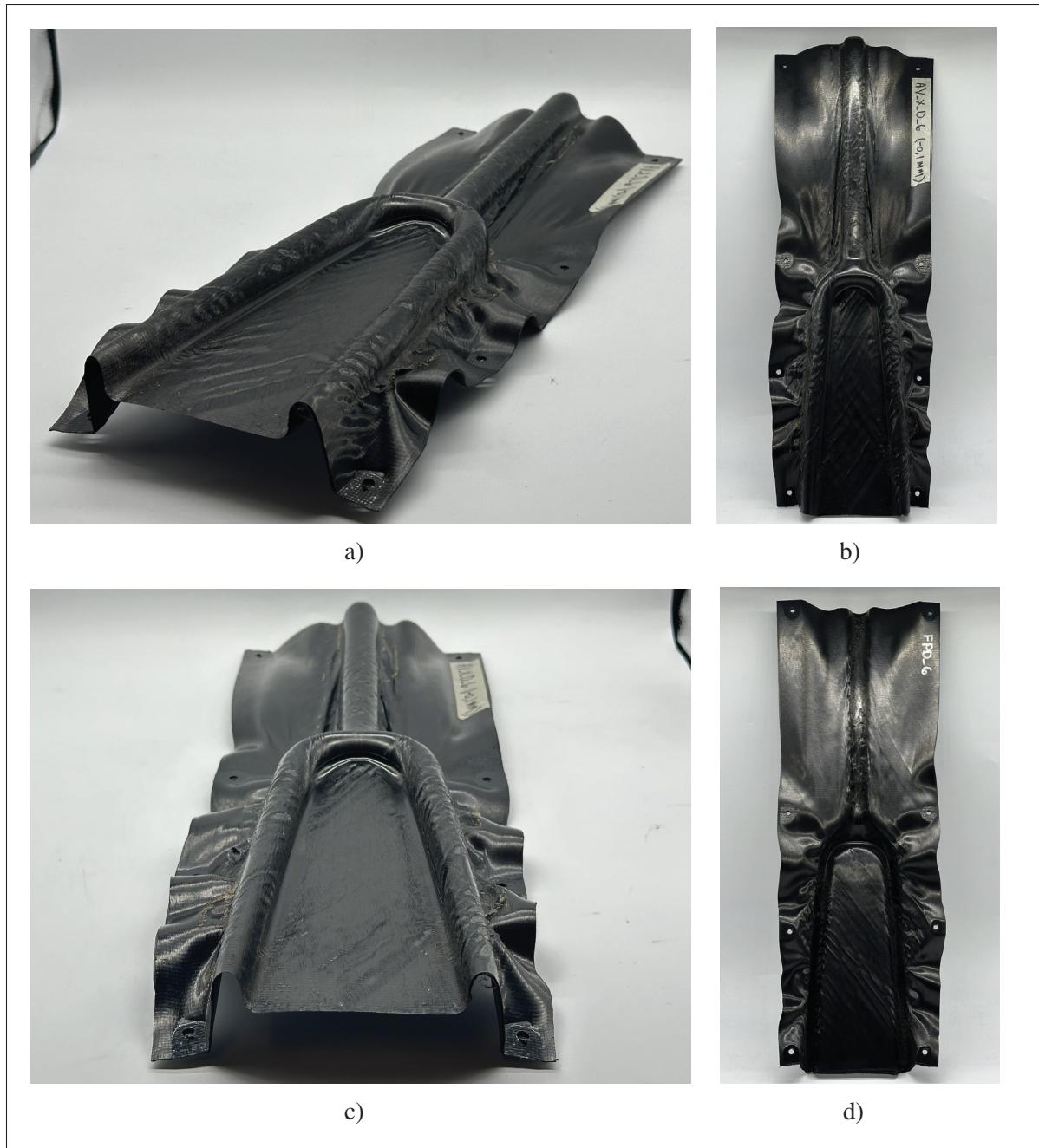


Figure-A X-3 Coque Av\_X\_D\_6. Une vue générale (a), la surface extérieure (b), une vue de la couronne (c) et la surface intérieure (d) sont présentées



Figure-A X-4 Coques avant fabriquées dans la phase production



Figure-A X-5 Coques arrières fabriquées dans la phase production



**ANNEXE XI**

**FICHE TECHNIQUE DU MATÉRIAUX MOSITES #1453**



2720 TILLAR ST.  
FT. WORTH, TX 76107  
PHONE 817-335-3451  
FAX 817-870-1564

Typical Physical Properties on Mosites #1453 Silicone

The physical properties shown below were obtained on 0.080 inch thick molded ASTM samples. They are typical of Mosites #1453 silicone rubber compound, but they should not be used to set Quality Control Specification minimum requirements.

Hardness (Shore A).....	50
Tensile Strength (psi).....	1398
Elongation at Break (%).....	616%
Modulus at 100% Elongation (psi).....	217
Modulus at 300% Elongation(psi).....	594
Tear Strength (ppi).....	255
Compression Set (%).....	11% (22 hours at 350°F)
Specific Gravity.....	1.15

Mosites #1453 is a 50 durometer, gray, high strength silicone rubber compound with excellent tear strength properties.

## ANNEXE XII

### CONCEPT PRÉLIMINAIRE D'UN MANDRIN POUR LA FABRICATION DE VESSIE

Dans cette annexe, un concept préliminaire d'un mandrin démontable qui serait utilisé pour la fabrication de vessie est présenté. La figure XII-1 présente le modèle 3D du mandrin et les étapes d'assemblage. Les deux pattes sont assemblées avec le tube de direction et ensuite une plaque inférieure permet de refermer la géométrie. Puis, la matière est apposée aux surfaces du mandrin et permet donc un bon accès pour l'ouvrier. La fabrication de la vessie avec un mandrin permet donc une vessie avec une surface d'épaisseur constante puisqu'il n'y a pas de lignes de séparation.

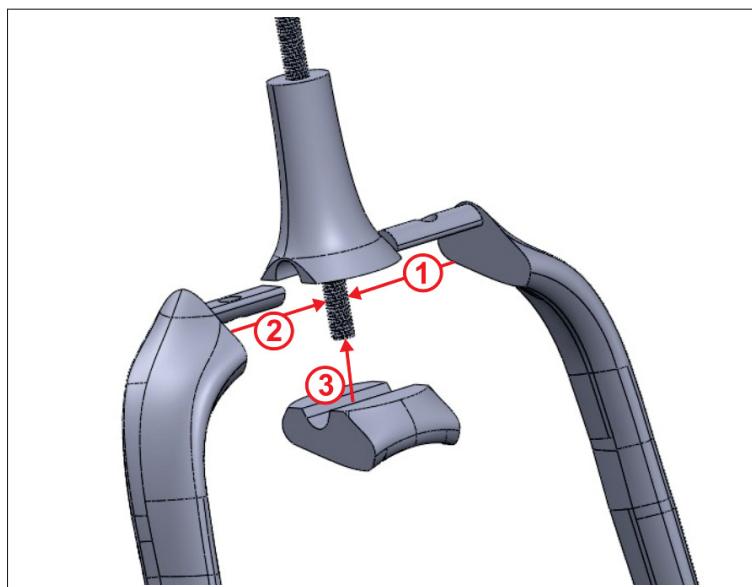


Figure-A XII-1 Concept préliminaire abandonné d'un mandrin pour la fabrication de vessie

Le concept de ce mandrin permet le démontage des pattes lorsque la vessie est consolidée sur le mandrin et donc devrait faciliter le démoulage de la vessie. Toutefois, des géométries complexes à usiner rendent ce concept difficile à réaliser à faible coût. De plus, l'utilisation d'un mandrin limite les variations d'épaisseur possibles pour la vessie puisque celles-ci impactent ses dimensions externes.



## BIBLIOGRAPHIE

- Aastroem, B. T. (1997). Thermoplastic composite sheet forming : Materials and manufacturing techniques. *Composite Materials Series*, 27–74. ISBN : 0927-0108.
- Akckerman, R. & Haanappel, S. P. (2015). 6 - Thermoplastic composites manufacturing by thermoforming. Dans Boisse, P. (Éd.), *Advances in Composites Manufacturing and Process Design* (pp. 111–129). Woodhead Publishing. doi : 10.1016/B978-1-78242-307-2.00006-3.
- AniForm. (2023). AniForm PrePost modelling tutorials. Document inédit, AniForm Engineering.
- Antonelli, V., Decoster, D., Marissen, R. & Beukers, A. (2008). Improvements in the Pressure Distribution during the Forming of Thermoplastic Composites. *International Journal of Material Forming*, 1(S1), 819–822. doi : 10.1007/s12289-008-0261-3.
- August, Z., Ostrander, G., Michasiow, J. & Hauber, D. (2014). RECENT DEVELOPMENTS IN AUTOMATED FIBER PLACEMENT OF THERMOPLASTIC COMPOSITES. *SAMPE Journal*, (50), 30–37.
- Azzam, H. A. & Schledjewski, R. (2009). Thermoplastic UD Reinforced Profiles : Mechanical Properties of Locally Formed Parts. *Proceedings from ICCM-17*. doi : 10.5281/ZENODO.15457702.
- Bhandari, S. & Lopez-Anido, R. (2016). FEASIBILITY OF USING 3D PRINTED THERMOPLASTIC MOLDS FOR STAMP FORMING OF THERMOPLASTIC COMPOSITES.
- Bhattacharyya, D., Bowis, M. & Jayaraman, K. (2003). Thermoforming woodfibre–polypropylene composite sheets. *Composites Science and Technology*, 63(3-4), 353–365. doi : 10.1016/S0266-3538(02)00214-2.
- Boisse, P., Hamila, N., Wang, P. & de Lyon, U. (2011). SIMULATION OF WRINKLING DURING TEXTILE COMPOSITE REINFORCEMENT FORMING. *World Journal of Engineering*.
- Brooks, R. A., Wang, H., Ding, Z., Xu, J., Song, Q., Liu, H., Dear, J. P. & Li, N. (2022). A review on stamp forming of continuous fibre-reinforced thermoplastics. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, 5(3), 411–430. doi : 10.1016/j.ijlmm.2022.05.001.

- Cai, X. & Hoa, S. V. (2019). Influence of Applied Pressure on the Resulting Quality of Stamp Formed Flat Thermoplastic Composite Laminates. *Automated Composites Manufacturing (ACM4)*, pp. 167–174.
- Cakmak, M. & Dutta, A. (1991). Instrumented thermoforming of advanced thermoplastic composites. II : Dynamics of double curvature part formation and structure development from PEEK/carbon fiber prepreg tapes. *Polymer Composites*, 12(5), 338–353. doi : 10.1002/pc.750120508. \_eprint : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/pc.750120508>.
- Campbell, F. C. (2010). *Structural composite materials*. Materials Park, Ohio : ASM International.
- Chen, H., Li, S., Wang, J. & Ding, A. (2021). A focused review on the thermo-stamping process and simulation progresses of continuous fibre reinforced thermoplastic composites. *Composites Part B : Engineering*, 224, 109196. doi : 10.1016/j.compositesb.2021.109196.
- Chen, Q., Boisse, P., Park, C. H., Saouab, A. & Bréard, J. (2011). Intra/inter-ply shear behaviors of continuous fiber reinforced thermoplastic composites in thermoforming processes. *Composite Structures*, 93(7), 1692–1703. doi : 10.1016/j.compstruct.2011.01.002.
- Chow, S. (1999). *Frictional interaction between blank holder and fabric in stamping of woven thermoplastic composites*. (Mémoire de maîtrise, University of Massachusetts Lowell, United States – Massachusetts). Repéré à ISBN : 9780493547992.
- Dangora, L. M., Mitchell, C. J., Sherwood, J. & Parker, J. C. (2017). Deep-Drawing Forming Trials on a Cross-Ply Thermoplastic Lamina for Helmet Preform Manufacture. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 139(3), 031009. doi : 10.1115/1.4034791.
- Dörr, D., Brymerski, W., Ropers, S., Leutz, D., Joppich, T., Kärger, L. & Henning, F. (2017a). A Benchmark Study of Finite Element Codes for Forming Simulation of Thermoplastic UD-Tapes. *Procedia CIRP*, 66, 101–106. doi : 10.1016/j.procir.2017.03.223.
- Dörr, D. (2021). *Simulation of the thermoforming process of UD fiber-reinforced thermoplastic tape laminates*. Karlsruhe : KIT Scientific Publishing.
- Dörr, D., Schirmaier, F. J., Henning, F. & Kärger, L. (2017b). A viscoelastic approach for modeling bending behavior in finite element forming simulation of continuously fiber reinforced composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 94, 113–123. doi : 10.1016/j.compositesa.2016.11.027.

- Friedrich, K. & Hou, M. (1998). On stamp forming of curved and flexible geometry components from continuous glass fiber/polypropylene composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 29(3), 217–226. doi : 10.1016/S1359-835X(97)00087-0.
- Friedrich, K., Hou, M. & Krebs, J. (1997). Chapter 4 Thermoforming of continuous fibre/thermoplastic composite sheets. Dans *Composite Materials Series* (vol. 11, pp. 91–162). Elsevier. doi : 10.1016/S0927-0108(97)80006-9.
- Gong, Y., Song, Z., Ning, H., Hu, N., Peng, X., Wu, X., Zou, R., Liu, F., Weng, S. & Liu, Q. (2020). A comprehensive review of characterization and simulation methods for thermo-stamping of 2D woven fabric reinforced thermoplastics. *Composites Part B : Engineering*, 203, 108462. doi : 10.1016/j.compositesb.2020.108462.
- Graef, J., Weiß, B. & Engel, B. (2021). Measurement of fiber wrinkles and shear angles of double dome forming parts. *ESAFORM 2021*. doi : 10.25518/esaform21.3756.
- Gröger, B., Würfel, V., Hornig, A. & Gude, M. (2022). Forming process induced material structure of fibre-reinforced thermoplastics - Experimental and numerical investigation of a bladder-assisted moulding process. *Journal of Advanced Joining Processes*, 5, 100100. doi : 10.1016/j.jajp.2022.100100.
- Harrison, P., Gomes, R. & Curado-Correia, N. (2013). Press forming a 0/90 cross-ply advanced thermoplastic composite using the double-dome benchmark geometry. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 54, 56–69. doi : 10.1016/j.compositesa.2013.06.014.
- Hasanudin, H., Nadlene, R., Nurfaizey, A. H., Zin, M. H., Fadzullah, S. H. S. M. & Rashidi, S. A. (2022). Simulation Analysis of Polyphenylene Sulfide Composite for Two-Folded Clip Panel by Using Aniform Software. *Materials Science Forum*, 1060, 43–49. doi : 10.4028/p-624vl5.
- Hou, M. (1997). Stamp forming of continuous glass fibre reinforced polypropylene. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 28(8), 695–702. doi : 10.1016/S1359-835X(97)00013-4.
- Hou, M. & Friedrich, K. (1994). 3-D stamp forming of thermoplastic matrix composites. *Applied Composite Materials*, 1(2), 135–153. doi : 10.1007/BF00567575.
- Hou, M., Friedrich, K. & Scherer, R. (1994). Optimization of stamp forming of thermoplastic composite bends. *Composite Structures*, 27(1-2), 157–167. doi : 10.1016/0263-8223(94)90077-9.

- Ismadi, I. H. & Nugroho, G. (2020). Tensile Strength of Carbon Fiber/Epoxy Composite Manufactured by the Bladder Compression Molding Method at Variable Pressure Levels. *Journal of Material Processing and Characterization*, 1(1). doi : 10.22146/jmpc.51411.
- Jamin, T. (2014). *Estampage de composites thermoplastiques hautes performances à base de carbone/PPS pour des applications aéronautiques*. (Mémoire de maîtrise électronique, École de technologie supérieure, Montréal). Repéré à <https://espace.etsmtl.ca/id/eprint/1780/>.
- Kozaczuk, K. (2016). AUTOMATED FIBER PLACEMENT SYSTEMS OVERVIEW. *Transactions of the Institute of Aviation*, 245(4), 52–59. doi : 10.5604/05096669.1226355.
- Lafuente, T., Nowacki, J., Mitschang, P., Marques, A. T. & Neitzel, M. (2002). Tailored Blank Technology : A One-Step-Process. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 15(4), 355–371. doi : 10.1177/0892705702015004734.
- Lee, J. S., Hong, S. J., Yu, W.-R. & Kang, T. J. (2007). The effect of blank holder force on the stamp forming behavior of non-crimp fabric with a chain stitch. *Composites Science and Technology*, 67(3-4), 357–366. doi : 10.1016/j.compscitech.2006.09.009.
- Lessard, H., Lebrun, G., Benkaddour, A. & Pham, X.-T. (2015). Influence of process parameters on the thermostamping of a [0/90]12 carbon/polyether ether ketone laminate. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 70, 59–68. doi : 10.1016/j.compositesa.2014.12.009.
- Liang, B., Hamila, N., Peillon, M. & Boisse, P. (2014). Analysis of thermoplastic prepreg bending stiffness during manufacturing and of its influence on wrinkling simulations. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 67, 111–122. doi : 10.1016/j.compositesa.2014.08.020.
- Long, A. C. (Éd.). (2007). *Composites forming technologies*. Cambridge : Woodhead.
- Maes, V. K., Potter, K. & Kratz, J. (2022). Features and defects characterisation for virtual verification and certification of composites : A review. *Composites Part B : Engineering*, 246, 110282. doi : 10.1016/j.compositesb.2022.110282.
- Margossian, A., Reger, A., Pardeshi, B. S., Bel, S. & Hinterhölzl, R. (2016). Inter-ply Slip Characterisation In Thermoplastic Laminates For The Development of FE Thermoforming Simulations. *Proceedings From the 13th International Conference On Flow Processing In Composite Materials*.
- Matweb. (2025). PA6 (Dry). Repéré le 2025-06-24 à [https://www.matweb.com/search/datasheet\\_print.aspx?matguid=4c50851001c54f42aa5a456f10873036](https://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=4c50851001c54f42aa5a456f10873036).

- McCool, R., Murphy, A., Wilson, R., Jiang, Z., Price, M., Butterfield, J. & Hornsby, P. (2012). Thermoforming carbon fibre-reinforced thermoplastic composites. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L : Journal of Materials : Design and Applications*, 226(2), 91–102. doi : 10.1177/1464420712437318.
- Millot, C., Fillot, L.-A., Lame, O., Sotta, P. & Seguela, R. (2015). Assessment of polyamide-6 crystallinity by DSC : Temperature dependence of the melting enthalpy. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 122(1), 307–314. doi : 10.1007/s10973-015-4670-5.
- Morris, C. D., Dangora, L. M. & Sherwood, J. A. (2014). Using LS-DYNA® to Simulate the Thermoforming of Woven-Fabric Reinforced Composites. *Proceedings from the 13th International LS-DYNA Users Conference*.
- Murtagh, A. M., Lennon, J. J. & Mallon, P. J. (1995). Surface friction effects related to pressforming of continuous fibre thermoplastic composites. *Composites Manufacturing*, 6(3-4), 169–175. doi : 10.1016/0956-7143(95)95008-M.
- Nardi, D. & Sinke, J. (2021). Design analysis for thermoforming of thermoplastic composites : prediction and machine learning-based optimization. *Composites Part C : Open Access*, 5, 100126. doi : 10.1016/j.jcomc.2021.100126.
- Netzsch. (2025). PA6 : Polyamide 6. Repéré le 2025-06-24 à <https://polymers.netzsch.com/> Materials/Details/22.
- Octeau, M.-A. & Lessard, L. (2001). Composite bicycle fork design for vacuum assisted resin transfer moulding Public Deposited. McGill University. Repéré à <https://escholarship.mcgill.ca/concern/theses/9k41zg37d>.
- Okine, R. K. (1989). Analysis of Forming Parts from Advanced Thermoplastic Composite Sheet Materials. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 2(1), 50–76. doi : 10.1177/089270578900200104.
- Polyplasty. (2025). Polyamide. Repéré le 2025-06-24 à <https://www.polyplasty.cz/material-polyamid.html>.
- Potter, K., Khan, B., Wisnom, M., Bell, T. & Stevens, J. (2008). Variability, fibre waviness and misalignment in the determination of the properties of composite materials and structures. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 39(9), 1343–1354. doi : 10.1016/j.compositesa.2008.04.016.
- Potter, K. (2002). Bias extension measurements on cross-plied unidirectional prepreg. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 33(1), 63–73. doi : 10.1016/S1359-835X(01)00057-4.

- Prodromou, A. & Chen, J. (1997). On the relationship between shear angle and wrinkling of textile composite preforms. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 28(5), 491–503. doi : 10.1016/S1359-835X(96)00150-9.
- Reynolds, N., Awang-Ngah, S., Williams, G. & Hughes, D. J. (2020). Direct Processing of Structural Thermoplastic Composites Using Rapid Isothermal Stamp Forming. *Applied Composite Materials*, 27(1-2), 107–115. doi : 10.1007/s10443-020-09797-4.
- Robroek, L. M. (1994). *The development of rubber forming as a rapid thermoforming technique for continuous fibre reinforced thermoplastic composites : quality control by process control*. Delft : Delft University Press. Repéré à <https://resolver.tudelft.nl/uuid:70dd07b1-b5b5-4562-ae6e-6bb1a10c28ef>.
- Rocha, H., Rocha, A., Malheiro, J., Sousa, B., Vilela, A., Carneiro, F. & Antunes, P. (2024). Development and Manufacturing of a Fibre Reinforced Thermoplastic Composite Spar Produced by Oven Vacuum Bagging. *Polymers*, 16(15), 2216. doi : 10.3390/polym16152216.
- Sadighi, M., Rabizadeh, E. & Kermansaravi, F. (2008). Effects of laminate sequencing on thermoforming of thermoplastic matrix composites. *Journal of Materials Processing Technology*, 201(1-3), 725–730. doi : 10.1016/j.jmatprotec.2007.11.239.
- Saenz-Castillo, D., Martín, M. I., García-Martínez, V., Ramesh, A., Battley, M. & Güemes, A. (2020). A comparison of mechanical properties and X-ray tomography analysis of different out-of-autoclave manufactured thermoplastic composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 39(19-20), 703–720. doi : 10.1177/0731684420924081.
- Scherer, R. & Friedrich, K. (1991). Inter- and intraply-slip flow processes during thermoforming of cf/pp-laminates. *Composites Manufacturing*, 2(2), 92–96. doi : 10.1016/0956-7143(91)90185-J.
- Slange, T. K., Warnet, L. L., Grouve, W. J. B. & Akkerman, R. (2018). Consolidation quality and mechanical performance of stamp formed tailored blanks produced by rapid AFP. pp. 020031. doi : 10.1063/1.5034832.
- Slange, T. K., Grouve, W. J., Warnet, L. L., Wijskamp, S. & Akkerman, R. (2019). Towards the combination of automated lay-up and stamp forming for consolidation of tailored composite components. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 119, 165–175. doi : 10.1016/j.compositesa.2019.01.016.

- Soulat, D., Cheruet, A., Youssef, M. & Boisse, P. (2006). Simulation de la mise en forme des composites thermoplastiques Élément fini de coque à pincement pour l'analyse de la reconsolidation. *European Journal of Computational Mechanics*, 15(4), 379–408. doi : 10.3166/remn.15.379-408.
- Swamy, J. N., Grouve, W. J., Wijskamp, S. & Akkerman, R. (2024). An experimental study on the role of different void removal mechanisms in VBO processing of advanced thermoplastic composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 43(3-4), 183–194. doi : 10.1177/07316844231159134.
- Swamy, J. N., Grouve, W. J., Wijskamp, S. & Akkerman, R. (2025). An experimental study on filling of gaps and void pockets during vacuum-bag-only consolidation of fiber placed preforms. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 38(3), 1089–1106. doi : 10.1177/08927057241259745.
- Sweeney, G., Monaghan, P., Brogan, M. & Cassidy, S. (1995). Reduction of infra-red heating cycle time in processing of thermoplastic composites using computer modelling. *Composites Manufacturing*, 6(3-4), 255–262. doi : 10.1016/0956-7143(95)95018-T.
- Tatsuno, D., Yoneyama, T., Kawamoto, K. & Okamoto, M. (2017). Effect of Cooling Rate on the Mechanical Strength of Carbon Fiber-Reinforced Thermoplastic Sheets in Press Forming. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 26(7), 3482–3488. doi : 10.1007/s11665-017-2664-0.
- Ten Thije, R. H. W., Akkerman, R., Van Der Meer, L. & Ubbink, M. P. (2008). Tool-ply friction in thermoplastic composite forming. *International Journal of Material Forming*, 1(S1), 953–956. doi : 10.1007/s12289-008-0215-9.
- Troschitz, J., Kupfer, R. & Gude, M. (2019). Process-integrated embedding of metal inserts in continuous fibre reinforced thermoplastics. *Procedia CIRP*, 85, 84–89. doi : 10.1016/j.procir.2019.09.039.
- Trudel-Boucher, D., Fisa, B., Denault, J. & Gagnon, P. (2005). Thermoforming Complex Parts from Unconsolidated and Consolidated Polypropylene/Glass Fibre Fabrics. *Polymers and Polymer Composites*, 13(6), 543–558. doi : 10.1177/096739110501300601.
- Wakeman, M., Blanchard, P. & Monson, J.-A. (2005). Void Evolution During Stamp Forming of Thermoplastic Composites. doi : 10.5281/ZENODO.15418147. Publisher : University of KwaZulu-Natal, Centre of Composite Materials and Structures.
- Wang, P., Hamila, N. & Boisse, P. (2013). Thermoforming simulation of multilayer composites with continuous fibres and thermoplastic matrix. *Composites Part B : Engineering*, 52, 127–136. doi : 10.1016/j.compositesb.2013.03.045.

- Wilkinson, S. (2021). *Optimisation of the stamp forming process for thermoplastic composites*. (Thèse de doctorat, University of Bristol, Angleterre). Repéré à <https://hdl.handle.net/1983/e76081b2-4f45-4251-9253-455d17e6ac4f>.
- Würfel, V., Grützner, R., Hirsch, F., Barfuß, D., Gude, M., Müller, R. & Kästner, M. (2020). Hybrid Fibre Reinforced Thermoplastic Hollow Structures with a Multi-Scale Structured Metal Load Introduction Element. *International Conference “Hybrid Materials and Structures” 2020*.
- Yoneyama, T., Tatsuno, D., Kawamoto, K., Okamoto, M., School of Mechanical Engineering, Kanazawa University, , E-mail : yoneyama@se.kanazawa-u.ac.jp & Advanced Processing Group, Komatsu Industries Corp., Ishikawa, Japan. (2016). Effect of Press Slide Speed and Stroke on Cup Forming Using a Plain-Woven Carbon Fiber Thermoplastic Composite Sheet. *International Journal of Automation Technology*, 10(3), 381–391. doi : 10.20965/ijat.2016.p0381.