

Titre: Développement de la pultrusion thermoplastique de rubans de
préimprégnés à 1 m/min

Auteur: Erwan Hamon
Author:

Date: 2025

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Hamon, E. (2025). Développement de la pultrusion thermoplastique de rubans de
préimprégnés à 1 m/min [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal].
Citation: PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/70468/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/70468/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Louis Laberge Lebel
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Développement de la pultrusion thermoplastique de rubans de
préimprégnés à 1 m/min**

ERWAN HAMON

Département de génie mécanique

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise sciences appliquées*

Génie mécanique

Octobre 2025

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

**Développement de la pultrusion thermoplastique de rubans de
préimprégnés à 1 m/min**

présenté par **Erwan HAMON**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise sciences appliquées*

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

Aurélian VADEAN, président

Louis LABERGE LEBEL, membre et directeur de recherche

Simon JONCAS, membre

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d’abord à exprimer ma profonde gratitude à Louis Laberge-Lebel, mon directeur de recherche, pour sa motivation communicative, sa grande disponibilité et la qualité de son encadrement tout au long de ce projet. Je le remercie également pour les nombreuses opportunités qu’il m’a offertes et qui ont contribué à enrichir mon parcours académique et professionnel.

Je souhaite également remercier chaleureusement Maissaloun El-Jakl et Sara Da Costa Pessoa pour leur partage de connaissances et leurs précieux conseils. Leur accompagnement a été essentiel, en particulier lors de mon arrivée au laboratoire, et m’a permis de m’intégrer et de progresser rapidement dans mes travaux.

J’adresse aussi mes remerciements à Romain Georges Martin et à Mathéo Dias pour l’aide et le soutien qu’ils m’ont apportés dans la réalisation de ce travail.

Je tiens également à remercier l’ensemble du personnel de Polytechnique Montréal, en particulier les techniciens qui m’ont accompagné dans la réalisation des projets expérimentaux, ainsi que le personnel d’entretien, dont le travail quotidien contribue au bon fonctionnement et à la qualité de vie au sein de l’établissement.

Enfin, je souhaite remercier mes collègues du laboratoire, Clara Grandisson Arsenault, Brandon Turcotte, Jérémie Boulet Bergeron, Philippe St-Gelais, Evans Frandsen, Arthur Saada et Nathan Khakbaz, pour l’ambiance conviviale et stimulante qu’ils ont su créer au quotidien, rendant cette expérience de recherche aussi agréable qu’enrichissante.

Je termine en adressant mes plus sincères remerciements à ma famille, pour son soutien indéfectible et son aide précieuse tout au long de cette expérience menée à distance, au Canada.

RÉSUMÉ

L'étude menée a pour objectif d'augmenter la vitesse de la pultrusion thermoplastique. Le matériau utilisé est un ruban préimprégné de carbone et de polyéthercétonecétone (C/PEKK). Pour réaliser cet objectif, trois axes de recherche ont été définis.

Le premier est la conception d'une machine de découpe de préimprégnés. À partir d'une bobine initiale de 308 mm de largeur, la machine doit fournir des rubans à la bonne dimension afin de les faire rentrer dans les filières de pultrusion. La machine de découpe est composée de deux étages afin d'y placer plusieurs bobines. Deux méthodes de découpe sont étudiées : la méthode de découpe par rouleau séparateur et la méthode de découpe par lame. La première méthode utilise le fait que le ruban est composé de fibres unidirectionnelles. Ainsi, une fois entaillées, les bandes se déchirent suivant la direction des fibres. La seconde méthode consiste à placer des lames espacées d'une largeur donnée sur le chemin du préimprégné, ce qui le sépare en plusieurs lamelles. Ces méthodes sont évaluées par une analyse de la variation de largeur des lamelles découpées. Les résultats ont mené au choix d'une méthode de découpe, hybride, combinant les deux solutions. La méthode hybride consiste à utiliser dans un premier temps, la technique du rouleau pour diviser le rouleau initial en quatre en deux étapes. Quatre bobines sont donc obtenues. Dans un second temps, chacune des quatre bobines sera découpée avec la technique de découpe par lame. Afin de valider cette méthode hybride, une analyse de la variation de la largeur des rubans a été menée. Les rubans découpés sur plus de 20 m présentent une variation maximale de largeur de 17 % avec une largeur moyenne de 15.18 mm.

Pour s'assurer de la qualité de la matière fournie une analyse de l'épaisseur, du taux de fibre, du taux de vide et du poids surfacique du ruban préimprégné a été menée. L'analyse révèle un taux de vide de $15.56 \pm 3\%$ en volume dans le ruban de préimprégné. De plus, son épaisseur mesurée est de 0.220 ± 0.008 mm soit 0.08 mm de plus que celle annoncée par le fabricant, 0.14 mm.

Le second axe s'intéresse à la modélisation du transfert thermique lors de la pultrusion. Le but de cette modélisation est de déterminer les consignes de température des filières pour obtenir une chauffe du pultrudat similaire malgré l'augmentation de la vitesse de pultrusion. Le modèle numérique est développé sur Abaqus[®]. Deux types de transferts thermiques sont utilisés ; un transfert thermique par conduction pour modéliser l'apport de chaleur des filières et un transfert

thermique par convection qui permet de modéliser l'impact de l'air et de l'augmentation de la vitesse lors de la pultrusion. Le transfert thermique par conduction utilise deux paramètres : la distance d'influence du transfert et le coefficient de conduction. Le transfert thermique par convection n'utilise qu'un seul paramètre, le coefficient de convection. En tout trois paramètres sont utilisés pour modéliser le transfert thermique de chauffe lors de la pultrusion. Dans un premier temps, les paramètres sont calibrés afin de reproduire les courbes expérimentales de température du composite passant dans les filières. Une fois le modèle ajusté, les températures des filières sont ajustées une à une jusqu'à observer un même profil de température pour toutes les vitesses de pultrusion.

Le troisième axe est la réalisation d'une pultrusion à 1 m/min. Cet objectif est atteint grâce aux paramètres de température établis lors de la simulation et grâce à l'implémentation d'une filière de refroidissement mobile. Cette filière spécifique permet d'être déplacée et donc de décaler la zone de refroidissement. Cet ajustement présente une solution à un problème survenant lors de la pultrusion, c'est-à-dire le « sloughing ». Ce phénomène est lié à l'adhésion de polymère sur la filière de refroidissement qui dégrade la surface du pultrudat. Trois vitesses ont été analysées : 50 mm/min, 500 mm/min et 1000 mm/min. Le taux de vide, la rugosité, la déconsolidation, la contrainte et le module en flexion, des pièces pultrudées ont été mesurés. L'analyse menée montre un taux de vide de 2.8 % dans la barre faite à 1000 mm/min contre un taux de vide de 1.6 % dans la barre faite à 50 mm/min. De plus, les mesures d'épaisseur des barres pultrudées révèlent une valeur constante pour toutes les barres indépendamment de la vitesse de pultrusion. De même les propriétés mécaniques, évaluées par un test de flexion trois point suivant l'ASTM D790, restent stables, pour toutes les vitesses testées. Seule la rugosité semble être plus faible pour l'échantillon pultrudé à 500 mm/min. Ainsi, une vitesse de pultrusion de 1 m/min a été atteinte tout en conservant les propriétés mécaniques du matériau.

L'augmentation de la vitesse de pultrusion à 1 m/min laisse entrevoir la possibilité de plus grande vitesse en pultrusion thermoplastique. Des vitesses de pultrusion de 1.5m/min ou même 2m/min semble maintenant atteignables. La pultrusion de matériaux composite thermoplastique de haute performance ouvre la voie à l'utilisation de ce procédé pour répondre à la demande croissante du marché de la mobilité aérienne avancée (AAM).

ABSTRACT

This study focused on the development of multi-die thermoplastic pultrusion at 1 m/min. The material used was a carbon fibre prepreg tape, poly-ether-ketone-ketone (APC (CF/PEKK), Syensqo). In order to achieve rapid pultrusion, specific objectives were established.

The first objective of this study was the preparation of pre-impregnated tapes for pultrusion. The tapes had to be cut to the correct size to fit into the pultrusion line. To accomplish this, a slitting machine was designed. The machine was capable of cutting and winding the tape with a width of 15.18 mm over 20 m with a maximum width variation of less than 17%. Once the tapes had been cut, an analysis was performed to determine their quality. This analysis revealed an average void content of 15.56 ± 0.3 vol.% of the tapes, indicating that they were not perfectly impregnated.

The second objective was to develop a finite element simulation in Abaqus[®]. This simulation addressed the problem of increasing composite temperature as the pulling speed increased. At high pulling speeds, the composite spent less time in the heated dies, preventing proper heat transfer. One solution to this problem was to increase the temperature of the first dies to ensure that the temperature in the composite rose sufficiently. The simulation was used to predict the die temperature set points as a function of pulling speed, enabling temperature control for high-speed pultrusion.

With the correct die temperature, the third objective, to pultrude at 1 m/min was achieved. To enable high-speed pultrusion, certain modifications were made to the pultrusion line. A mobile cooling die was installed at the end of the heated dies. This system allowed the cooling zone to be adjusted to prevent sloughing. A pulling speed of 1 m/min was reached. The pultruded bar was analyzed, and the results were compared with those obtained for pultruded bars at 50 mm/min and 500 mm/min. The analysis revealed a void content of 1.8 vol.% at 50 mm/min and 2.8 vol.% at 1000 mm/min. The thickness values were constant across all three pulling speeds. The surface finish exhibited better performance at 500 mm/min, whereas the values at 50 mm/min and 1000 mm/min were similar. The mechanical properties were also evaluated by flexural tests according to ASTM D790. The maximum flexural modulus of 109.5 ± 1.2 GPa and flexural strength of 1041.6 ± 41.8 MPa were obtained at 50 mm/min, while the minimum values, 106.6 ± 1.8 GPa for modulus and 998.3 ± 58.6 MPa for strength, were obtained at 1000 mm/min.

This study demonstrated a method for achieving high pulling speeds in the pultrusion process. Determining the correct die temperature set points to ensure proper composite melting at any pulling speed, combined with the use of a mobile cooling die, proved to be the key to reaching higher processing speeds. Pulling speeds of 1.5 m/min or even 2 m/min were shown to be achievable.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	III
RÉSUMÉ	IV
ABSTRACT	VI
LISTE DES TABLEAUX.....	XII
LISTE DES FIGURES	XIII
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS.....	XVII
LISTE DES ANNEXES	XVIII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	5
2.1 Les matériaux utilisés en pultrusion.....	5
2.2 La pultrusion de fils hybrides.....	8
2.2.1 La méthode de pultrusion.....	8
2.2.2 Les différents types de fils hybrides.....	9
2.3 Les machines de découpe de préimprégnés	10
2.4 Modèle thermique de la pultrusion thermoplastique.....	11
2.4.1 Influence de la température en pultrusion	11
2.4.2 Modélisation thermique du procédé.....	12
2.5 La vitesse de production en pultrusion thermoplastique	13
CHAPITRE 3 OBJECTIFS DE RECHERCHE	17
3.1 Identification du problème	17
3.2 Objectif de recherche	18
3.3 Structure du travail de recherche.....	18

CHAPITRE 4	CONCEPTION D'UNE MACHINE DE DÉCOUPE DE RUBAN PRÉIMPRÉGNÉ	19
4.1	Description du matériel	19
4.2	Méthodologie	20
4.3	Conception de la machine de découpe	20
4.3.1	Analyse fonctionnelle.....	20
4.3.2	Positionnement des bobines	21
4.3.3	Les groupements de bobines	22
4.3.4	Installation des bobines	23
4.3.5	La distribution d'énergie dans le système	24
4.3.6	Le système de découpe.....	25
4.4	Choix de la largeur et du nombre de rubans.....	28
4.5	Conclusion.....	31
CHAPITRE 5	CARACTÉRISATION DU RUBAN PRÉIMPRÉGNÉ AVANT PULTRUSION.	32
5.1	Contexte	32
5.2	Méthodologie	32
5.3	Résultats	33
5.4	Conclusion.....	35
CHAPITRE 6	DÉTERMINATION DES CONSIGNES DE TEMPÉRATURE DES FILIÈRES EN FONCTION DE LA VITESSE DE PULTRUSION CHOISIE.....	36
6.1	Méthodologie	36
6.2	Expérience de pultrusion à faible quantité de matière.	38
6.3	Étude de la chauffe du matériau lors de la pultrusion	39
6.3.1	Modélisation de la ligne de pultrusion	39

6.3.2	Les propriétés matériaux	40
6.3.3	Modélisation du transfert thermique	41
6.3.4	Calibrage du modèle.....	42
6.3.5	Détermination des consignes de température des filières	43
6.4	Conclusion.....	45
CHAPITRE 7 ARTICLE 1 : MULTI-DIE THERMOPLASTIC PULTRUSION OF CARBON REINFORCED POLYETHERKETONEKETONE BARS AT 1 M/MIN USING PREIMPREGNATED TAPE		46
7.1	Introduction	47
7.2	Pultrusion Heating and Cooling Simulation.....	51
7.3	Experimental	57
7.3.1	Materials.....	57
7.3.2	Pultrusion Set up	58
7.4	Pultrusion Experiments	60
7.5	Results and Discussion.....	62
7.5.1	Strip Characterization.....	62
7.5.2	Temperature Profile During Pultrusion.....	66
7.5.3	Pulling Force and Sloughing.....	68
7.5.4	Morphology.....	70
7.5.5	Mechanical Properties	73
7.6	Conclusion.....	74
CHAPITRE 8 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS		76
8.1	Conclusion.....	76
8.2	Recommandations	77
RÉFÉRENCES		82

ANNEXES	78
---------------	----

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Relevé de différentes expériences de pultrusion	14
Tableau 4.1: Variation de la largeur des bobines par la méthode de déchirement. Numéro de la bobine mesurée en fonction de l'emplacement des mesures.....	28
Tableau 4.2: Variation de la largeur des bobines par la méthode hybride. Numéro de la bobine mesurée en fonction de l'emplacement des mesures	28
Tableau 6.1: Dimensionnement du taux de remplissage.....	37
Tableau 6.2 : Caractéristiques de l'acier P20	40
Tableau 6.3: Caractéristiques du C/PEKK.....	40
Tableau 6.4: Chaleur spécifique du CF/PEKK	41
Tableau 6.5: Coefficient d'atténuation en fonction de la vitesse de pultrusion	42
Tableau 6.6: Paramètre de température, de chaque filière, utilisé pour la pultrusion à pleine capacité	44
Tableau 7.1: Summary of pultrusion experiments, including material type (Mater.), CW, CM or PT feedstock, and pulling speed. Reported results include void content, fibre content, flexural strength, and flexural modulus. Each of the five pultrusion material and reference lines are made with the same experimental setup.....	51
Tableau 7.2: Specific heat of the composite C/PEKK at different temperatures	54
Tableau 7.3: Heat transfer coefficients adjusted at different speeds.....	55
Tableau 7.4: Die dimensions, filling ratio and fibre volume content for the pultrusion experiments	61
Tableau 7.5: Pultrusion experiments speeds, die temperatures and cooling distances	62
Tableau 8.1 : Tableau des fonctions et de leurs flexibilités de la machine de découpe	79

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: a) Évolution de la part des composites en masses dans l'aviation. b) Diagramme de la répartition des matériaux utilisés pour l'A350	1
Figure 1.2: Dirigeable LCA60T de chez Flying Whales et sa structure interne en tubes carbone/époxy	2
Figure 1.3: Différentes sections faites en pultrusion.....	3
Figure 2.1: Classification des matières primaires en pultrusion thermoplastique.....	6
Figure 2.2: Présentation des différentes méthodes de pultrusion: a) méthode de moulage par injection-réaction de résine (RIM), b) méthode par injection de matrice polymérisée, c) méthode utilisant des fils hybrides	7
Figure 2.3: Représentation des fils hybrides, a) fils co-enroulés, b) fils co-mêlés, c) ruban préimprégné. Les éléments en violet représentent le polymère et ceux en orange les fibres de renfort	10
Figure 2.4: Schéma d'une filière de chauffe. a) Vue de Face, b) Vue de côté, c) Vue de dessus.	12
Figure 2.5: Système de pultrusion à une seule filière à gauche et à droite, système de pultrusion à plusieurs filières	16
Figure 4.1: Image de la ligne de pultrusion: a) Entrée des rubans préimprégnés, b) Ligne de pultrusion.....	19
Figure 4.2: Image de la bobine de 304.8 mm de large (12 pouces). APC(CF/PEKK), Syensqo ..	20
Figure 4.3: a) Vue générale du système de découpe, b) Agrandissement sur la machine de découpe	21
Figure 4.4: Système de bobinage: a) vue de face des bobines, b) vue de côté.....	22
Figure 4.5: Bobine de largeur moindre pouvant contenir les lamelles de ruban découpées	23
Figure 4.6: Groupement de bobines	23
Figure 4.7: Axe pression utilisé pour le maintien des bobines dans la machine.....	24
Figure 4.8: Motorisation du système de découpe.....	25

Figure 4.9: Méthode de découpe par rouleau séparateur	26
Figure 4.10: Méthode de découpe par lame	26
Figure 4.11: Méthode de découpe hybride.....	27
Figure 4.12: Illustration des critères d'acceptabilité, a) Schéma de la filière 4 montrant le critère d'épaisseur et de largeur. b) Schéma de la dernière filière de compaction, la filière de refroidissement, le critère suivant l'aire est explicité.....	30
Figure 4.13: Détermination de la zone d'acceptabilité de la largeur moyenne du ruban	31
Figure 5.1: Segmentation du ruban découpé.....	33
Figure 5.2: Graphiques montrant les résultats des différentes caractéristiques testées: a) Épaisseur du ruban, b) Poids surfacique, c) Taux de vide en volume du ruban, d) Taux de fibre en volume du ruban, en fonction de la position de l'échantillon.....	34
Figure 5.3: Images de micrographie, a) Micrographie du ruban préimprégné, b) Zoom sur une zone de vide	35
Figure 6.1: Graphique montrant le profil de température subi par le thermocouple lors des essais de pultrusion.....	39
Figure 6.2: a) Géométrie de la simulation. Les maillages du composite et des filières sont représentés. b) Agrandissement sur la filière d'entrée la distance limite d'activation du transfert thermique est notifiée.....	40
Figure 6.3: Comparaison entre les profils simulés et les profils expérimentaux. Les courbes pleines représentent les profils simulés et les courbes en pointillées les profils expérimentaux. En vert, la vitesse est de 500 mm/min, en violet la vitesse est 800 mm/min et en bleu la vitesse est de 1000 mm/min	43
Figure 6.4: Courbes simulées afin de déterminer les meilleurs paramètres de température pour chaque vitesse. En vert 500 mm/min, en violet 800 mm/min et en bleu 1000 mm/min.....	44
Figure 7.1: 2D symmetric FEM of the pultrusion experiment. The heating dies and the cooling die are shown with various spacing. The top half of the composite is 500 mm long and moved within the dies	53

Figure 7.2: Schematic of the pultrusion system. Grey arrows show the direction of the pultrusion.

- a) General view including the incoming feedstock from the creel, guiding plates before and inside the preheater shown in cut-out details A and B. The preheater is heated using three hot air blowers (not shown). Eight heated dies are followed by the cooling system and the puller.
b) Top and side view of the die cavities with typical dimensions. c) Cut view detail of the cooling die system showing the 19.8 mm tube protruding from heated Die 8, the cooling die with a tapered entrance. Die 8 and the cooling dies are separated by a distance CD 59

Figure 7.3: Characterization a single 15.5 mm wide strip of material along its 1750 mm length.

- Each measurement is taken on a 38 mm long sample, extracted from the strip. Dashed lines show the average and solid lines show the nominal value. a) Strip thickness in mm b) Areal surface weight in gm²c) void volume content in vol.%, d) fibre volume content in vol.%. 63

Figure 7.4: a) Typical cross-section of the C/PEKK strip. Fibre rich and matrix rich areas were identified. b) Enlarged view of a micro-void area located inside a dry fibre bundle..... 64

Figure 7.5 : Graphic of the experimental and simulated composite temperature for different pulling speeds. a) 50 mm/min. b) 500 mm/min c) 1000 mm/min. Exp is the experimental temperature profile, Sim is the simulated profile and Set is the temperature setpoint of the dies. d) Position of the different dies along the length of the pultrusion system 65

Figure 7.6 : Average pulling force recorded during the pultrusion for different CD and pulling speeds 68

Figure 7.7 : Image of the surface of the pultruded bar, a) T-50-0 with a circled sloughing mark, b) T-50-15, c) T-500-15, d) T-1000-15 69

Figure 7.8 : a) Void content of the pultruded part in function of the pulling speed. b) Thickness of the pultruded parts, the thickness of the cooling die is notified by the dotted line. c) Surface finish of the pultruded part 70

Figure 7.9 : Global cross section of the pultruded bar: a) T-50-15, b) T-500-15, c) T-1000-15. Enlarged views of d) T-50-15, e) T-500-15, and f) T-1000-15..... 72

Figure 7.10 : Flexural testing results. a) typical stress/strain curves for T-50-15, T-500-15 and T-1000-15. b) Bar graph showing the strength and modulus of the pultrudates 74

Figure 8.1: Diagramme pieuvre du système de découpe 79

Figure 8.2: Diagramme FAST de la machine de découpe	81
---	----

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

AAM	Advanced Air Mobility (Mobilité Aérienne Avancée)
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Polymer (Polymère Renforcé de Fibres de Carbone)
CTD	Composite Thermodurcissable
CTP	Composite Thermoplastique
CF	Carbon Fiber (Fibre de Carbone)
GF	Glass Fiber (Fibre de Verre)
PA6	Polyamide 6
PEEK	Polyétheréthercétone
PEI	Polyétherimide
PEKK	Polyéthercétonecétone
PET	Polytéraphthalate d'éthylène
PP	Polypropylène
RIM	Resin Injection Molding (Moulage par Injection de Résine)
TD	Thermodurcissable
TP	Thermoplastique

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A Analyse fonctionnelle de la machine de découpe	78
---	----

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Durant la Première Guerre mondiale, les dirigeables étaient utilisés comme engin d'espionnage, notamment grâce à leur déplacement silencieux. À la pointe de la technologie dans les années 20, ils ont progressivement disparu avec le progrès de l'aviation. L'aviation a connu de nombreuses avancées technologiques durant le 20^e siècle. L'arrivée des matériaux composites a permis de remplacer les matériaux traditionnels tel que l'acier et l'aluminium. Arrivés dans les années 1970 les composites à fibres de carbone étaient initialement développés pour les applications militaires [1]. Ils se sont ensuite largement répandus dans l'aviation civile. La Figure 1.1 a) montre l'évolution de la part des composites en poids dans la structure des avions civils. Entre les années 1980 et 2010, la part des composites dans la masse de l'avion est passée de 10% à plus de 50% [2]. Aujourd'hui, des avions comme le 787 de chez Boeing ou le A350 de chez Airbus sont composés majoritairement de composite comme le montre la Figure 1.1. Plus de 50 % de la structure de l'A350 est composée de CFRP (polymère renforcé de fibre de carbone), notamment les ailes, les portes et le caisson de voilure [3].

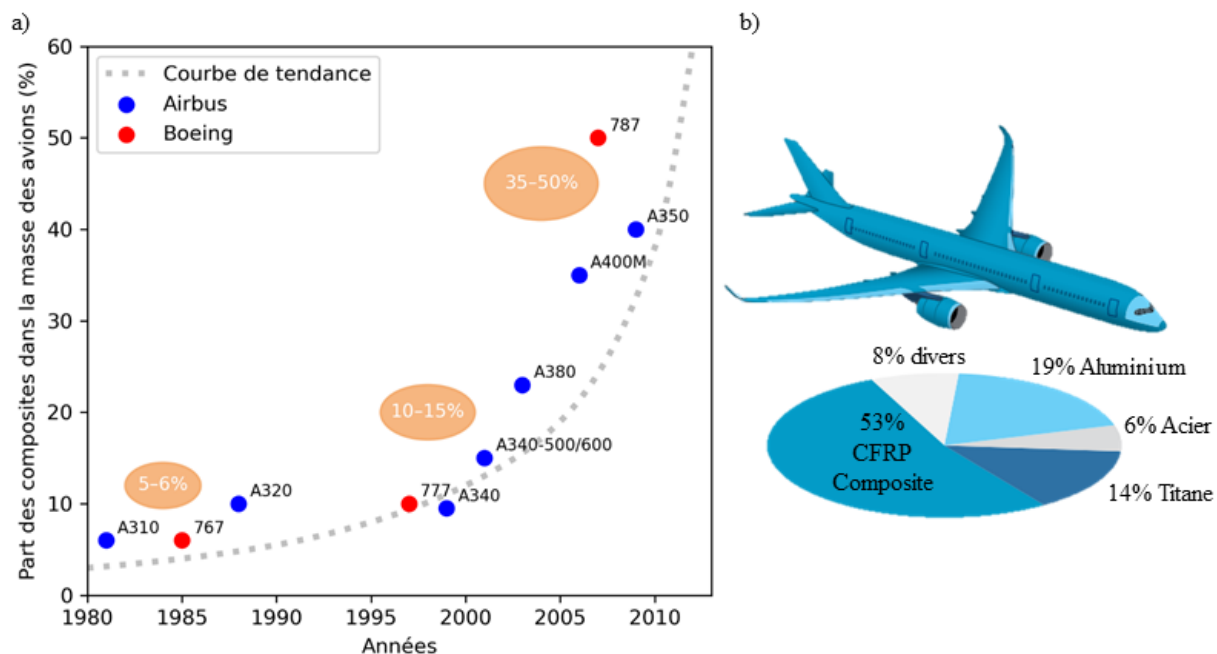


Figure 1.1: a) Évolution de la part des composites en masses dans l'aviation. b) Diagramme de la répartition des matériaux utilisés pour l'A350 [2] [3]

Ces changements ont permis de concevoir des avions plus fiables, plus grands et plus puissants capables de répondre aux exigences croissantes du secteur. Dans le contexte écologique

actuel, il est désormais essentiel de développer des systèmes plus respectueux de l'environnement pour le transport de fret. C'est dans ce contexte que les dirigeables redeviennent attractifs. En effet, les dirigeables ne demandent pas de grandes structures pour les accueillir et leur émission en gaz à effet de serre est très réduite par rapport aux avions si leur propulsion est électrifiée [4]. Ainsi, les dirigeables offrent une possibilité de transport de marchandises lourdes sur de grandes distances avec la capacité d'accéder à des zones reculées n'ayant pas de piste d'atterrissage. La demande de transport étant de plus en plus croissante, il devient nécessaire de construire des moyens de transport à grande échelle. L'entreprise Flying Whales, partenaire de cette étude, cherche à développer une nouvelle génération de dirigeable capable de répondre à cette demande : les LCA60T. Le LCA60T est illustré en vol sur la Figure 1.2, et son ossature est détaillée à droite. L'ossature du LCA60T est composée de nombreux treillis, structure en triangle, eux même composé de profilé en composites. Ces tubes sont essentiellement faits en fibre de carbone/époxy.

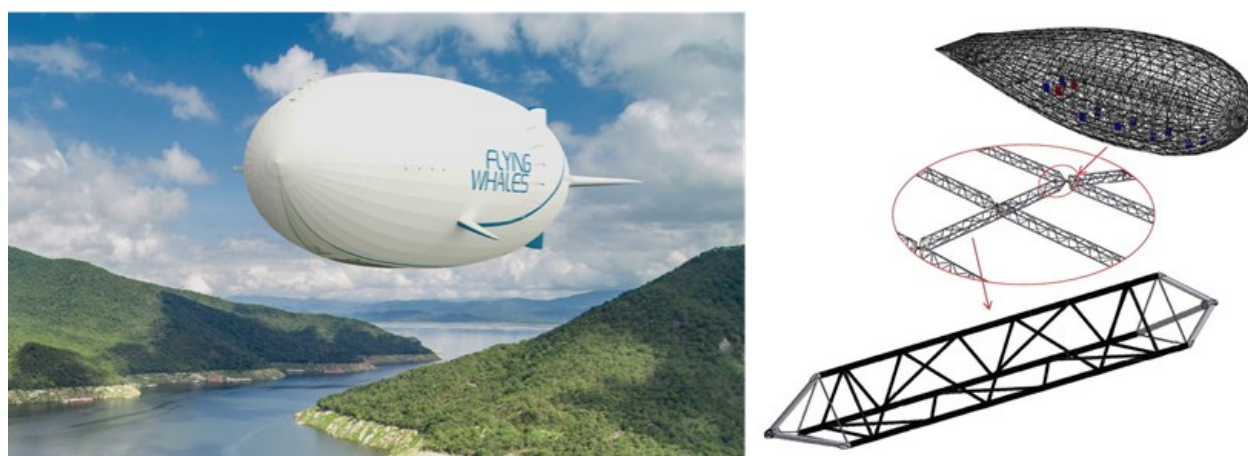


Figure 1.2: Dirigeable LCA60T de chez Flying Whales et sa structure interne en tubes carbone/époxy

La structure des dirigeables étant de grande dimension, de nombreux profilé en composite sont nécessaire pour former l'entièreté de l'ossature du LCA60T. Afin répondre à la demande croissante du transport aérien, produire ce type de structure doit être réalisée rapidement, à moindre coût et en grande quantité. Aujourd'hui, les pièces aéronautiques en composites sont majoritairement réalisées en carbone/époxy [5]. Le procédé de fabrication le plus répandu est le drapage de couches de fibres de carbone imprégnées de résine époxy, suivi d'un cycle sous vide permettant la polymérisation de la matrice tout en assurant la compaction du stratifié [6]. Ce procédé conduit à l'obtention de pièces présentant d'excellentes propriétés mécaniques, mais il reste long et énergivore [1]. L'époxy est un polymère thermdurcissable. Sa mise en forme

nécessite une réaction de polymérisation, réaction chimique qui demande du temps et de l'énergie, ce qui limite les possibilités d'augmenter les cadences de production. Ces méthodes ne sont donc pas adaptées et d'autres solutions doivent être privilégiées.

Les polymères thermoplastiques et leur procédé de mise en forme offrent au contraire des avantages intéressants. En effet, ils ne nécessitent pas de polymérisation lors de leur transformation. Ils peuvent être fondus puis remodelés, ce qui ouvre la voie à une production plus rapide. Les thermoplastiques présentent en outre plusieurs avantages : possibilité de soudage, recyclabilité et, pour certains grades, de très bonnes propriétés mécaniques. C'est le cas notamment du PEI, du PEEK ou encore du PEKK [7].

Parmi les procédés adaptés aux thermoplastiques, la pultrusion apparaît comme une solution prometteuse pour atteindre des cadences élevées. Ce procédé, largement automatisé et nécessitant peu de main-d'œuvre, permet la fabrication continue de profilés longs et à fort taux de fibres. La pultrusion est un procédé de fabrication qui consiste à faire passer des fibres de renforcement à travers des filières coniques chauffées. Dans ces filières, les fibres de renforcement sont imprégnées par la matrice. En sortie, un long profilé est obtenu. La Figure 1.3 montre différents types de section fabriquées en pultrusion. Une grande diversité de section peut être fabriquée, poutres en I, barres pleines, barres rectangulaires...



Figure 1.3: Différentes sections faites en pultrusion [8]

Ainsi, la pultrusion thermoplastique est un bon moyen de répondre à la demande de production de la mobilité aérienne avancée. C'est dans ce contexte que le projet COMPAMM a vu le jour. Le projet COMPAAM regroupe plusieurs industriels dont deux fabricants de pièces en composite (Pultrusion Technique et Stelia North America), une entreprise du marché aérien, Flying Whales et trois universités (Polytechnique Montréal, École technologie supérieure, Université

Laval). Le but de ce projet est de développer des techniques de fabrication de pièces en composite thermoplastique (CTP). Le sujet de cette étude est le développement de la pultrusion thermoplastique de rubans préimprégnés à 1 m/min.

L'étude débutera par une revue de la littérature présentant l'évolution de la pultrusion thermoplastique ainsi que le développement de matières premières, telles que les rubans préimprégnés, susceptibles d'améliorer la vitesse du procédé. Cette revue bibliographique s'attachera également à mettre en évidence les avancées en matière de modélisation et de simulation du transfert thermique au sein du procédé de pultrusion.

Dans un second temps, la conception d'une machine de découpe destinée aux rubans préimprégnés sera détaillée. Cette machine permettra de préparer des rubans de différentes dimensions afin de les introduire en entrée du procédé.

Une fois les rubans préparés une analyse permettant de caractériser la morphologie des rubans initiaux sera menée. Cette étude permettra de mieux comprendre la caractérisation des pièces finales pultrudées, cinquième partie, en se basant sur les propriétés des rubans initiaux.

La quatrième partie présentera le développement d'une simulation par éléments finis sous Abaqus[®]. L'étude aura pour but de définir la température de consigne des filières afin d'assurer la fonte complète du composite lors de son passage dans la zone chauffée. Ainsi le transfert thermique sera modélisé.

Enfin, en cinquième partie, l'étude se conclura par une campagne expérimentale de pultrusion, suivie de la caractérisation du taux de vide et des propriétés mécaniques des barres obtenues.

CHAPITRE 2 Revue de la littérature

Ce chapitre donne un aperçu des matériaux utilisés en pultrusion en fonction de la variante du procédé utilisé. Il décrit ensuite les modèles thermiques permettant de modéliser la température du profilé en fonction de la vitesse de pultrusion.

2.1 Les matériaux utilisés en pultrusion

La pultrusion est un procédé consistant à mélanger des fibres de renfort avec un polymère afin d'obtenir un profilé. La pultrusion peut être décrite en quatre grandes étapes [9] : l'étape de coalescence où le polymère s'unit pour former une seule masse de polymère, l'étape d'imprégnation où le polymère pénètre les fibres, le compactage où les vides sont éliminés formant une pièce solide et compacte et enfin l'étape de durcissement du polymère lors de son refroidissement pour éviter toute déconsolidation. Ces étapes peuvent se produire dans un ordre différent en fonction de la matière entrante, thermoplastique ou thermodurcissable. Le procédé de pultrusion permet de générer des profilés en matériaux composites. Les profilés comportent donc un renfort lié par un polymère, thermoplastique (TP) ou thermodurcissable (TD). La présence de vide dans la pièce finale pourrait résulter en une baisse des caractéristiques mécaniques de cette dernière [10]. La viscosité du polymère joue un rôle essentiel en pultrusion. Un polymère avec une haute viscosité complique son passage au travers de fibres et pourrait donc être la cause d'une augmentation du taux de vide.

Les résines TD présentent l'avantage d'avoir une faible viscosité à l'état liquide, ce qui facilite leur mise en forme. Ainsi les composites thermodurcissables (CTD) sont majoritairement utilisés dans la fabrication de structures vis-à-vis des composites thermoplastiques (CTP) [11]. Cependant, les polymères TD nécessitent une phase de réticulation pendant la mise en forme, ce qui pourrait limiter la cadence de production. Les TP eux n'ont pas besoin de passer par cette phase lors de la mise en forme de pièces en CTP, ce qui permet une fabrication plus rapide. De par leurs propriétés, ils peuvent également être mis sous forme de fibre ou de billes en amont pour être réutilisés sur la chaîne de production lors de la phase d'imprégnation. Néanmoins à cause de leur grande viscosité à l'état fondu, les CTP sont peu utilisés aujourd'hui dans l'industrie des composites aéronautiques [6]. Les CTP offrent pourtant des solutions intéressantes telles qu'une grande cadence de production, une meilleure résistance aux chocs que les CTD, une bonne recyclabilité et la possibilité de souder des pièces entre elles sans ajout d'agents extérieurs. Tous

ces avantages rendent le développement de nouveaux procédés de fabrication de pièces en CTP particulièrement intéressant.

Initialement développé avec des polymères thermodurcissables, le procédé de pultrusion a été adapté afin d'utiliser des CTP. Pour cela, des matières premières en thermoplastiques ont été développées afin de compenser leur viscosité à l'état fondu [12]. Les matières premières constituent l'alimentation du procédé de pultrusion ; elles sont positionnées en entrée de ligne et transformées en profils composites au cours du procédé. La Figure 2.1 illustre leur classification, initialement proposée par Luisier *et al.* [13]. Elles sont réparties selon la technique de pultrusion, réactive ou non réactive. Les matériaux réactifs sont une combinaison entre des fibres sèches et une matrice non polymérisée. Afin d'obtenir le polymère, des précurseurs sont mélangés, un monomère et un catalyseur. Pour les matériaux dits non réactifs, la matrice a été préalablement polymérisée.

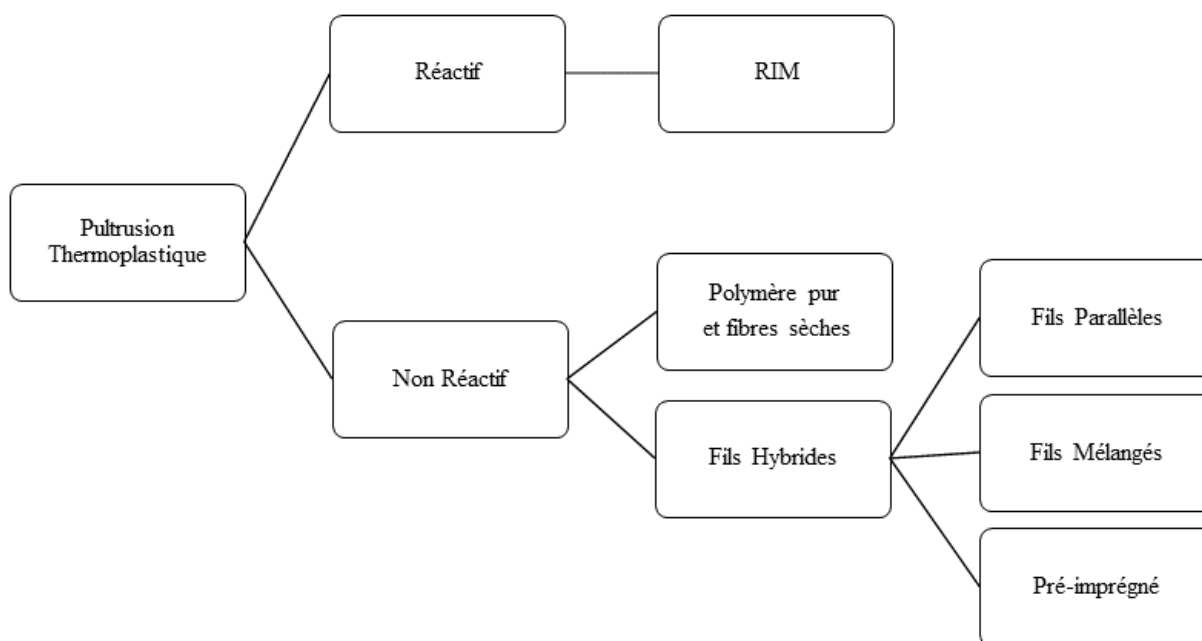


Figure 2.1: Classification des matières primaires en pultrusion thermoplastique

Ces différentes solutions de matières premières ont nécessité le développement de plusieurs méthodes de pultrusion [13]. Ces méthodes illustrées Figure 2.2, sont divisées selon le type de matière première entrée.

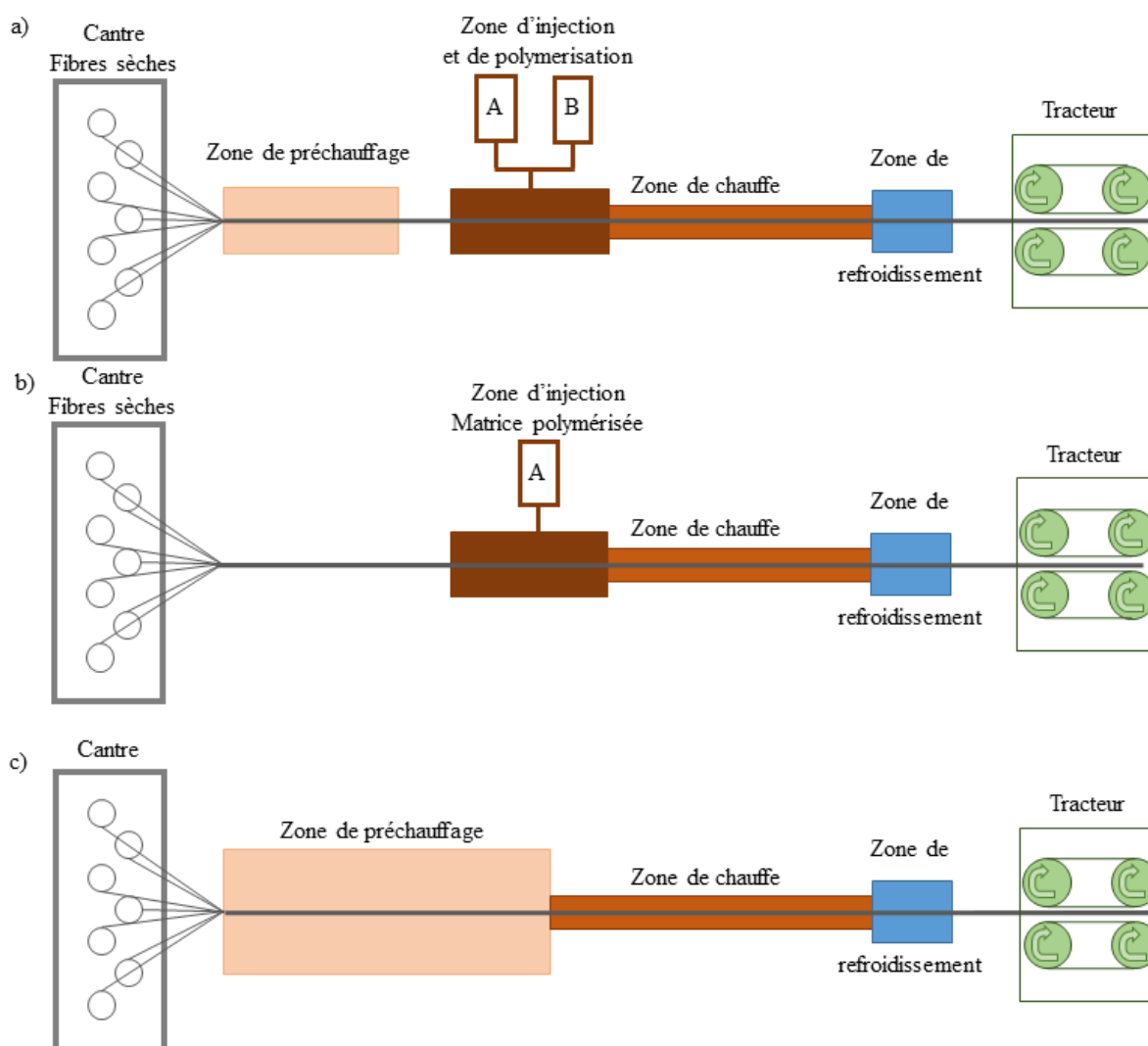


Figure 2.2: Présentation des différentes méthodes de pultrusion: a) méthode de moulage par injection-réaction de résine (RIM), b) méthode par injection de matrice polymérisée, c) méthode utilisant des fils hybrides

La Figure 2.2a) montre la méthode de pultrusion de moulage par injection-réaction de résine (RIM). Cette méthode de pultrusion utilise des matériaux dits réactifs. Le polymère est formé des deux précurseurs, A et B sur le schéma. Les précurseurs sont mélangés puis injectés sur les fibres sèches provenant du cantre et entrant dans la ligne de pultrusion. La matrice polymérisera après l'imprégnation et durant son passage dans la zone de chauffe. Cette technique est similaire à la méthode de pultrusion utilisée pour les thermodurcissables. Pour assurer de bonnes propriétés mécaniques à la pièce finale, une température élevée et une vitesse de pultrusion faible sont nécessaires. La vitesse de pultrusion est directement liée au temps de polymérisation de la résine

utilisée. Par exemple, les polymères TP à hautes performances tels que le poly-éther-éther-cétone (PEEK)[14] nécessitent un temps de polymérisation plus long. En raison de la haute viscosité du PEKK, même famille que le PEEK, et des temps de polymérisation importants (jusqu'à 60 min), la littérature montre qu'il est difficile d'atteindre de grandes vitesses de pultrusion en RIM [15].

La Figure 2.2b) montre la méthode d'injection de matrice polymérisée. La matrice est initialement sous forme de granule, elle est ensuite fondue et injectée sur les fibres sèches grâce à une vis d'injection. Les fibres rentrent dans la ligne de pultrusion sans aucune trace de matrice, l'imprégnation entière reste à faire. Cette technique permet de supprimer le temps de polymérisation [16] cependant, la distance que doit parcourir la matrice à travers les fibres est importante. De par sa viscosité élevée, la matrice met du temps à imprégner toutes les fibres. Des rouleaux peuvent être présents dans la zone d'injection pour aider à l'imprégnation. Babeau *et al.* ont montré que pour conserver de bonnes propriétés mécaniques sur la pièce finale, l'épaisseur de cette dernière doit être limitée [17]. En limitant l'épaisseur, la matrice a le temps de pénétrer de se répandre dans toute la pièce. La Figure 2.2c), représente une ligne de pultrusion utilisant des matériaux non réactifs appartenant à la famille des matériaux primaires dits fils hybrides. Les fils hybrides sont des fils mélangeant fibres de renfort et fibres de polymère. Ces matériaux et ce procédé sont au cœur du sujet de la recherche, ils sont donc détaillés dans la section suivante.

2.2 La pultrusion de fils hybrides.

2.2.1 La méthode de pultrusion

Les fils hybrides sont placés dans le cantre visible sur la Figure 2.2c). Ils sont acheminés par le tracteur à travers le module de préchauffage avant d'arriver dans les filières chauffées. À l'intérieur des filières, le polymère atteindra l'état liquide et imprègnera les fibres de renfort grâce à la compaction de la cavité conique des filières. C'est lors de la compaction que les vides sont éliminés. Ainsi, le bon déroulement de cette étape permet de garantir les propriétés mécaniques du profilé final. Le refroidissement joue aussi un rôle important sur la tenue des propriétés mécaniques. Le module de refroidissement placé en sortie du module de chauffe permet d'éviter la déconsolidation du composite [18]. Si le composite sort avec une température au-dessus de la température de transition vitreuse du polymère (T_g), il y a alors un risque d'apparition de vide pouvant aller jusqu'à la déconsolidation. Ainsi, un des enjeux de la pultrusion est la diminution du taux de vide dans la pièce finale. Comme expliqué, la compaction et le refroidissement jouent un

rôle important dans ce processus, tout comme la viscosité du polymère et l'épaisseur de la pièce composite. Si le polymère doit parcourir une grande épaisseur pour imprégner les fibres de renfort, il faut alors lui laisser le temps de pénétrer en profondeur. Cela limite donc la vitesse de pultrusion. Dans l'optique d'augmenter la vitesse de pultrusion et de diminuer le taux de vide, les fils hybrides ont été développés.

2.2.2 Les différents types de fils hybrides.

Les fils hybrides sont un mélange de fibres de renfort et fibres de polymère. Le but des fils hybrides est de diminuer la distance à parcourir par le polymère pour imprégner les fibres de renfort [12]. En pultrusion, il existe différents types de fils hybrides. La Figure 2.3a) est une représentation de fils hybrides dits co-enroulés. Dans ce cas, des fibres de polymère sont positionnées de manière parallèle aux fibres de renfort. Les fils co-enroulés restent relativement simples car les fibres de polymère entourent juste les fibres de renfort. Un temps d'imprégnation important reste présent [19]. Les fils dits co-mêlés représentés sur la Figure 2.3.b), sont quant à eux plus développés et présentent un vrai mélange entre les fibres de renfort et les fibres de polymère. Ce mélange permet de réduire la distance entre le polymère et les renforts et ainsi d'améliorer le passage du polymère entre les fibres. Le temps d'imprégnation est possiblement réduit ce qui pousse à augmenter la vitesse de pultrusion [20]. Cependant, le polymère doit toujours parcourir une distance, certes réduite, pour imprégner toutes les fibres de renfort. Les fils dits co-mêlés peuvent ne présentent pas une imprégnation optimale dans la pièce finale, ce qui peut engendrer une baisse des propriétés mécaniques [21].

Les rubans préimprégnés, illustrés sur la Figure 2.3 c), présentent une meilleure imprégnation dans la pièce finale que les fils dits co-mêlés [22]. Dans ces rubans, les fibres de renfort sont déjà imprégnées par le polymère. L'utilisation de ces rubans a permis de diminuer considérablement le taux de vide dans la pièce finale. Lapointe *et al.* ont réussi à réduire le taux de vide en volume à 1% en utilisant des rubans préimprégné contre 2.8 vol.% avec des fils co-mêlé lors de la pultrusion de tiges pultrudées [23]. L'utilisation des rubans préimprégnés comme matière première semble donc être un bon choix pour l'augmentation de la vitesse de pultrusion. Néanmoins, les rubans de préimprégnés sont plus chers que les autres matériaux, mais le coût de leur utilisation pourrait être compensé par l'augmentation de la vitesse de production en pultrusion

[13]. Ainsi, les matériaux primaires présentant les meilleures caractéristiques d'imprégnation et de facilité de pultrusion sont les rubans préimprégnés [24].

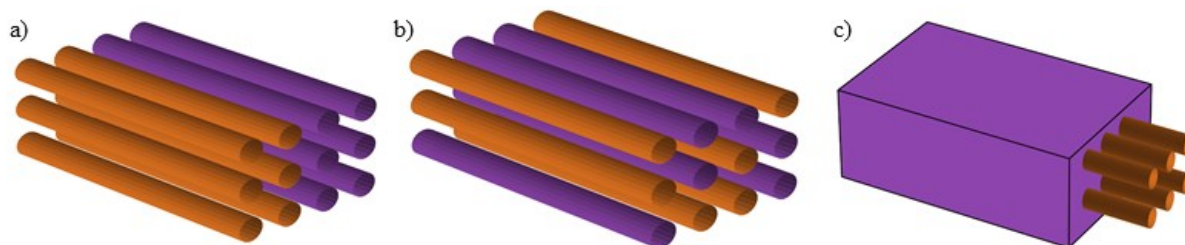


Figure 2.3: Représentation des fils hybrides, a) fils co-enroulés, b) fils co-mêlés, c) ruban préimprégné. Les éléments en violet représentent le polymère et ceux en orange les fibres de renfort

2.3 Les machines de découpe de préimprégnés

La plupart des rubans préimprégnés présents sur le marché ont une largeur initiale comprise entre 12 et 25 pouces [25-27]. Ainsi, pour utiliser des rubans préimprégnés en pultrusion, il est nécessaire de les découper en plusieurs lamelles de largeur moindre afin de pouvoir les positionner dans un cantre et de les tracter à l'intérieur des filières [28]. La quantité et les dimensions du matériau sont étudiées afin de dimensionner le profilé final. Ils existent plusieurs techniques pour découper ces rubans [29]. Ils peuvent notamment être préparés avec une machine de découpe. Les découpes peuvent être fait de manières industrielles. Néanmoins, des coûts importants et un temps d'attente sont un problème. De plus, les largeurs de découpe recherchées ne sont pas toujours réalisables par les entreprises.

Cependant, les méthodes de découpe ont souvent été développées par des industriels et très peu d'études ont été menées sur le sujet. Plusieurs brevets semblent préconiser l'utilisation de lames [30] mais ces solutions ne sont pas adaptées à une utilisation dans un laboratoire de recherche (machines industrielles imposantes). Une méthode de découpe par lame dans une machine à l'échelle d'un laboratoire semble avoir été utilisée par Bai *et al.*, mais peu de détails sont présentés [31]. Dans le travail de Egushi *et al.*, un procédé de découpe par déchirement est utilisé [32]. Ce procédé consiste à découper le ruban de préimprégné en se servant du sens d'orientation des fibres. Le ruban est découpé en utilisant un rouleau séparateur. Le ruban se sépare en plusieurs plus petites parties qui alternent entre passer au-dessus et en dessous du rouleau séparateur. Ainsi par la

caractéristique unidirectionnelle du matériau, le ruban se déchire de façon rectiligne. Les techniques de découpe sont très peu détaillées et peu de résultats sur la qualité du ruban après découpe sont disponibles.

2.4 Modèle thermique de la pultrusion thermoplastique.

2.4.1 Influence de la température en pultrusion

Une fois le matériau découpé, il est prêt à être mis en entrée de pultrusion. Cependant, pour le bon déroulé de la pultrusion, de nombreux paramètres doivent être déterminés en amont. Le réglage de la température dans la zone de préchauffe fait partie de ces paramètres. Elle doit assurer le changement d'état du polymère, qui passe de l'état solide à l'état fondu. Ainsi, la température du procédé doit être maintenue au-dessus de la température de fusion du polymère (T_m). Toutefois, une température trop élevée peut entraîner une dégradation du polymère [33]. Au contraire, une température trop faible n'assurerait pas complètement la fonte du matériau. Il ne pourrait donc pas être compacté et ne traverserait pas la cavité conique de la partie chauffée [34]. De plus, l'angle de la cavité conique exerce une influence sur la qualité de la compaction du matériau. Un angle trop faible serait à l'origine d'une augmentation du taux de vide dans le composite. À l'opposé, plus l'angle est important et plus la force de tirage et la force de pultrusion, augmenteraient, risquant de briser les fibres [35].

En sortie de la partie chauffée, la zone de refroidissement permet d'assurer l'état de surface de la pièce pultrudée [18]. Une mauvaise température de refroidissement pourrait induire du « sloughing », un phénomène qui apparaît lors du refroidissement du matériau [36]. Le polymère présent sur le composite adhère à la surface interne de la filière de refroidissement, bloquant le passage du composite. Ce phénomène détériore l'état de surface et peut mener à un arrêt de la ligne de pultrusion s'il devient trop important. La température de refroidissement impacte aussi la compaction du matériau. Si elle est trop importante, le matériau en sortie se déconsolidera et un taux de vide élevé sera présent dans le profilé final.

Ainsi, la température de chauffe, la température de refroidissement et l'angle de la partie chauffée influent sur les propriétés mécaniques du profilé et doivent être déterminés.

2.4.2 Modélisation thermique du procédé.

Plusieurs études thermiques ont été réalisées sur la pultrusion thermoplastique. La plupart des modèles simulant le transfert thermique dans la pultrusion utilisent une modélisation bidirectionnelle [37, 38]. La modélisation bidirectionnelle se justifie par la faible surface de contact sur l'épaisseur des filières par rapport à la surface de la cavité des filières lors de la pultrusion de profilé rectangulaire mince. La Figure 2.4 est un schéma d'une filière de chauffe. Une vue de face de la filière de chauffe ainsi qu'une vue de côté et du dessus sont illustrées. La vue de côté et du dessus montre la différence de grandeur entre l'épaisseur et la largeur. Dû à sa faible longueur, le transfert thermique selon l'épaisseur de la filière sera moins important que sur la longueur et la largeur de la filière. De plus, le coefficient de conductivité thermique transverse du composite étant faible et la largeur importante du composite permettent de négliger le transfert thermique latéral. L'apport de chaleur dû à la cristallisation est aussi négligé vis-à-vis du transfert thermique des filières [37].

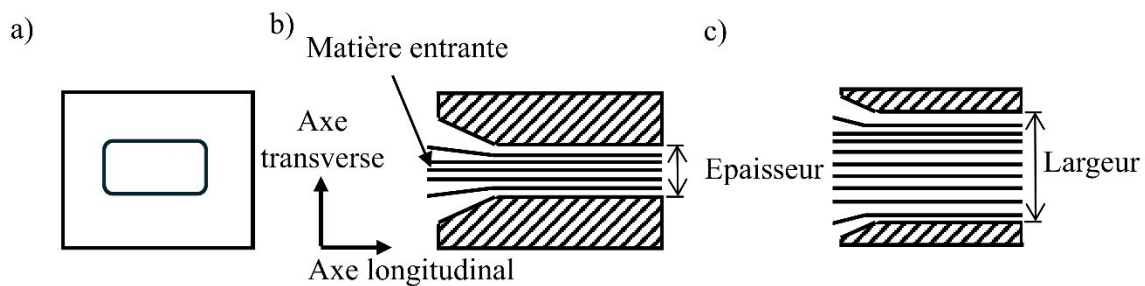


Figure 2.4: Schéma d'une filière de chauffe. a) Vue de Face, b) Vue de côté, c) Vue de dessus

Le modèle analytique de Astrom *et al.* a été repris et validé expérimentalement par Babeau *et al.* [17]. La validation expérimentale se fait par l'insertion d'un thermocouple lors du passage de la matière dans les filières. Dans l'optique d'utiliser une simulation afin de prédire la température de procédé, une simulation numérique utilisant la méthode des éléments finis peut être développée. Babeau *et al.* ont comparé les résultats des simulations analytiques et numériques. La comparaison a permis de prouver la fiabilité des simulations numérique vis-à-vis des simulations analytiques. Ainsi une simulation numérique peut être élaborée afin de déterminer le transfert thermique en pultrusion [17]. Peu de détails sont néanmoins fournis.

Une modélisation utilisant les éléments finis est détaillée par Michenkov *et al.* [39]. Afin de déterminer le transfert thermique mis en jeu lors de la pultrusion Minchenkov *et al.* ont

modéliser sur Abaqus une ligne de pultrusion en 3D. Les coefficients entre le composite et la partie chauffée sont donnés. Ces coefficients sont souvent obtenus par approximation et ne sont généralement pas fournis dans la littérature [17]. Ce modèle présente des limites par l'approximation des coefficients et leurs grands nombres. Sept coefficients, dont la plupart évoluant en fonction de la vitesse de pultrusion, sont utilisés. Bai *et al.* ont aussi proposé un modèle du transfert thermique lors de la pultrusion. Le transfert thermique entre les filières et le composite est modélisé par un échange radiatif. L'émissivité des filières et celle du composite sont nécessaires. Ces valeurs sont complexes à caractériser et les auteurs n'expliquent pas le moyen de les obtenir [31]. De plus, les valeurs de l'émissivité évoluent en fonction de la température, ce qui complique la mise en place de la simulation. Il est donc compliqué de trouver un modèle de simulation simple utilisant peu de paramètres et fiable pour différentes vitesses de pultrusion.

2.5 La vitesse de production en pultrusion thermoplastique

Les vitesses en pultrusion thermoplastique sont souvent inférieures à la vitesse de pultrusion des thermodurcissables. La vitesse en pultrusion thermodurcissable peut aller jusqu'à 1400 mm/min alors qu'en pultrusion thermoplastique les vitesses sont plus réduites [40]. Dans la littérature, il est difficile de trouver des études montrant de grandes vitesses de pultrusion (supérieur à 1000 mm/min) consignait le taux de vide, l'état de surface et les propriétés mécaniques du composite. Le Tableau 2.1 résume les vitesses de pultrusion obtenues pour différents types de matières premières et différents composites thermoplastiques. Il montre également les caractéristiques étudiées sur le profilé final.

Tableau 2.1: Relevé de différentes expériences de pultrusion

Nom	Type de matière	Matériau	Vitesse (mm/min)	Analyse	Référence
N.Alsinani <i>et al.</i>	Fils co-enroulés	Flax/PP	50-500-1000	-Taux de vide -Module de traction -Module de flexion	[41]
N.Elderfield <i>et al.</i>	Fils co-mêlangés	C/PEI	25-400	-Taux de vide -Contrainte en flexion	[42]
M.El-Jack <i>et al.</i>	Dref	GF/PET	35	-Taux de vide -Module de traction -Module de flexion -Rugosité	[43]
K.Minchenkov <i>et al.</i>	Ruban préimprégné	GF/PP	200-400-600-800	-Propriété mécanique	[39]
F.Tucci <i>et al.</i>	Ruban préimprégné	GF/PP	170	-Taux de vide -Propriétés mécaniques	[24]

Alsinani *et al.* ont pultrudé à 1000 mm/min en utilisant des fils co-enroulés. Une augmentation du taux de vide a été observée, passant de 2.5 vol.% à 5.4 vol.%, entre l'expérience menée à 50 mm/min et celle menée à 1000 mm/min [41]. Néanmoins, ce taux de vide ne semble pas représenter la réalité. En effet, une étude de la contrainte en cisaillement, par un test ASTM D3914-02, a aussi été menée. Cette étude montre une baisse significative des propriétés mécaniques. La contrainte maximale en cisaillement est de 12.7 ± 1.4 MPa à 50 mm/min contre une contrainte maximale de 3.15 ± 1.2 MPa à 1000 mm/min. Cette étude montre que malgré un taux de vide relativement faible, les propriétés mécanique chutes drastiquement, divisée par quatre. Ce phénomène est du à un taux de vide présent entre les fibres de renfort et non dans la matrice. Elderfiel *et al.* propose une explication sur la répartition du taux vide pouvant être la conséquence de cette diminution de la force en cisaillement [42]. Pour diminuer le taux de vide, des rubans préimprégnés auraient pu être utilisés. Minchenkov *et al.* présentent des résultats pour des vitesses allant de 200 à 800 mm/min, utilisant des rubans préimprégnés. Le profilé conçu à 800 mm/min n'a pas été analysé dû à l'échec de sa fabrication. Le taux de vide n'est pas mesuré mais les images de la section de pièces pultrudées sont présentées. À 200 mm/min, les images montrent une section

bien imprégnée. Pour les barres pultrudées à 400 mm/min et 600 mm/min, les images des sections laissent apparaître des zones non imprégnées [39]. Ces zones sont dues au fait que le composite n'a pas réussi à atteindre la température de procédé pour les hautes vitesses. Le polymère n'a donc pas eu le temps de fondre et d'imprégner tout le composite. Pour la pultrusion à 800 mm/min, le polymère n'a pas fondu. Le composite n'a donc pas pu se comprimer, ce qui a dû entraîner une augmentation de la force de traction, force appliquée par le tracteur pour tirer le composite à travers les filières. La pultrusion s'est donc bloquée.

Un des grands enjeux de la pultrusion à haute vitesse est la force de traction. La force de traction augmente avec la vitesse de pultrusion [10]. Une force de pultrusion trop élevée risquerait de conduire à une rupture des fibres et donc à un arrêt de la pultrusion. Pour accéder à de grandes vitesses, il faut donc réduire cette force de traction.

Une des méthodes de réduction de la force de pultrusion est l'utilisation d'un système multi-filières dans la partie chauffée. Deux systèmes peuvent être utilisés en pultrusion thermoplastique. La Figure 2.5 illustre ces deux systèmes: le système à une seule filière et le système multi-filières. Le système à une seule filière consiste à placer une longue filière avec une cavité conique en sortie de la cellule de préchauffe. Le système multi-filières lui comprend plusieurs filières chauffées. Chaque filière possède une cavité conique réduite par rapport à la précédente. Les filières sont espacées d'une largeur donnée. L'espacement des filières permet une relaxation du matériau, cette relaxation a plusieurs effets bénéfiques sur les paramètres de la pultrusion. Lapointe *et al.* ont conduit des expériences avec les mêmes paramètres et les mêmes vitesses, seul le système de pultrusion changeait. Cette comparaison a permis de montrer qu'une meilleure imprégnation apparaissait lors de la pultrusion multi-filières [23]. Ce résultat a aussi été observé par El-Jakl *et al.* [44]. Lessard *et al.* ont comparé l'utilisation d'un système à une seule filière et d'un système composé de 4 filières. L'étude a permis de démontrer que l'utilisation d'un système multi-filières permettait de réduire la force de traction [35].

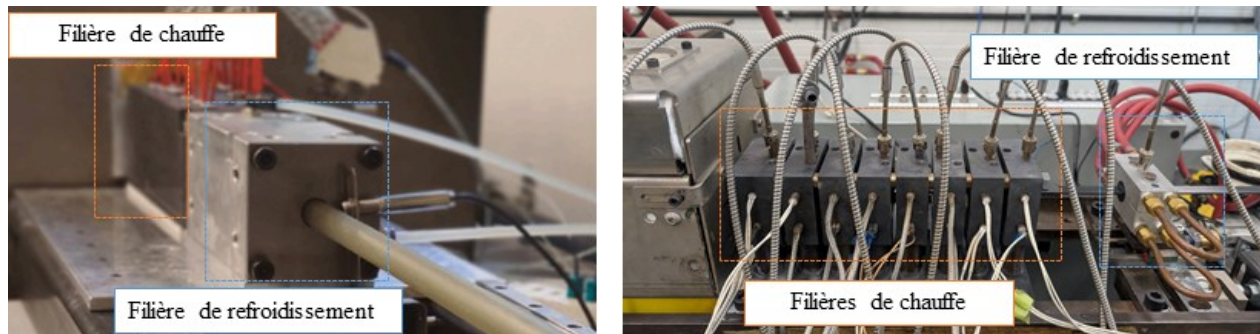


Figure 2.5: Système de pultrusion à une seule filière à gauche et à droite, système de pultrusion à plusieurs filières[45]

L'évolution de la force de traction a été analysée par Tucci *et al.*, la force augmente jusqu'à ce que le matériau commence à fondre [24]. Une fois fondu, un phénomène de lubrification apparaît ce qui permet de réduire la force de traction localement. Il est donc important de pouvoir assurer la fonte du matériau le plus rapidement possible afin de diminuer la période d'augmentation de la force et donc de diminuer la force maximale. Avoir une température de procédé élevée est un moyen de monter rapidement la température du matériau au-dessus de sa température de fusion (T_m). Une température importante permet aussi de réduire la viscosité du polymère et donc d'améliorer l'écoulement de ce dernier à travers les fibres de renforts, selon la loi de Darcy. Pour pultruder à haute vitesse, l'utilisation d'un système multi-filières ainsi qu'une rapide montée en température semblent être nécessaires.

CHAPITRE 3 Objectifs de recherche

Les recherches menées lors de cette maîtrise ont pour but de pouvoir pultruder des pièces à une vitesse de 1 m/min. La revue de littérature présentée au Chapitre 2 a mis en évidence les défis actuels pour atteindre cet objectif. Ce chapitre détaille les différents sous objectifs ayant permis d'atteindre l'objectif fixé.

3.1 Identification du problème

Afin de pouvoir réaliser des pièces en pultrusion, il est nécessaire d'avoir une matière première adaptée aux filières de pultrusion. Les bobines disponibles dans le commerce n'étant pas aux bonnes dimensions et les machines industrielles n'étant pas adaptées à une utilisation en laboratoire, la conception d'une machine de découpe en interne a été étudiée. La découpe des rubans préimprégnés constitue ainsi une étape cruciale dans le développement de la pultrusion thermoplastique à partir de préimprégnés.

Même avec des rubans à la dimension souhaitée, augmenter la vitesse de pultrusion thermoplastique pose un certain nombre de problèmes. L'un des problèmes rencontrés en pultrusion est la difficulté que rencontre le composite pour atteindre la température de procédé lorsque la vitesse augmente. Pour faire face à ce problème, des simulations modélisant le transfert thermique lors de la pultrusion ont été mise en place. Néanmoins, ces simulations utilisent beaucoup de paramètres complexes à déterminer. Élaborer un modèle thermique simple avec un nombre de paramètres limités est nécessaire pour pouvoir déterminer rapidement la température de chaque filière en fonction de la vitesse de pultrusion.

Comme rapporté dans la revue de littérature, la pultrusion thermoplastique doit augmenter son rythme de production si elle veut être compétitive industriellement. En effet, la pultrusion thermoplastique présente de faibles vitesses de pultrusion à côté de la pultrusion de thermodurcissable. C'est pourquoi il est essentiel de conduire une étude de pultrusion thermoplastique à haute vitesse, 1 m/min, en utilisant des rubans préimprégnés. De plus, il est important de contrôler les propriétés mécaniques des pièces pultrudées afin de vérifier la qualité de la pultrusion menée.

3.2 Objectif de recherche

L'objectif principal de cette recherche est de déterminer les paramètres nécessaires pour atteindre une vitesse de pultrusion thermoplastique de 1 m/min. Afin d'accomplir cet objectif, trois sous-objectifs ont été définis :

Objectif 1: Concevoir une machine de découpe de ruban préimprégné

Objectif 2 : Caractériser le ruban préimprégné avant pultrusion.

Objectif 3: Déterminer les consignes de température des filières en fonction de la vitesse de pultrusion choisie.

Objectif 4 Pultruder à 1000 mm/min, tout en assurant les propriétés mécaniques du profilé.

3.3 Structure du travail de recherche

Chaque objectif de cette recherche fera l'objet d'un chapitre distinct. Afin de renforcer la clarté et de rendre chaque chapitre autonome, une section de contexte et de méthodologie sera systématiquement présentée en début de chapitre. L'objectif 3 sera quant à lui développé sous la forme d'un article scientifique soumis dans le journal Composite Part B : Engineering. Cette organisation peut entraîner certaines répétitions entre les chapitres, pour lesquelles le lecteur est invité à faire preuve d'indulgence.

CHAPITRE 4 Conception d'une machine de découpe de ruban préimprégné

Ce chapitre décrit la réalisation de l'objectif 1 : Préparer le ruban préimprégné pour son utilisation en pultrusion. La conception de la machine de découpe sera présentée dans un premier temps. Ensuite la qualité des lamelles obtenues sera analysée.

4.1 Description du matériel

Lors de la pultrusion multi-filières utilisant du ruban préimprégné, le ruban est tiré par le tracteur à travers une cellule de préchauffe puis à travers les filières chauffées comme expliqué dans la partie 2.2.1. La Figure 4.1 montre le système de pultrusion utilisé. On peut y voir sur la Figure 4.1 a) les rubans entrant dans la cellule de préchauffe. La Figure 4.1 b) montre la cellule de préchauffe et les huit filières de chauffe utilisées pour la pultrusion. À la suite des filières de chauffe est positionnée la filière de refroidissement. La bobine initiale, illustrée sur la Figure 4.2, est une bobine de 304.8 mm (12 pouces) de large. Le matériau utilisé dans l'étude est un ruban de préimprégné de fibre carbone, polyéthercétone, C/PEKK, (APC, AS4D 12K, de Syensqo). Le ruban possède un taux massique de résine de 34 %, un poids surfacique de 220 g/m² et une épaisseur de 0.14 mm une fois consolidé. Afin de faire entrer le matériau dans les filières, le ruban doit être découpé.



Figure 4.1: Image de la ligne de pultrusion: a) Entrée des rubans préimprégnés, b) Ligne de pultrusion



Figure 4.2: Image de la bobine de 304.8 mm de large (12 pouces). APC(CF/PEKK), Syensqo

4.2 Méthodologie

La conception de la machine de découpe commence par une analyse fonctionnelle. Les fonctions principales révélées par l'analyse fonctionnelle servent d'axe directeur pour la conception de la machine. Les choix de solutions techniques retenus sont expliqués et justifiés. Plusieurs méthodes de découpe ont été imaginées et une expérience de caractérisation de la largeur du ruban a été menée pour retenir la meilleure méthode. Cette expérience consiste à analyser la variation de largeur des rubans découpés. Dix bobines ont été analysées pour chacune des méthodes. La largeur des rubans a été mesurée sur l'entièreté de leur longueur. Les mesures ont été prises au pied à coulisse tous les deux mètres. La méthode présentant la variation de largeur la plus faible est retenue.

Le choix de la largeur des rubans en entrée de pultrusion se fait à partir de l'analyse dimensionnelle des filières. Trois critères sont retenus, le critère selon l'épaisseur, selon la largeur et selon l'aire. Ces critères sont explicités et concluent sur une largeur de ruban.

4.3 Conception de la machine de découpe

4.3.1 Analyse fonctionnelle

Afin de déterminer les principales fonctions et les contraintes de la machine de découpe, une analyse fonctionnelle est réalisée. La première contrainte est l'adaptabilité de la machine. Au laboratoire, une bobineuse est déjà présente. La future machine de découpe devra intégrer le système existant. La Figure 4.3 illustre la machine de découpe finale pour une meilleure compréhension du processus de conception. La bobine initiale de 304.8 mm est positionnée à droite sur la Figure 4.3. Elle est installée sur un cantre déjà présent au laboratoire. La machine de découpe est montrée sur la Figure 4.3 a) et détaillée sur la Figure 4.3 b). La Figure 4.3 b) présente, le

positionnement des bobines, le mécanisme de rotation du système et la zone de découpe. La partie électronique comprenant, le choix du moteur, le contrôle du système par ordinateur et le choix des capteurs ne seront pas détaillés car ces éléments sont issus de l'ancien système. Les prochaines parties s'attacheront à expliquer et analyser le choix des solutions techniques illustrées sur la Figure 4.3. Chacune des solutions techniques apportées permet de répondre à des fonctions premières de la machine de découpe. Ces fonctions ont été déterminées par une analyse fonctionnelle détaillée en ANNEXE . Les trois fonctions principales retenues sont :

Insérer et enlever les bobines dans la machine de découpe.

Entraîner en rotation les bobines tout en assurant le bobinage des rubans sur une grande distance (20 m).

Découper le ruban en lamelles de largeur donnée.

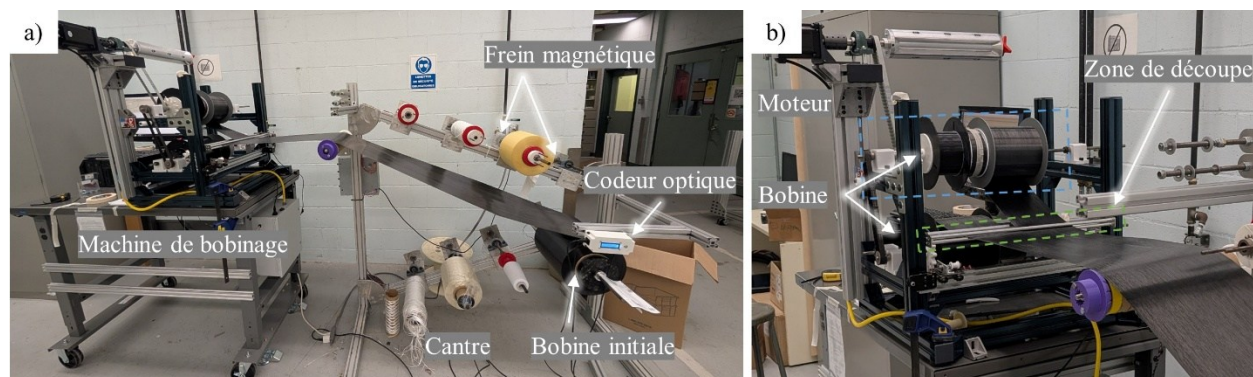


Figure 4.3: a) Vue générale du système de découpe, b) Agrandissement sur la machine de découpe

4.3.2 Positionnement des bobines

Afin d'enrouler les rubans découpés, un système de plusieurs bobines est nécessaire. Les bobines doivent être placées de façon à assurer que la distance parcourue par les rubans entre la zone de découpe et leur bobine est la même pour tous, afin d'assurer un bon bobinage sur toute la largeur de la bobine initiale.

Les dimensions du système sont fixées par le système précédent et les bobines ne peuvent pas être positionnées côte à côte. La Figure 4.4 illustre une solution à ce problème. Les bobines sont représentées en noir, le ruban est représenté en orange. Pour assurer l'alignement du ruban avec les bobines, il faut que les bords des bobines se superposent. Ainsi les rubans restent parfaitement rectilignes. Cela n'est pas possible sur un seul étage. Ainsi deux étages sont

nécessaires pour garantir l'alignement entre les bobines et la zone de découpe. Pour garantir cet alignement, un écarteur, illustré sur la Figure 4.4, doit être positionné après la bobine pour permettre le placement de la bobine suivante. Pour assurer la même distance parcourue par tous les rubans, avec les bobines positionnées sur deux étages, il est nécessaire de changer le sens de rotation des bobines d'un étage à l'autre. Ce changement de sens est illustré sur la Figure 4.4 b).

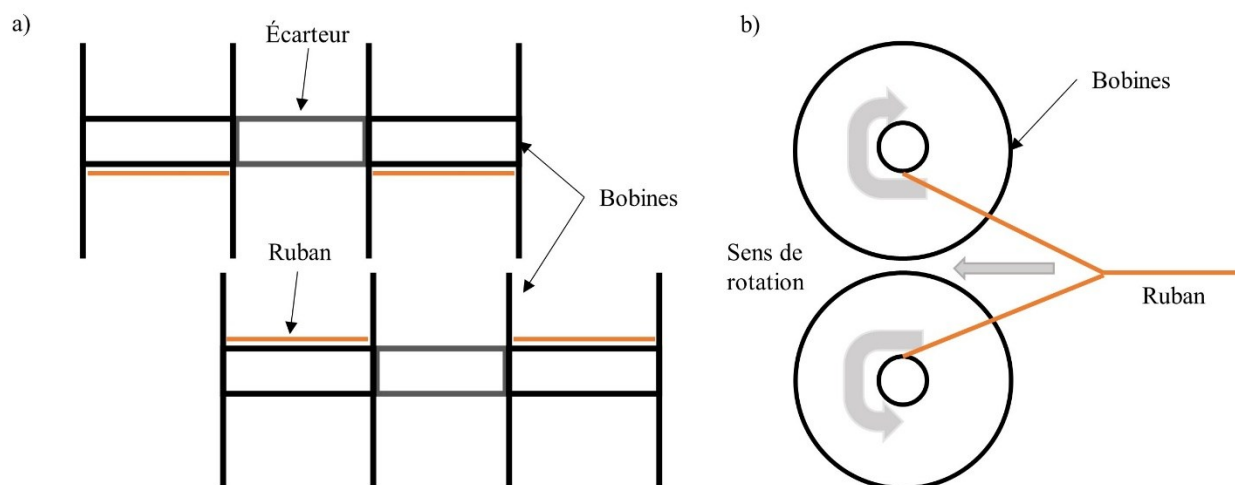


Figure 4.4: Système de bobinage: a) vue de face des bobines, b) vue de côté

4.3.3 Les groupements de bobines

Afin de faciliter la manipulation des bobines, il a été choisi de les assembler en groupement. Ce groupement est uniquement utilisé pour l'installation des bobines dans la machine de découpe et est démontable. Une fois les bobines pleines, elles sont retirées du groupement.

Les bobines sont conçues de sorte à pouvoir être positionnées dans le cantre de pultrusion. Comme le montre la Figure 4.5, les bobines sont composées de deux parois et d'un corps. La hauteur des parois a été dimensionnée pour accueillir une longueur maximale de bobinage de 30 m. Les parois ont trois trous. Ces trous permettent leur mise en place dans le groupement de bobines.

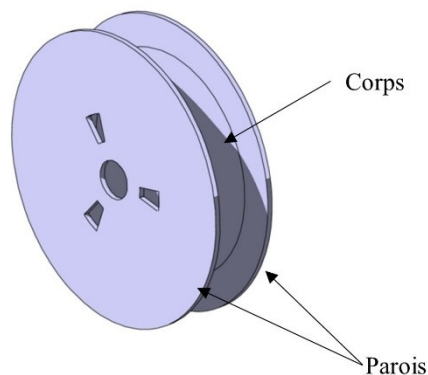


Figure 4.5: Bobine de largeur moindre pouvant contenir les lamelles de ruban découpées

Les groupements de bobines permettent de faciliter la manipulation des bobines. Un groupement est illustré sur la Figure 4.6. Le groupement comprend un axe fileté, sur ses extrémités, sur lequel sont positionnés les bobines et des tripodes afin d'entraîner les bobines en rotation entre elles. Les tripodes font aussi office d'écarteurs et ils assurent l'alignement des bobines avec la zone de découpe du ruban. Le ruban doit avoir une trajectoire rectiligne afin d'éviter tout problème lors de la découpe. L'ensemble du groupement est fermé par deux écrous de chaque côté.

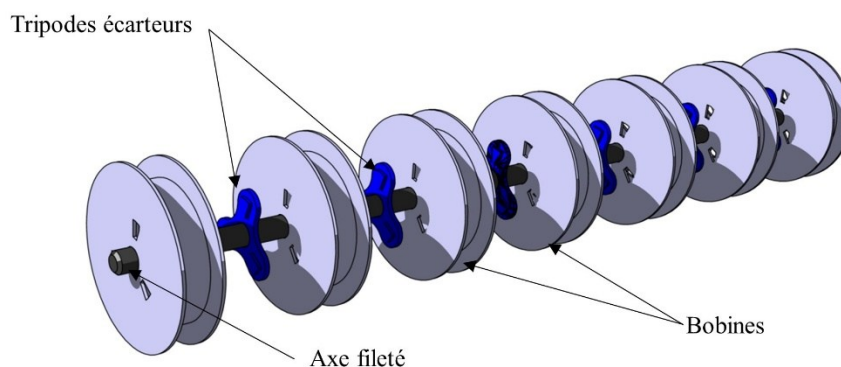


Figure 4.6: Groupement de bobines

4.3.4 Installation des bobines

Les bobines sont donc regroupées en deux groupes, le groupe de l'étage supérieur et le groupe de l'étage inférieur. L'ancien système (la bobineuse) utilisait un système d'axe de pression pour mettre en position et maintenir en position la bobine. Un système similaire est utilisé pour la machine de découpe. Le système est illustré sur la Figure 4.7. Le système est muni d'un axe de rotation qui est positionné dans un carter comprenant deux paliers lisses. Les faibles vitesses de rotation lors du bobinage expliquent le choix de paliers lisses. Une butée est positionnée sur l'axe.

Une fois la pression appliquée sur les bobines, la butée est fixée, ce qui permet de garder la pression de maintien. En bout d'axe se trouve un engreneur. Cette pièce contient un disque avec, en son centre, trois goupilles permettant de fixer le groupement de bobine. L'énergie de rotation est transmise à travers les goupilles dans le groupement de bobines.

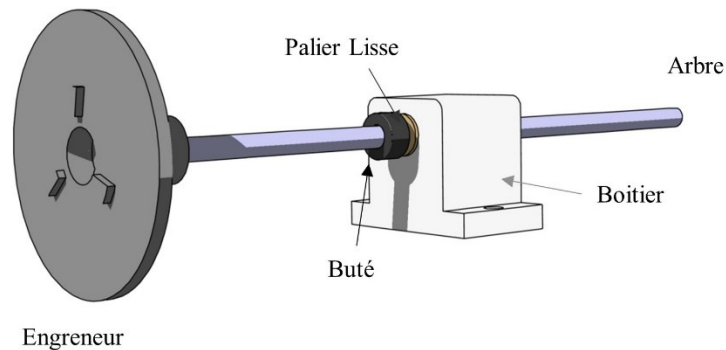


Figure 4.7: Axe pression utilisé pour le maintien des bobines dans la machine

4.3.5 La distribution d'énergie dans le système

La Figure 4.8 illustre le système de motorisation. Le moteur est placé en hauteur selon les exigences du système existant. L'énergie de rotation est transmise à l'étage supérieur par un système de poulies et de courroies. Par ce même système, l'engrenage servant au changement de sens de rotation des bobines de l'étage inférieur est entraîné. De même que pour l'axe de pression, l'arbre mis en rotation possède à son bout un engreneur où sont placés les groupements de bobines. Ainsi les bobines sont coincées entre les deux engreneurs.

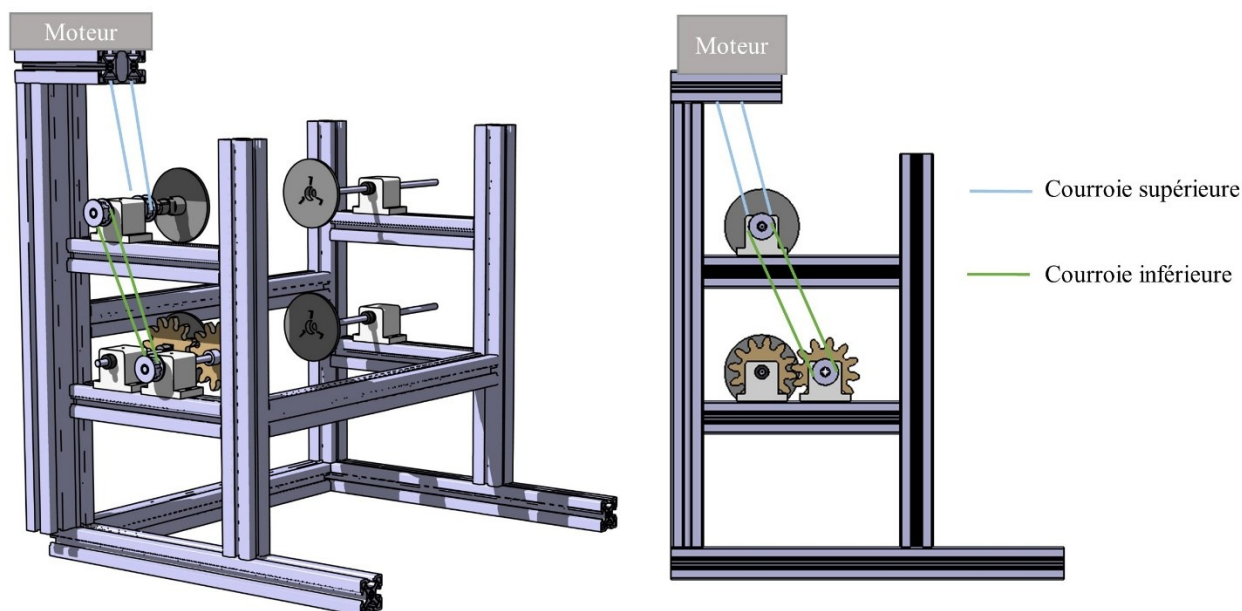


Figure 4.8: Motorisation du système de découpe

4.3.6 Le système de découpe

Le système principal de la machine est le système de découpe. Pour concevoir ce système, deux méthodes de découpe ont été testées. La première méthode est celle de découpe par rouleau séparateur. Cette méthode est possible car le matériau est fait de fibres longitudinales. Une fois une entaille faite, le simple fait de tirer sur l'entaille permet une séparation du matériau en ruban. La Figure 4.9 montre le positionnement du rouleau séparateur par rapport au matériau. Le rouleau est placé perpendiculairement au matériau et deux rouleaux guides sont placés en amont afin de contrôler la zone où le matériau se déchire. Les bobines tirent le ruban qui vient se déchirer sur le rouleau séparateur. Avec cette méthode, il est possible de découper le rouleau de départ sur toute sa largeur en une seule étape, comme le montre la Figure 4.9.

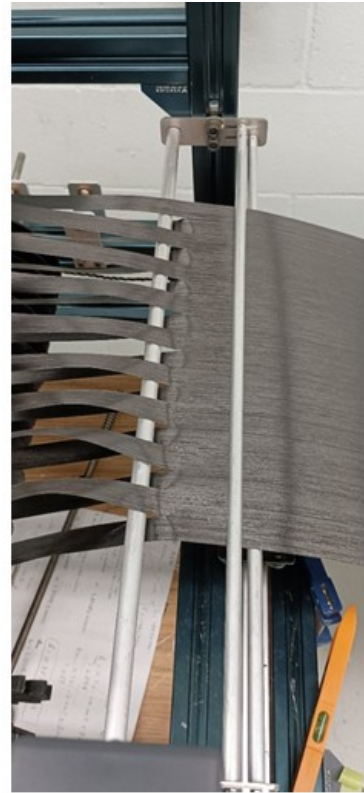
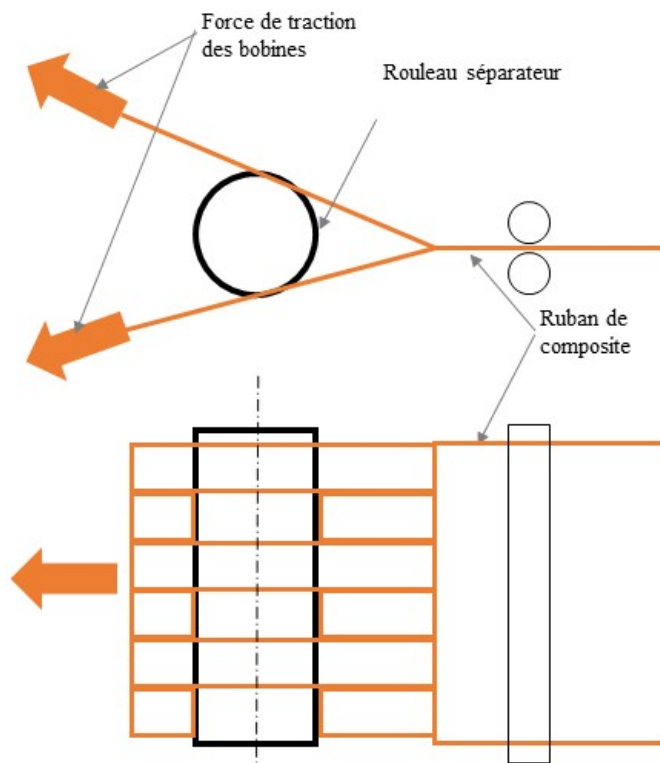


Figure 4.9: Méthode de découpe par rouleau séparateur

La seconde méthode, illustrée sur la Figure 4.10, consiste à utiliser des lames pour la découpe. Les lames sont positionnées dans le porte-lame, en noire sur la Figure 4.10 , et elles sont espacées de la largeur de bobine finale choisie. De la même manière, le ruban est tiré par les bobines mais au lieu de se déchirer dans la zone de découpe, ce sont des lames qui viennent tailler le composite. Cette méthode permet une meilleure gestion de la variation de largeur du ruban. Néanmoins cette méthode demande une grande force de bobinage. La force n'a pas pu être relevée, elle aurait pu l'être en installant un capteur de courant (A) sur le moteur. Ainsi, une indication de la puissance nécessaire aurait pu être déterminée. La technique de découpe utilisant uniquement des lames a dû être abandonnée.



Figure 4.10: Méthode de découpe par lame

Une méthode dite hybride a alors été développée. La Figure 4.11 explique cette méthode. Dans un premier temps, la méthode de découpe par rouleau séparateur est utilisée pour séparer le préimprégné initial (largeur A) en deux, et ainsi de suite jusqu'à obtenir une bobine de largeur $A/4$. Avec peu de bobines, la méthode par déchirement est efficace, et permet de séparer facilement les bobines en deux. Ensuite, la découpe par lame est mise en place. La découpe se fait sur une bobine de largeur moindre par rapport à la bobine initiale. La force engendrée est donc fortement diminuée et rend la découpe par lame possible. La technique par lames permet la découpe de plusieurs rubans à la fois et assure une réduction de la variation de largeur de ruban finale par rapport à la méthode de déchirement.

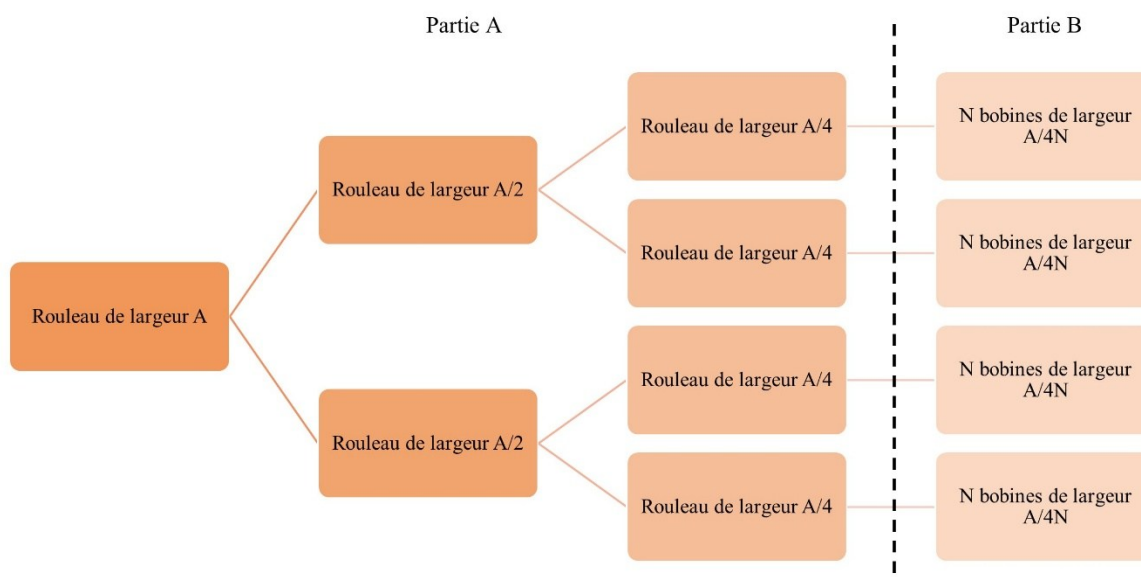


Figure 4.11: Méthode de découpe hybride

Afin de choisir la méthode de découpe retenue, des tests ont été effectués avec la méthode de découpe par rouleau séparateur et avec la méthode de découpe hybride. Des tests ont été effectués sur ces deux méthodes car se sont elles qui semblaient les plus prometteuses (possibilité de bobiner sans dégradation de la machine). Des rubans faits avec les méthodes hybrides et avec la méthode de découpe par rouleau ont été comparés. La comparaison a été faite selon la longueur bobinée et la variation de largeur des rubans. Les résultats consignés dans les Tableaux 4.1 et 4.2 sont les variations de la largeur par rapport à leur largeur initiale en fonction de la position de la prise de mesure sur les bobines finales. Toutes les mesures ne sont pas représentées dans les tableaux.

suivants par souci de clarté. Les résultats de la méthode avec le rouleau séparateur sont consignés dans le Tableau 4.1. Le Tableau 4.2 contient les résultats de la méthode de découpe hybride. En comparant les deux tableaux, on remarque qu'avec la méthode par déchirement, la longueur bobinée est seulement de 3.2 m contre 16m pour la méthode hybride. Cette faible valeur de bobinage est la conséquence des variations de largeur avec la méthode par rouleau séparateur. Certains rubans augmentent de 24 % en largeur, ce qui bloque le bobinage car les rubans ne rentrent plus dans les bobines. En effet, avec la méthode de découpe par rouleau séparateur la variation de largeur oscille entre -33 % et 24 %. Avec la méthode hybride, la variation maximale est de 17 % en augmentation et de -14% en diminution. Cette variation empêche le blocage du bobinage. Les variations sont dues au mauvais alignement du ruban en entrée de découpe. La moyenne de largeur des rubans est de 15.18 mm avec la méthode mixte. La valeur visée est de 15.24 mm, le choix de cette valeur est expliqué dans la partie suivante. La méthode mixte est donc retenue pour la technique de découpe.

Tableau 4.1: Variation de la largeur des bobines par la méthode de déchirement. Numéro de la bobine mesurée en fonction de l'emplacement des mesures

Numéro de bobine	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1m	8 %	-1%	2%	-2%	9%	-8%	4%	0%	7%	-5%
2m	6%	-8%	5%	-4%	10%	-14%	1%	-4%	9%	2%
3m20	17%	-12%	8%	-7%	24%	-33%	5%	-5%	16%	-4%

Tableau 4.2: Variation de la largeur des bobines par la méthode hybride. Numéro de la bobine mesurée en fonction de l'emplacement des mesures

Numéro de bobine	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
6 m	-11%	-6%	-3%	17%	4%	-1%	7%	0%	-1%	-6%
14 m	-1%	12%	-7%	-1%	-3%	-12%	4%	-3%	6%	3%
20 m	14%	14%	10%	-14%	2%	-10%	4%	-14%	3%	-6%

4.4 Choix de la largeur et du nombre de rubans

Le choix de la largeur du ruban est lié aux dimensions des filières. La ligne de pultrusion est composée de 8 filières cependant la compaction du composite n'a lieu que dans les deux dernières filières. Les premières filières servent uniquement à la montée en température du composite. Pour ce faire, il ne doit pas y avoir de compaction dans ces filières car la fonte du polymère n'est pas assurée.

La Figure 4.12 présente les schémas de la filière 4, a), et de la filière de refroidissement, b). De plus les critères du choix de la dimension sont illustrés. La Figure 4.13 est un graphique rassemblant tous les critères permettant le choix de dimension du ruban. Le nombre de bobine, la largeur du ruban et l'aire totale des rubans sont illustrés pour comprendre le choix effectué. Ces deux figures sont détaillées dans le paragraphe suivant.

La Figure 4.12 a) est un schéma de la filière numéro 4. Arrivé à la filière 4, le composite devrait avoir atteint une température assez élevée pour pouvoir être compacté. Ainsi, c'est la filière 4 qui a été choisie pour dimensionner le ruban. Sur la Figure 4.12a) une vue de côté montre le critère d'épaisseur maximale. L'épaisseur de tous les rubans, E_r , doit être inférieure à l'épaisseur de la filière 4 ($E_{f4} = 3.22 \text{ mm}$). L'épaisseur du ruban étant fixée par le fabricant à 0.14 mm , le critère de l'épaisseur impose donc un nombre de rubans maximal. Au-delà de 23 rubans, le critère de l'épaisseur ne sera pas respecté. Cette limite est illustrée par un trait pointillé horizontal rouge sur la Figure 4.13.

De même, la vue du dessus de la filière 4 illustrée sur la Figure 4.12 a), montre le critère de largeur. La largeur des rubans (L_r) ne doit pas dépasser la largeur de la filière 4 ($L_{f4} = 16.07 \text{ mm}$). Ainsi pour respecter le critère de largeur, les rubans ne doivent pas excéder une valeur de 16 mm . Cette limite est illustrée sur la Figure 4.13 par le trait pointillé vertical rouge.

Pour assurer de bonnes propriétés mécaniques à la pièce finale, une compaction doit avoir lieu. Pour assurer la compaction, l'aire de la dernière filière de compaction (filière de refroidissement) doit être inférieure à l'aire du composite. Cette situation est illustrée Figure 4.12 b). La largeur L_{fc} et l'épaisseur E_{fc} de la dernière filière de compaction doivent avoir une aire inférieure à l'aire de l'ensemble des rubans arrivants. Ce critère est illustré comme le critère de sortie sur la Figure 4.12 b). La dernière filière a une aire de 45 mm^2 . Ainsi, l'aire du composite en entrée doit être supérieure à l'aire de la dernière filière soit 45 mm^2 . La zone hachurée, sur la Figure 4.13, est la zone où l'aire totale du matériau est inférieure à l'aire de la dernière filière soit 45 mm^2 . Cette zone est majorée par l'équation:

$$A = N_{\{bobine\}} \cdot e_{eff} \cdot l \quad (4.3)$$

Où l représente la largeur du ruban, N_{bobine} le nombre de bobines et e_{eff} l'épaisseur d'un ruban.

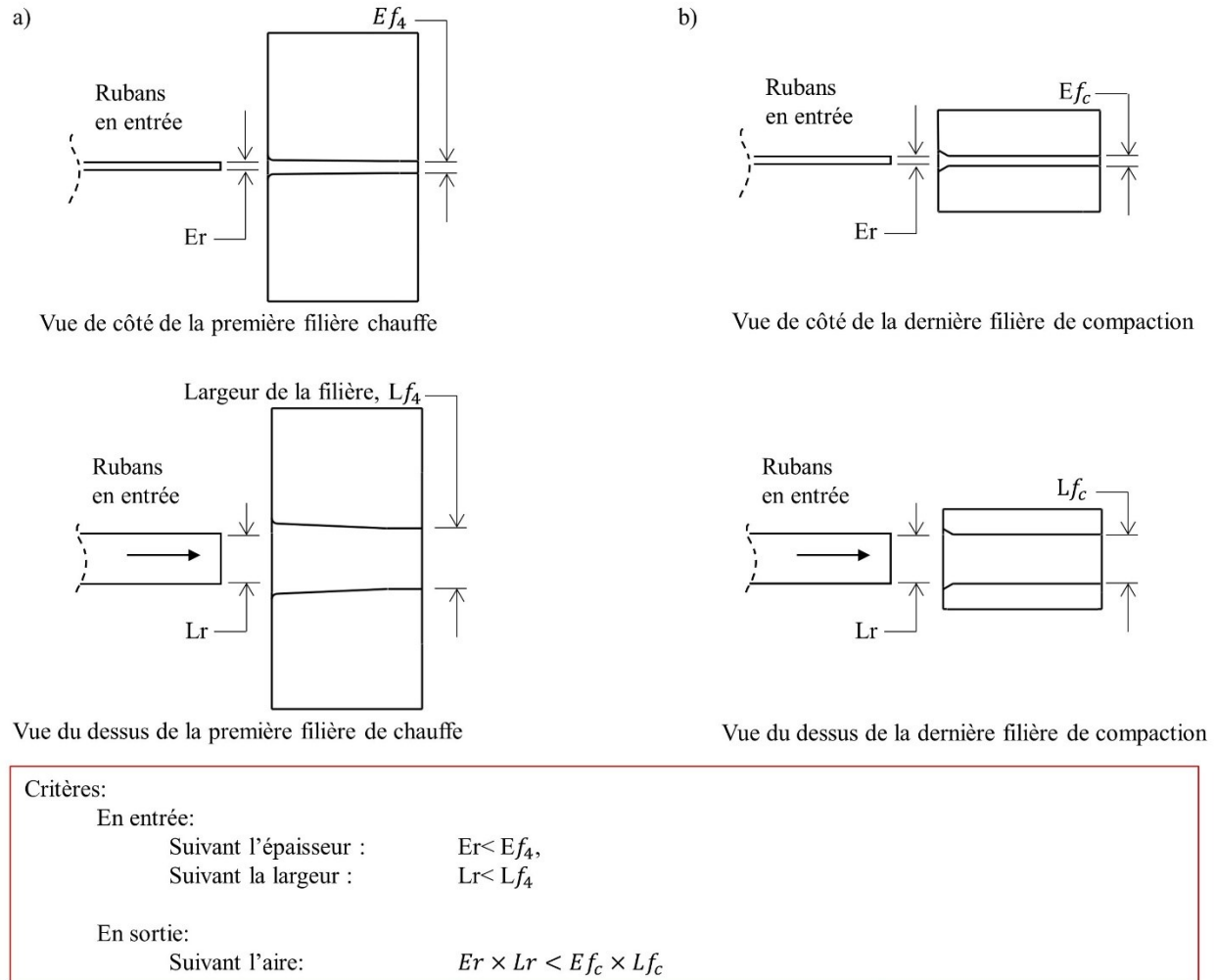


Figure 4.12: Illustration des critères d'acceptabilité, a) Schéma de la filière 4 montrant le critère d'épaisseur et de largeur. b) Schéma de la dernière filière de compaction, la filière de refroidissement, le critère suivant l'aire est explicité

La Figure 4.13 montre la zone acceptable où doit se trouver la largeur du ruban et le nombre de bobines en entrée de pultrusion. La zone colorée représente l'aire du composite. Plus la zone est jaune et plus l'aire de la matière entrante dans la ligne de pultrusion est importante.

Lors de la découpe du ruban de 304.8 mm tout le ruban doit être bobiné, il ne doit pas y avoir de perte. Ainsi la largeur des rubans doit être un diviseur de 304.8 mm. Ces valeurs sont représentées par les points noirs sur la Figure 4.13. De plus les dimensions doivent fonctionner avec le système de découpe choisi. Ces dimensions sont montrées par les lignes bleues sur la Figure 4.13, soit 20 bobines de largeur de 15.24 mm.

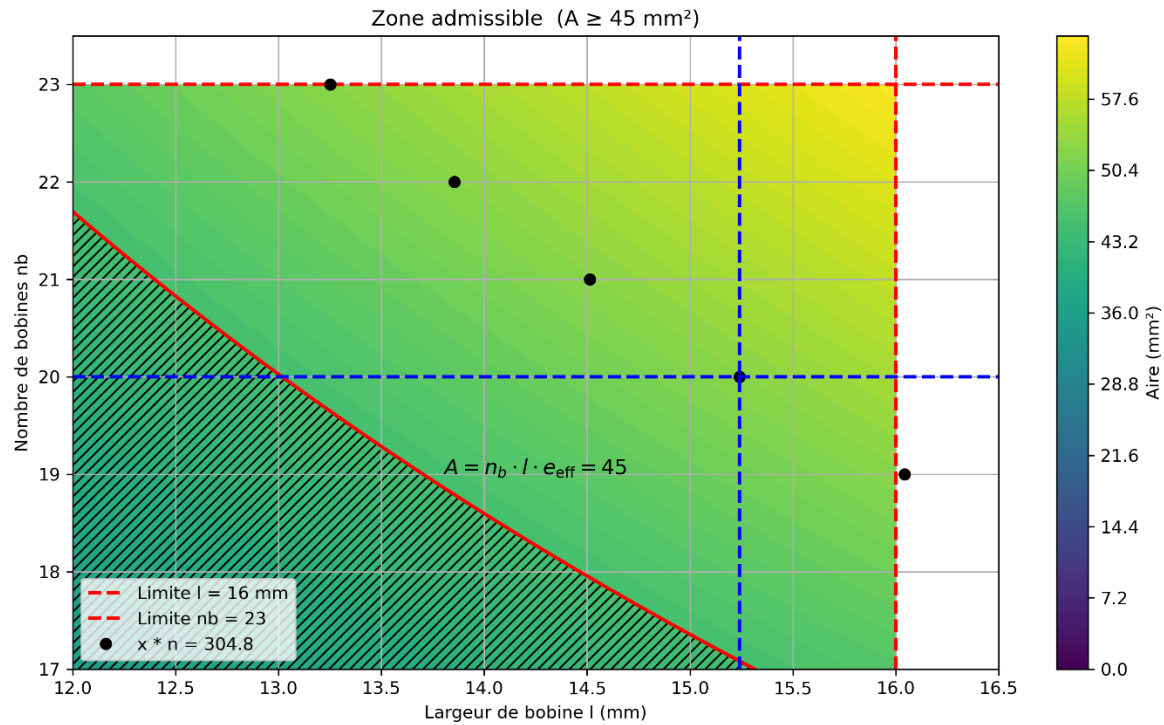


Figure 4.13: Détermination de la zone d'acceptabilité de la largeur moyenne du ruban

4.5 Conclusion

La machine de découpe a été conçue. La méthode de découpe retenue est la méthode dite hybride. Cette méthode permet de découper le ruban sur une longueur de plus 20 m avec une variation de longueur acceptable. La largeur des rubans a été dimensionnée pour la pultrusion, la largeur nominale des rubans est 15.24 mm.

CHAPITRE 5 Caractérisation du ruban préimprégné avant pultrusion.

Après avoir conçu une machine afin de préparer les rubans avant pultrusion, une caractérisation du matériaux préimprégné initial a été menée.

5.1 Contexte

Le ruban en entrée de pultrusion doit être caractérisé afin de connaître précisément sa composition. Cette caractérisation servira au dimensionnement de la pultrusion présentée CHAPITRE 7 et permettra une meilleure analyse des barres pultrudées. L'analyse du taux de vide et de la morphologie du ruban initial aidera à l'interprétation de l'analyse des barres pultrudées, conduite dans le CHAPITRE 7.

5.2 Méthodologie

L'analyse du matériau fourni a été conduite afin de s'assurer de sa qualité avant de l'utiliser lors de la pultrusion. Cette analyse comprend 14 échantillons prélevés sur une longueur de 640 cm, chacun espacé de 45 cm, plus trois échantillons prélevés sur une autre section du ruban afin de compléter l'analyse sur une zone plus large. Les échantillons prélevés ont les mêmes dimensions que les rubans en entrée de pultrusion. Les échantillons ont été mesurés et pesés afin d'obtenir leur poids surfacique, en g/m^2 . Ensuite, une analyse micrographique a été conduite afin de déterminer le taux de vide et le taux de fibre présent dans les échantillons. Le logiciel ImageJ a été utilisé avec le module « Trainable Weka Segmentation ». Ce module repose sur un classifieur, c'est-à-dire une intelligence artificielle capable de distinguer les différents constituants du composite. Les éléments composant le matériau sont décrits dans le classifieur, qui, après un entraînement sur plusieurs images, est ensuite en mesure d'identifier automatiquement les différentes phases précédemment définies. Les différentes classes définies dans le classifieur sont illustrées à Figure 5.1. Ainsi, le classifieur peut reconnaître les fibres, les vides, le polymère et l'arrière-plan (époxy utilisé pour le micro-polissage).

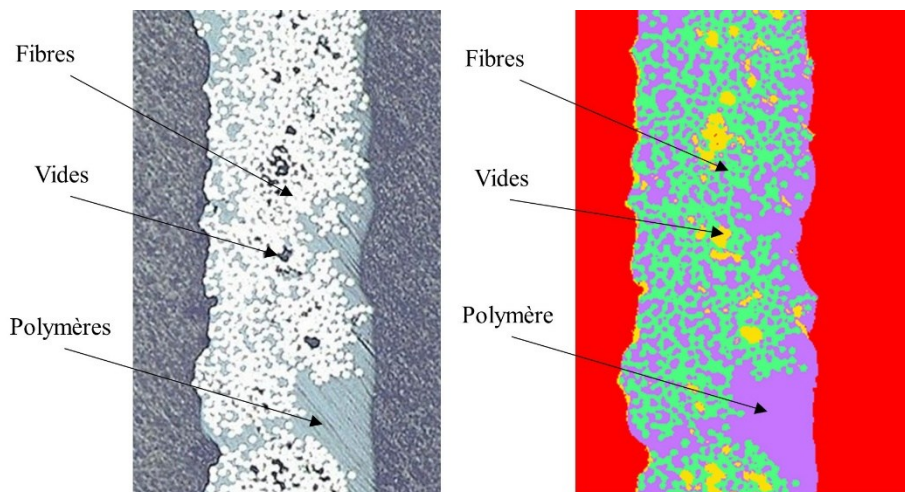


Figure 5.1: Segmentation du ruban découpé

La Figure 5.2 présente l'analyse menée. La Figure 5.2 a) montre l'évolution de l'épaisseur du ruban. La valeur théorique du fournisseur, 0.14 mm, est représentée par la ligne continue. La valeur moyenne des mesures est représentée par la ligne pointillée. L'épaisseur moyenne des rubans est de 0.220 ± 0.008 mm soit 0.08 mm de plus que la valeur annoncée par le fabricant. Cette hausse d'épaisseur pourrait causer des problèmes lors du dimensionnement de la quantité de matière entrante dans la pultrusion.

5.3 Résultats

La Figure 5.2 b) montre que le poids surfacique du ruban varie entre 215.6 g/m^2 et 241.2 g/m^2 en fonction de la position de l'échantillon. La valeur moyenne du poids surfacique est de $231.6 \pm 1.5 \text{ g/m}^2$ soit 11 g/m^2 supérieur à la valeur nominal de 220 g/m^2 du fabricant. Cette variation pourrait être liée à l'inhomogénéité de l'imprégnation du ruban. En effet, comme le montre la Figure 5.2 c) un taux de vide moyen de $16 \pm 3 \text{ vol.}\%$ est présent dans le ruban. Le taux de vide est compris entre $10.4 \text{ vol.}\%$ et $23.4 \text{ vol.}\%$. Le ruban reçu n'est donc pas totalement consolidé. De plus, la Figure 5.2 d) présentant le taux de fibre du ruban en volume laisse apparaître des variations du taux de fibre entre $31 \text{ vol.}\%$ et $73 \text{ vol.}\%$ en fonction de la position de l'échantillon. Le taux de fibre moyen de $64 \pm 7 \text{ vol.}\%$ est plus élevé que celui indiqué par le fournisseur, $58 \text{ vol.}\%$. Ces variations du taux de fibre et du taux de vide dans le ruban sont confirmées par la Figure 5.3.

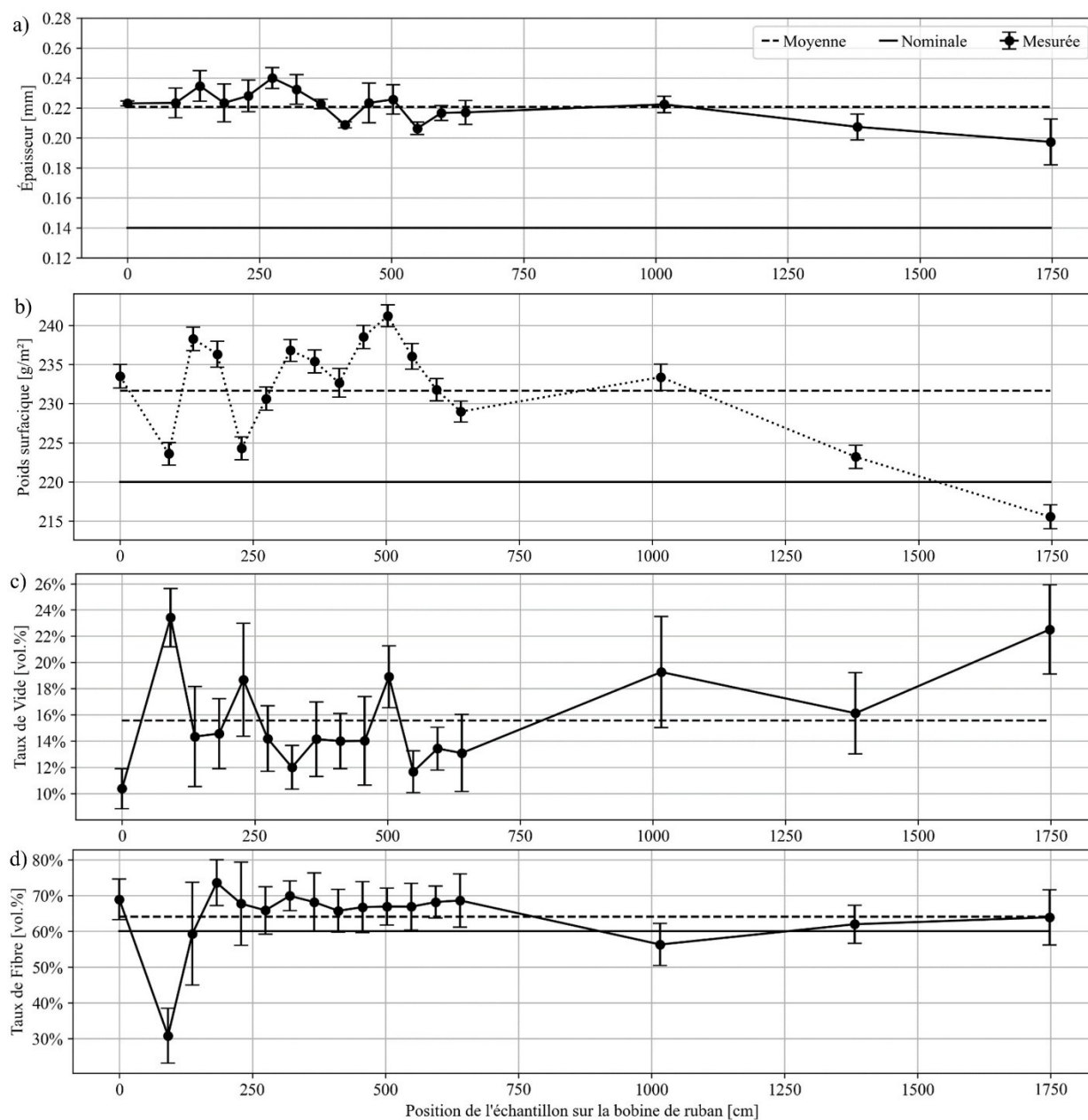


Figure 5.2: Graphiques montrant les résultats des différentes caractéristiques testées: a) Épaisseur du ruban, b) Poids surfacique, c) Taux de vide en volume du ruban, d) Taux de fibre en volume du ruban, en fonction de la position de l'échantillon

La Figure 5.3 a) est une image de la section du ruban. Les cercles blancs sont les fibres de carbone, le polymère est en gris sur l'image et les vides correspondent aux zones noires. Cette image montre bien que les fibres ne sont pas uniformément réparties dans le ruban. Des zones avec une prédominance de fibres de carbone et d'autres avec une prédominance de polymère, sont visibles. La Figure 5.3 b) est un zoom sur la section, et met en évidence une zone de vide. Les vides

sont présents entre les fibres de carbone ce qui laisse supposer que lors de la fabrication de la matière, l'imprégnation n'était pas totale. Ces vides sont appelés micro-vides. Lors de la pultrusion, un contrôle devra être fait pour s'assurer de l'élimination de ces vides.



Figure 5.3: Images de micrographie, a) Micrographie du ruban préimprégné, b) Zoom sur une zone de vide

5.4 Conclusion

La qualité du matériau a été analysée. Des vides sont présents à hauteur de 16 vol. % et l'épaisseur est plus importante de 0.08 mm que celle indiquée. Ces valeurs sont acceptables, étant donné qu'une fois le ruban compacté, l'épaisseur et le taux de vide vont diminuer. Néanmoins, une vigilance doit être observée lors de l'analyse des barres pultrudées afin de s'assurer que les vides initiaux soient éliminés durant la pultrusion. De plus, la répartition non homogène des fibres de renfort dans les rubans devrait se retrouver dans les barres pultrudées. Cependant, le taux de fibre de 64 vol.% mesuré dans les rubans initiaux permet de s'assurer qu'il n'y aura pas de lacune de taux de fibre dans les barres pultrudées.

CHAPITRE 6 Détermination les consignes de température des filières en fonction de la vitesse de pultrusion choisie.

Ce chapitre s'attachera à prévoir les consignes de température des filières en fonction de la vitesse de pultrusion choisie. Un modèle par éléments finis afin de simuler le transfert thermique lors de la pultrusion thermoplastique sera développé.

6.1 Méthodologie

Une baisse des propriétés mécaniques est observée lors de l'augmentation de la vitesse de pultrusion [41]. Cette baisse des propriétés mécaniques peut être due à une fonte incomplète du matériau lors de la pultrusion [39]. En effet, avec l'augmentation de la vitesse, le composite passe moins de temps dans la cellule de chauffe. La température de procédé n'est donc pas toujours atteinte dans le composite. Le même profil idéal de chauffe doit être atteint quelle que soit la vitesse de pultrusion.

Un profil idéal de chauffe est un profil où le composite atteint la consigne de température avant d'arriver dans les filières de compaction. En effet, il faut que le polymère soit fondu avant d'arriver à la phase de compaction. La zone de compaction, est la zone où le taux de remplissage de la filière est supérieur à 100%. Le taux de remplissage est calculé selon l'équation suivante :

$$Rf_{filière,i} = \frac{A_f + A_{m,i-1}}{A_{filière,i}} \quad (5.1.1)$$

A_f représente l'aire des fibres, $A_{m,i}$ l'aire du polymère à la filière i et $A_{filière,i}$ l'aire de la cavité de la filière i . L'aire des fibres A_f et l'aire du polymère sont calculées selon les équations suivantes :

$$A_f = V_{Tf} \cdot A_T \cdot N \quad (5.1.2)$$

$$A_{m,0} = \frac{(1 - V_f) \cdot A_T \cdot N}{\frac{\rho_{liquide}}{\rho_{solide}}} \quad (5.1.3)$$

V_{TF} et A_T représentent respectivement, le taux de fibre et l'aire du ruban préimprégné. N est le nombre de rubans présent en entrée de pultrusion. L'aire du polymère est divisée par le ratio de la densité du polymère à l'état fondu sur la densité du polymère à l'état solide. Ce ratio permet de prendre en compte l'expansion du polymère lors de son changement de phase. Lorsque l'aire de

la filière devient inférieure à l'aire du matériau entrant, le taux de remplissage dépasse les 100%. Ainsi, une partie du polymère est refoulée et son aire diminue. La nouvelle aire du polymère est calculée ainsi :

$$A_{m,i-1} = A_{filiere,i-1} - A_{m,0} \quad (5.1.4)$$

Le taux de remplissage de l'expérience à pleine quantité de matière est présenté dans le Tableau 6.1. Une expérience à pleine quantité de matière est une expérience où $R_{filiere}$ dépasse 100 %. Avec une telle expérience, les pièces produites pourront être analysées.

Tableau 6.1: Dimensionnement du taux de remplissage

Numéro Filière	1	2	3	4	5	6	7	8
$R_{filiere}$	73%	82.1%	86.1%	90.4%	94.8%	97.9%	101.1%	103.07%

Les filières de compaction (filières 7 et 8) sont les filières où l'aire de la matière entrante est supérieure à l'aire de la cavité. Dans un profil de température idéal, le composite sortirait de la filière 6 à la température de procédé.

Pour obtenir un profil idéal de chauffe par simulation, il faut dans un premier temps calibrer le modèle. Pour ce faire, une expérience de pultrusion avec une faible quantité de matière a été réalisée. Une expérience à faible quantité de matière signifie qu'il n'y a pas de compaction, $R_{filiere}$ est toujours inférieur à 100%. Il n'y a aucune force de compaction durant cette expérience. Ainsi, le profilé final n'est pas analysé. Cette expérience permet juste le passage d'un thermocouple afin de mesurer le profil de température du matériau tout au long du procédé sans avoir de force de traction importante. Quatre vitesses ont été analysées, 50 mm/min, 500 mm/min, 800 mm /min et 1000 mm/min. Des profils de température en fonction de la vitesse de pultrusion sont obtenus.

Le transfert thermique a été modélisé de façon simple dans le but d'avoir le moins de paramètres à définir pour déterminer les consignes de température des filières. Le transfert thermique a été modélisé par deux phénomènes : la conduction et la convection. Le transfert par conduction nécessite deux coefficients pour être implémenté : une distance d'activation et un coefficient d'échange. Il a été choisi que ces deux coefficients étaient fixes pour toutes les vitesses de pultrusion. Le coefficient adaptant le transfert thermique en fonction de la vitesse de pultrusion est le coefficient de convection. Au total, trois coefficients ont été nécessaires pour modéliser la chauffe du composite. Ces coefficients ont été déterminés empiriquement par un calibrage de la

simulation avec les données obtenues dans la première partie. Le calibrage de la simulation se fait manuellement par essais-erreurs, aucun programme d'optimisation n'a été développé. Les coefficients du transfert thermique sont déterminés pour chaque vitesse de pultrusion. En utilisant les coefficients du transfert thermique déterminés précédemment, les températures des filières sont augmentées jusqu'à observer un profil idéal de chauffe. Finalement, les températures de chaque filière en fonction de la vitesse de pultrusion sont relevées. Ces températures seront implémentées dans l'expérience de pultrusion présentée au chapitre suivant.

La simulation s'attache à modéliser seulement la montée en température du composite. L'étude du refroidissement se fera sur un système semblable et sera détaillée dans le chapitre suivant.

6.2 Expérience de pultrusion à faible quantité de matière.

Comme expliqué une expérience à faible quantité de matière a été menée afin de relever les profils de température du composite en fonction de la vitesse de pultrusion. Les profils de température obtenus sont montrés Figure 6.1. Plusieurs vitesses de pultrusion ont été testées, 50 mm/min, 500 mm/min, 800mm/min et 1000mm/min. Les paliers de la température de fusion (T_m) et de la température de transition vitreuse (T_g) sont indiqués. Les filières, représentées en bas du graphique sur la Figure 6.1, sont chauffées à la température de procédé, soit 380 °C. A 50 mm/min le composite atteint rapidement la température de procédé et il refroidit rapidement en sortie des filières. Avec l'augmentation de la vitesse de pultrusion le composite met plus de temps à atteindre la vitesse de procédé. A 500 mm/min le composite atteint la température de procédé au niveau de l'avant dernière filière. Pour 800 et 1000 mm/min la température de procédé n'est pas du tout atteinte, la température de fusion est tout juste dépassée. Ceci peut être un risque pour la pultrusion car un polymère solide ne pourra pas être compacté. Un risque de blocage de la pultrusion peut survenir. Dans le but d'assurer la montée en température du composite, la température des filières peut être augmentée en fonction de la vitesse de pultrusion. De plus, les courbes montrent que les profilés fait à des vitesses supérieures à 50 mm/min sortent des filières à une température au-delà de T_g , ainsi il y a un risque de déconsolidation du profilé final. Les données obtenues serviront de référence afin de calibrer la simulation.

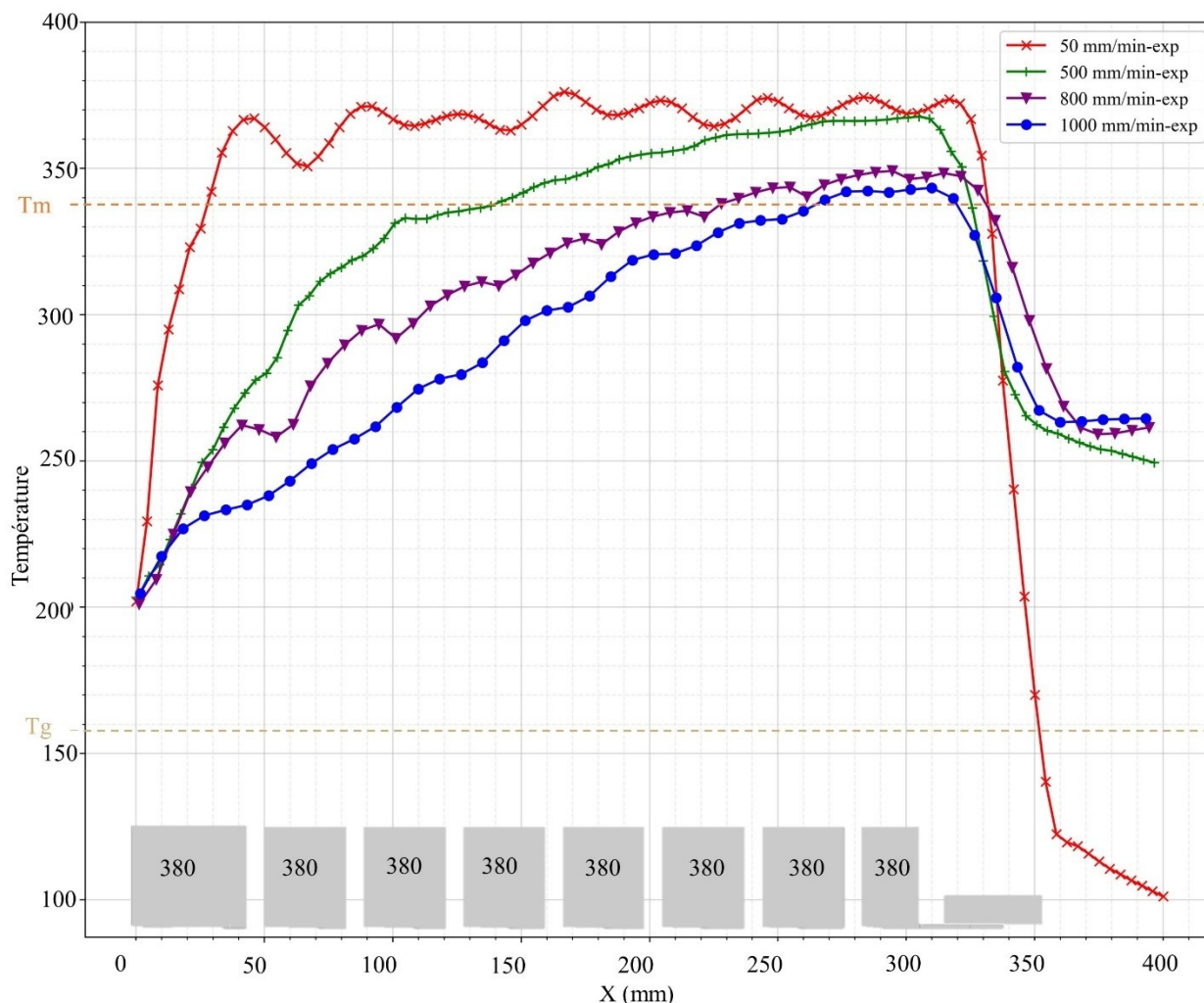


Figure 6.1: Graphique montrant le profil de température subi par le thermocouple lors des essais de pultrusion

6.3 Étude de la chauffe du matériau lors de la pultrusion

6.3.1 Modélisation de la ligne de pultrusion

La Figure 6.2 montre le modèle numérique utilisé pour la simulation. Dans ce modèle, les filières sont maillées avec des éléments CPE4T. La distance séparant chaque filière est de 7 mm. La filière de refroidissement se trouve sur la dernière filière de chauffe. Le composite est modélisé par un rectangle de 500 mm de long et de 1.75 mm d'épais. Il est maillé avec des éléments CPS4T pour un total de 6000 éléments. Un axe de symétrie est utilisé afin de réduire les temps de calcul. Le transfert de chaleur est identique sur les surfaces basses et hautes des filières, ce qui justifie ce choix de symétrie. Des contraintes d'encastrement et de corps rigide sont appliquées aux filières.

Le composite lui est soumis à une contrainte de déplacement, c'est ainsi que la vitesse de pultrusion est changée.

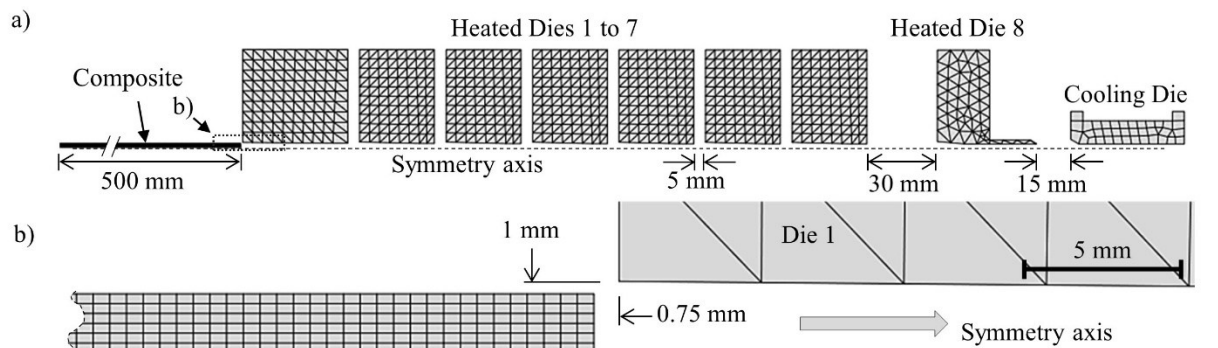


Figure 6.2: a) Géométrie de la simulation. Les maillages du composite et des filières sont représentés. b) Agrandissement sur la filière d'entrée la distance limite d'activation du transfert thermique est notifiée

6.3.2 Les propriétés matériaux

Les filières sont en acier P20 et le composite est le C/PEKK. Les propriétés matériaux sont données dans les tableaux Tableau 6.2 et Tableau 6.3.

Tableau 6.2 : Caractéristiques de l'acier P20 [46]

Densité	(kg/cm^3)	7800
Conductivité thermique	$(W/(m \cdot ^\circ C))$	42
Chaleur spécifique	$(J/(g \cdot ^\circ C))$	0.48

Tableau 6.3: Caractéristiques du C/PEKK [33] [31]

Densité	(kg/cm^3)	1490
Conductivité thermique longitudinale	$(W/(m \cdot ^\circ C))$	1.07
Conductivité thermique transverse		0.475
Taux de fibres	%	60

Les données de matériaux sont tirées de la thèse de Florence Saffar [33] sur les rubans de C/PEKK, et adaptées aux conditions de l'expérience. Dans l'expérience, le taux de remplissage est de 73% dans la première filière, c'est donc le cas le plus défavorable pour le transfert de chaleur transverse dans le composite. Dans le but de modéliser le transfert thermique dans le cas le plus défavorable, la conductivité transverse du composite est de 73% de celle déterminée par F.Saffar, soit $0.475 W/(m \cdot ^\circ C)$ [33]. Cette valeur est une valeur approximative estimée. Une expérience mesurant le temps de propagation de la température dans l'épaisseur du composite devrait être menée dans le but d'obtenir précisément le coefficient de conductivité du matériau. La même

méthode a été utilisée pour définir la densité du composite. Sa conductivité longitudinale est de $1.07 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$ [31]. Les valeurs de la chaleur spécifique du composite en fonction de la température sont données sur le

Tableau 6.4 [33].

Tableau 6.4: Chaleur spécifique du CF/PEKK [33]

T ($^\circ\text{C}$)	50	100	150	200	250	300	350	400	450
Cp ($\text{J}/\text{g} \cdot ^\circ\text{C}$)	0.939	1.090	1.224	1.341	1.441	1.524	1.590	1.639	1.671

6.3.3 Modélisation du transfert thermique

Le transfert de chaleur est modélisé grâce à trois paramètres. Les deux premiers paramètres servent à modéliser le transfert thermique par conduction entre les filières et le composite. Ce transfert se modélise par une distance limite et un coefficient d'échange. La distance d'influence de la filière correspond à la distance au-delà de laquelle la filière chauffante n'exerce plus d'effet sur la surface du composite, de sorte que celui-ci n'est plus soumis à un apport thermique. Cette distance a été choisie comme étant la distance verticale maximale entre la surface extérieure du composite et la cavité de la filière. La Figure 6.2b) représente la position de cette distance limite. La distance limite d'activation du transfert thermique se trouve à l'entrée de la première filière de chauffe. La valeur de la distance est de 1 mm. Le second paramètre est le coefficient d'échange par contact. Il modélise le transfert thermique entre le composite et les filières. La valeur du coefficient d'échange par contact est de $3000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$. Ce coefficient est le même pour toutes les filières. Cette valeur a été déterminée par une méthode d'essai-erreur. Les deux valeurs présentées sont les mêmes pour toutes les vitesses de pultrusion. Ce choix a été fait afin de diminuer le nombre de paramètres à mettre en entrée de la simulation. Néanmoins, avec l'augmentation de la vitesse, le transfert de chaleur est atténué (voir Figure 6.1). Pour modéliser cette atténuation, un coefficient a été implémenté. Ce coefficient prend en compte l'effet de l'air ainsi que la diminution du transfert de chaleur lors du passage du composite dans les filières chauffées. Il correspond à la valeur du paramètre h dans l'équation du flux thermique en convection :

$$\sigma = hS\Delta T \quad (5.2.3)$$

σ est le flux thermique en W , h est le coefficient de convection en $W/(m^2 \cdot ^\circ C)$, S est la surface d'échange en m^2 et ΔT est la différence de température entre le système analysé et le fluide l'entourant.

La valeur du coefficient de convection a aussi été déterminée par un processus itératif d'ajustement. Les valeurs du coefficient de convection sont relevées

Tableau 6.5: Coefficient d'atténuation en fonction de la vitesse de pultrusion

Vitesse (mm/min)	500	800	1000
Coefficient d'échange Convectif ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)	55	80	100

Ainsi, pour modéliser la chauffe du composite lors de la pultrusion, trois paramètres sont nécessaires et un seul est ajustable en fonction de la vitesse de pultrusion, le coefficient de convection. Tandis que la distance d'influence du transfert thermique et le coefficient de transfert thermique par contact sont fixés pour toutes les vitesses.

6.3.4 Calibrage du modèle

La Figure 6.3 montre le résultat de la simulation ajustée sur les données expérimentales. Les courbes de température de 500 mm/min, a), de 800 mm/min, b), et de 1000 mm/min, c), sont représentées. La courbe à 50 mm/min n'est pas présentée car à cette vitesse, le composite atteint la température de procédé. La température de préchauffe est de $200^\circ C$ et la température de procédé est de $380^\circ C$. Les courbes de tendances fournies par le modèle numérique semblent bien suivre les courbes d'essais expérimentaux sur la partie chauffée. Ainsi en gardant les mêmes paramètres de simulation et en augmentant les températures des filières, un profil de température idéal devrait apparaître.

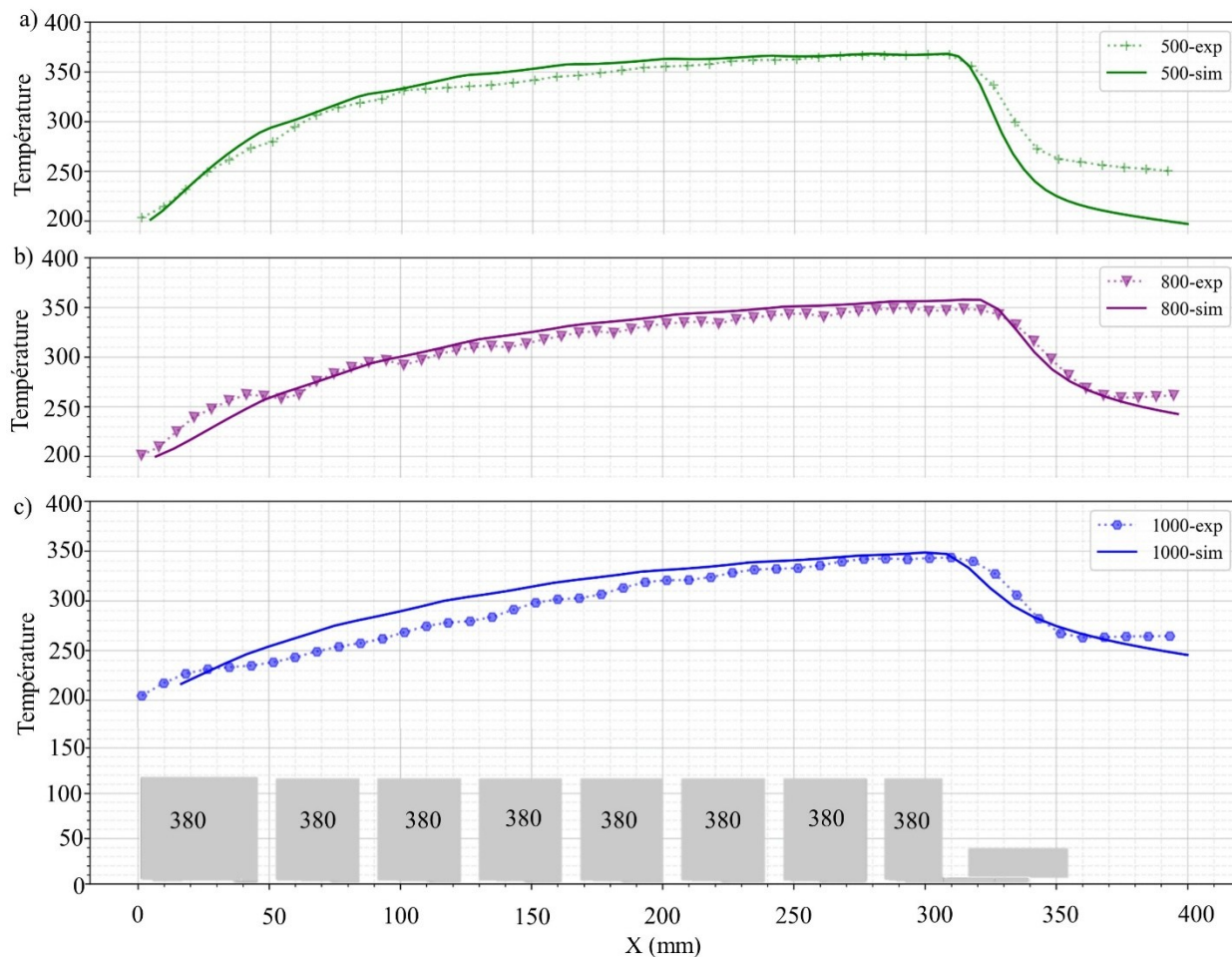


Figure 6.3: Comparaison entre les profils simulés et les profils expérimentaux. Les courbes pleines représentent les profils simulés et les courbes en pointillées les profils expérimentaux. En vert, la vitesse est de 500 mm/min, en violet la vitesse est 800 mm/min et en bleu la vitesse est de 1000 mm/min

6.3.5 Détermination des consignes de température des filières

La Figure 6.4 montre les courbes simulées pour des vitesses de 500 mm/min en rouge, 800 mm/min en violet et 1000 mm/min en bleu. La température de processus choisie est de 370°C. Le choix de diminuer cette température de 380°C à 370°C s'explique par la volonté d'assurer le même plateau de chauffe pour toutes les vitesses de pultrusion. La température de préchauffe a été augmentée à 280°C. Les courbes présentées ont toutes le même palier de température sur les 3 dernières filières. Néanmoins, pour atteindre ce palier, les températures des premières filières sont différentes. Pour chaque vitesse, les consignes de température changent afin d'assurer la montée en température du composite avant les filières de compaction (filières 7 et 8). Grâce à cette simulation, les consignes de températures, pour chaque vitesse de pultrusion, ont pu être

déterminées. Ces paramètres sont renseignés dans le Tableau 6.6. Ce sont ces paramètres qui seront utilisés pour réaliser les expériences de pultrusion à haute vitesse et à pleine capacité de remplissage.

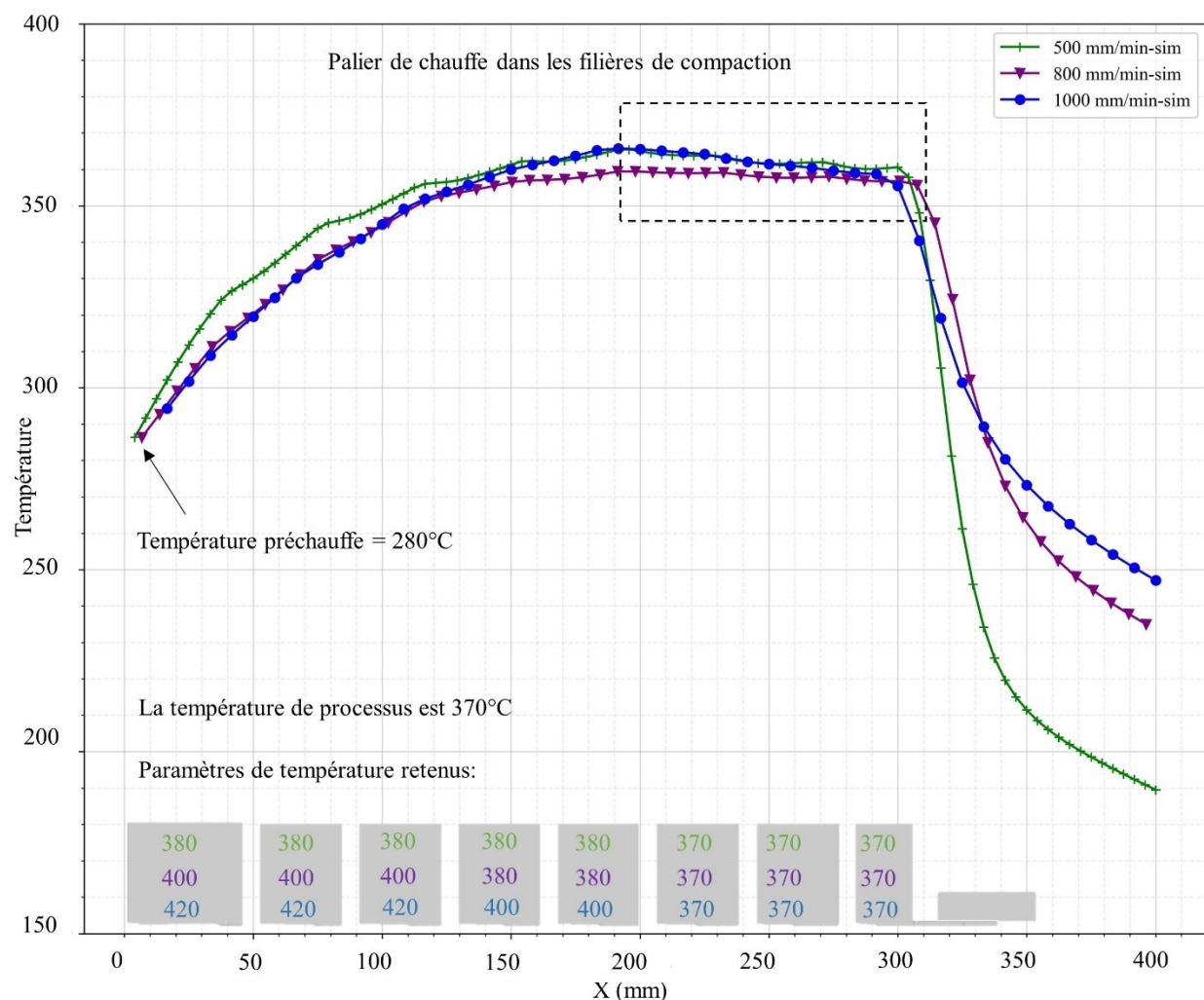


Figure 6.4: Courbes simulées afin de déterminer les meilleurs paramètres de température pour chaque vitesse. En vert 500 mm/min, en violet 800 mm/min et en bleu 1000 mm/min

Tableau 6.6: Paramètre de température, de chaque filière, utilisé pour la pultrusion à pleine capacité

Vitesse (mm/min)	Préchauffe (°C)	Fil. 1 (°C)	Fil. 2 (°C)	Fil. 3 (°C)	Fil. 4 (°C)	Fil. 5 (°C)	Fil. 6 (°C)	Fil. 7 (°C)	Fil. 8 (°C)
50	280	370	370	370	370	370	370	370	370
500	280	380	380	380	380	380	370	370	370
800	280	400	400	400	380	380	370	370	370
1000	280	420	420	420	400	400	370	370	370

6.4 Conclusion

La simulation a donc permis de déterminer les consignes de température de chaque filière afin d'obtenir un profil de température idéale en fonction de la vitesse de pultrusion. Les températures des filières ont pu être personnalisée en fonction de la vitesse de pultrusion. Les températures déterminées dans ce chapitre serviront pour la réalisation de l'expérience de pultrusion.

Cependant, à cause de problèmes lors du refroidissement, le système a dû être modifié pour le reste de l'étude. Ainsi, la simulation présentée dans le chapitre suivant n'est pas tout à fait la même que celle dans ce chapitre. Les filières sont plus rapprochées (5 mm les sépare) et un espacement dû à des contraintes de montage est présent entre la filière 7 et la filière 8. Néanmoins, la modification de la ligne de pultrusion n'a pas d'effet sur les paramètres de la simulation. Seul le coefficient d'échange par convection est diminué. En effet, lorsque les filières sont rapprochées, les pertes par convection sont réduites, ce qui améliore l'efficacité du transfert thermique. Les consignes de température et la simulation peuvent donc être réutilisées dans le chapitre suivant.

La réutilisation du modèle nécessite un recalibrage par expérience et permet de montrer que ce modèle peut être utilisé pour toute géométrie après recalibrage.

CHAPITRE 7 Article 1 : Multi-Die Thermoplastic Pultrusion of Carbon Reinforced PolyEtherKetoneKetone Bars at 1 m/min using Preimpregnated Tape

Erwan Hamon, Louis Laberge Lebel

Submitted to Composite Part B: Engineering on October 10, 2025

JCOMB-D-25-08589

Abstract :

This study aimed at achieving multi-die thermoplastic pultrusion at 1 m/min for advanced air mobility applications. PolyEtherKetoneKetone impregnated carbon fibre (C/PEKK) prepreg tape was used. The measured void content of the as-received tapes was 15.6 vol.%. A finite element simulation was developed to determine the temperature profile of the pultrudate for different die temperature set points. Three pultrusion speeds were tested: 50, 500, and 1000 mm/min. The die temperatures were adjusted using the simulation to ensure reaching the processing temperature of 370° C in the compaction dies regardless of the pultrusion speed. The measured void content of the pultrudates increased from 1.8 vol.% to 2.8 vol.% for the lowest to highest pultrusion speed. The final pultruded parts do not exhibit deconsolidation, as indicated by the consistent thickness values obtained across all experiments. It was observed that improving the surface finish required relocating the cooling die further downstream from the last heated die. The surface finish (Ra) at 500 mm/min was 3.11 µm, whereas the values obtained at 50 and 1000 mm/min were comparable. A flexural test in accordance with ASTM D790 did not show any significant variation with increasing pulling speed. The flexural strength ranged from 998 to 1041 MPa, while the flexural modulus remained between 106 and 109 GPa.

Keywords: Thermoplastic Composite, Pultrusion, Pre-impregnated tape, Process Speed, Simulation

7.1 Introduction

Advanced Air Mobility (AAM) is an evolution of the aerospace sector toward more effective ways to move people and cargo in underserved urban and rural areas, at the local and regional levels. AAM vehicle designs and technologies are disruptive from traditional aircraft [1]. The AAM market has an increased emphasis on sustainability as regulations will continue to evolve toward stringent emissions restrictions. According to NASA Ames Research Center, emissions restrictions are aviation's biggest environmental challenge [2]. Reduction of the emissions of the vehicles requires light-weight structures to lower fuel consumption. The electrification of propulsion is another avenue to reduce emissions. However, current battery technologies are heavy, thus requiring even lighter vehicle structures to offset the increased weight.

Composite materials can be the key to the AAM market. Composites are made from stiff and strong fibres held together by a polymer. Not only do they have high stiffness and strength to weight performance, but they can also be shaped to enable low-drag configurations [3]. Composite aircraft are typically made from epoxy-preimpregnated carbon fibres sheets [4]. The parts are built by placing the preimpregnated sheets onto moulds one layer at a time, and subsequently cured in a heated autoclave [5]. While this manufacturing technique produces high performance products, it has a low throughput. The composite manufacturing rate is one of the main limiting factors for AAM market growth [6]. The current production rate for composite aircraft such as the B787 and A350 is currently 4–10 aircraft per month [7, 8]. The AAM market demands production rates around 1000 vehicles per month [6].

Pultrusion is a fabrication process that can achieve a high-rate production. During pultrusion, fibres are impregnated with a polymer and pulled into an impregnation die to consolidate the composite into a constant cross-section profile. The pultruded profiles have high reinforcement contents leading to high mechanical properties [9]. The pultrusion industry mostly uses thermoset polymers that undergo an irreversible curing reaction during the passage into the pultrusion die. On the other hand, thermoplastic polymers can transition from solid to liquid when heated and from liquid to solid when cooled. This reversible transition opens the manufacturing possibilities for processes separated in several heating and cooling steps, assembly techniques by welding, reprocessing of scrap materials, and recycling at end-of-life of the vehicle [10]. The manufacturing possibilities, combined to generally higher impact strength than thermoset

composites advance thermoplastic composites, like PolyEtherKetoneKetone (PEKK), as a promising class of materials for future applications in the aerospace industry [11]. PEKK is a semi-crystalline polymer belonging to the class of high-performance polymers with outstanding mechanical properties. Its molecular structure provides excellent thermal stability and chemical resistance. When reinforced with carbon fibres, C/PEKK emerges as a strong candidate to meet the stringent requirements of AAM [12]. However, thermoplastic polymers exhibit higher melt viscosities than uncured thermoset polymers [4]. The high viscosity is the main challenge that has slowed the development of pultrusion of thermoplastic composites. Thermoplastic pultrusion requires significant development to achieve the AAM productivity demands.

One avenue to overcome the high viscosity challenge of thermoplastic polymers is to use hybrid pultrusion feedstock [13]. Hybrid pultrusion feedstocks are blends of thermoplastic polymer and reinforcement fibres in a yarn format that can be pulled in heated dies. The impregnation time can be reduced significantly since the polymer is already close to the reinforcement fibres [14]. Different feedstocks were pultruded with different resin to fibre mixing homogeneity. The least homogeneous are co-wound (CW) yarns where bundles of polymer fibres are wound side-by-side with bundles of reinforcement fibres [15]. In this case, the minimum impregnation distance is determined by the radius of the reinforcement fibre bundle. Some feedstocks are commingled (CM) yarns where the polymer and reinforcement fibres are mixed. Then the minimum impregnation distance is determined by the smallest reinforcement bundles surrounded with polymer fibres [15–17]. The ultimate mixing homogeneity is reached in prepreg tapes (PT) where the reinforcement fibres are surrounded by a continuous polymer matrix [18].

Table 7.1 summarizes several studies on high-speed thermoplastic pultrusion using different feedstocks, namely CW, CM, and PT. The purpose of reviewing these works is to highlight various issues that can arise during the pultrusion process. Table 7.1 also provides an order-of-magnitude reference for the characteristics of the final pultruded parts. There are five lines of pultrusion materials presenting five studies from five different authors. These five studies cannot be readily compared between themselves since they used different types of pultrusion setups and dies geometries. Each of the five selected studies listed in Table 7.1 are subdivided in two lines for two different pultrusion speeds or feedstock. Since these experiments related to the same authors

used the same pultrusion setup, the line subdivisions can be compared with each other. The following paragraphs put in perspective the different studies listed in Table 7.1.

Comparing the experiments reveals that increasing the pulling speed increases the void content [19–21]. For instance, Tipboonsri *et al.* pultruded PolyPropylene impregnated Glass and Flax fibres (G,F/PP) CW and reported a void ratio of 5 vol.% at 40 mm/min that increased to 10 vol.% at 140 mm/min [19]. The study reporting the lowest void content employed CW yarns of Flax and PolyPropylene fibres (F/PP) as feedstock [20]. Alsinani *et al.* measured a void content of 2.5 vol.% at a pulling speed of 50 mm/min, that slightly increased to 5.5 vol.% when pulling at 1000 mm/min. In parallel, they measured the apparent short beam shear strength (not shown in Table 7.1), which decreased from 12.7 MPa at 50 mm/min to 3.15 MPa at 1000 mm/min. This reduction in apparent interlaminar shear strength indicates that the load transfer to the flax reinforcement could not be achieved due to lack of impregnation of highly compacted flax yarns. More explanations on the misleading void content measurements for highly compacted unimpregnated yarns can be found in the work of Elderfield *et al.* [17]. In general, Table 7.1 shows that the use of PT helps to reduce the void content compared to CW and CM. Lapointe *et al.* pultruded Carbon/PolyEtherEtherKetone (C/PEEK) from different feedstocks, CM and PT, at a pulling speed of 100 mm/min. A void content of 2.8 vol.% was observed in composites manufactured from CM, compared to 1 vol.% for those produced from PT [18]. Bai *et al.* pultruded Carbon fibre/Nylon (C/PA6) PT at 500 and 800 mm/min. The 300 mm/min increase in pultrusion speed led to an increase in void content from 1.4% to 9.4% [21]. The studies reported in Table 7.1, show that the better impregnation at high speed is generally achieved when using PT.

The last line of Table 7.1 only show the results of a pultrusion study with PolyPropylene impregnated Glass fibre (G/PP) PT feedstock at 200 and 400 mm/min [22]. For this study, Minchenkov *et al.* also pultruded at 600 mm/min and 800 mm/min. However, the higher speed pultrudates were not analysed due to the poor characteristic of the pultruded bars. Void contents were not measured. At a pulling speed of 200 mm/min, micro-voids were observed, primarily located within fibre bundles. At 400 mm/min, in addition to micro-voids, macro-voids between tapes were also detected. These voids between the tapes result from improper melting of the PT. With increasing pulling speed, Bai *et al.* also reported the formation of macro-voids. Such voids are indicative of deconsolidation, likely caused by inadequate cooling. As observed in Alsinani *et al.*, deconsolidation happens when the pultrudate exits the pultrusion die at a temperature higher

than glass transition temperature for amorphous polymers, or higher than the melting temperature for semi-crystalline polymers. Moreover, Minchenkov *et al.* recorded the temperature of the composite as it passed through the die. At a high pulling speed, the composite did not reach the melting temperature of the polymer throughout the pultrudate cross-section. This is explained by the fact that the temperature set point of their heating die was the same for every pulling speed [22]. At higher speed, the pultrudate could not be exposed long enough to the heat to reach melting temperature. Alsinani *et al.* determined experimentally the dies' temperature setpoints to insure the same pultrudate temperature profile regardless of the speed [20]. This tedious experimental approach can be avoided by simulating the temperature profile of the pultrudate during pultrusion.

Minchenkov *et al.* developed a finite element simulation to modelling heat transfer between the die and the composite for a single die pultrusion experiment [22]. They used different convective heat transfer coefficients at each section of the die. The simulation required seven input parameters, which were adjusted as the pulling speed increased. In total, eleven input parameters were employed to match experimental conditions of three pulling speed experiments: 200, 400, and 600 mm/min. The parameters are guessed by trial and error to match the experimental observations of the pultrudate temperature evolution. Bai *et al.* developed a finite element simulation to modelling the heat transfer for a multi-die pultrusion experiment on Ansys Fluent. Two types of heat transfer were modelled. The heat exchange between the air and the composite was represented by a convective equation, while the heat transfer between the dies and the composite was described using a radiative equation. Both the emissivity of the steel and of the composite were required for this approach; however, the determination of these coefficients was not reported [21]. The model reduces the amount of input parameters. Nevertheless, the emissivity of the composite can be complex to characterize and can change depending on the heat-exchange surface temperatures. A simulation method with a reduced number of parameters that is simple to implement is needed to quickly adjust the temperature setpoints to reach proper processing temperature regardless of the pultrusion speed.

Table 7.1 shows the flexural strength and modulus measured on pultrudates. The highest flexural strength and modulus were measured at 750 MPa and 70 GPa for a pultrusion of C/PA6 PT at 500 mm/min. These high flexural properties are explained by the higher properties of the carbon fibres and low void content of 1%.

Table 7.1: Summary of pultrusion experiments, including material type (Mater.), CW, CM or PT feedstock, and pulling speed. Reported results include void content, fibre content, flexural strength, and flexural modulus. Each of the five pultrusion material and reference lines are made with the same experimental setup

Material	Ref.	Feedstock	Pulling Speed (mm/min)	Void Content (vol.%)	Fibre Content (vol.%)	Flex. Strength (MPa)	Flex. Modulus (GPa)
G,F/PP	[19]	CW	40	5%	N/A	69	6
			140	10 %		43	3
F/PP	[20]	CW	50	2.5 %	50%	N/A	N/A
			1000	5.5 %	50%		
C/PEEK	[18]	CM	100	2.8%	58	N/A	N/A
		PT	100	1 %	60		
C/PA6	[21]	PT	500	1.4 %	50	750	75
			800	9.4 %	50	700	70
G/PP	[22]	PT	200	N/A	N/A	411	26.8
			400			235	25.7

The objective of this study was to reach a pultrusion speed of 1 m/min using Carbon/PolyEtherKetoneKeton (C/PEKK) PT feedstock. First, a thermal simulation of the pultrusion process was developed to determine the die temperature setpoints insuring similar pultrudate thermal history for different pultrusion speed. The morphology of the prepreg material was characterized. Experiments at 50, 500 and 1000 mm/min were performed. The morphology and mechanical properties of the pultrudates at the different speeds were characterized and compared.

7.2 Pultrusion Heating and Cooling Simulation

In multiple die pultrusion, the temperature setpoints of each die must be adjusted to bring the pultrudate temperature to its processing temperature in the in the consolidation phase of the pultrusion experiments. Many calibration experiments can be required to determine these temperature setpoints. Therefore, the purpose of the pultrusion heating and cooling model and simulations was to reduce the number of temperature calibration experiments required. The model was developed on the finite element software Abaqus on a desktop computer (Intel, Core i7-8700K, 3.70 GHz, 24.0 Go RAM). The simulation was a coupled temperature-displacement analysis in an

implicit framework. The output of the simulation was the temperature evolution of the pultrudate during pultrusion at a given speed according to the temperature set points of the dies.

The geometry of the pultrusion model is shown at the Figure 7.1 a). The pultrusion system was modelled in 2D, in the longitudinal and thickness directions. Only one side of the composite and pultrusion system was modelled using a symmetry boundary condition. All die dimensions were matching the experimental setup. The die cavities have a taper entrance converging to a short straight region. The exact dimensions of the die cavities can be found in Table 7.4 below. The space between dies was 5 mm for Die 1 to Die 7. The space between the die 7 and 8 was 30 mm, due to assembly constraints. The cooling die was separated by a 25 mm gap from the die 8. The dies were meshed with four node plane strain thermally coupled quadrilateral elements (CPE4T). The pultrudate was modelled as a 500 mm long strip of material (only partly shown in Figure 7.1) with a half-thickness of 1.75 mm. The thickness value was determined by measuring the thickness of an as-received stack of ten C/PEKK PT at room temperature. Figure 7.1 b) shows a scale-up view of the meshed Die 1 cavity and meshed pultrudate. The pultrudate was meshed with four-node plane stress thermally coupled quadrilateral elements (CPS4T) that can transfer heat and deform linearly under stress. The 500 mm length was divided in 1000 elements, and the 1.75 mm thickness in 6 elements. At the initial position, the pultrudate was located at 0.75 mm from Die 1 entrance. The vertical distance between Die 1 cavity at the entrance and the meshed pultrudate was 1 mm. Due to the tapered geometries of the dies, the meshed pultrudate eventually contacted the die cavities and was compressed along the thickness direction. The exact contact point between the pultrudate was not measured. More details on the contact heat transfer boundary condition between the die and the pultrudate are given below.

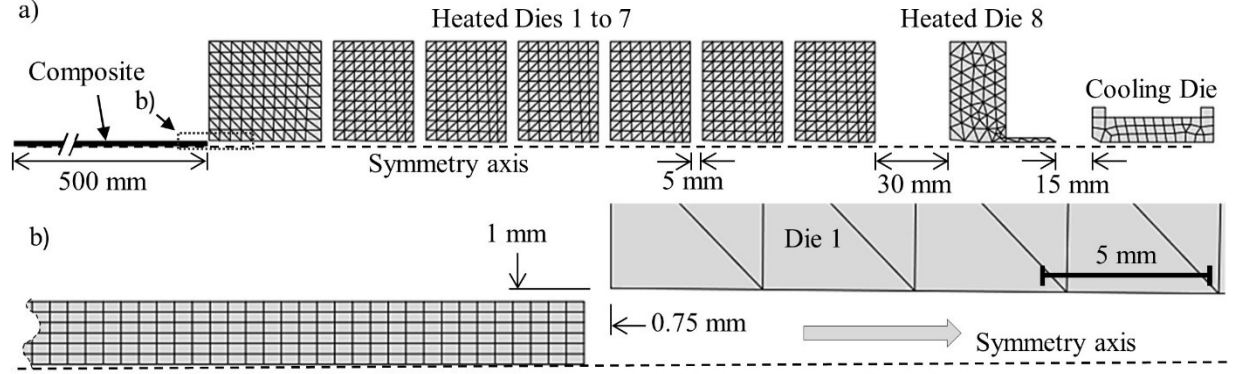


Figure 7.1: 2D symmetric FEM of the pultrusion experiment. The heating dies and the cooling die are shown with various spacing. The top half of the composite is 500 mm long and moved within the dies

The dies were made of P20 steel, having a density of $7.80 \times 10^{-9} \text{ kg/cm}^3$. P20 had a thermal conductivity of $42 \text{ W/m}^2\text{C}$ and a specific heat of $0.48 \text{ J/g} \cdot ^\circ\text{C}$. For the C/PEEK PT, the value of the transverse thermal conductivity was adjusted since the contact between tapes varies during the pultrusion process. When the tapes enter in the first die, there is no compaction, and many voids are present between the tapes. These voids remain until the compaction phase, at Die 7. The transverse thermal conductivity is reduced due to these voids. To simulate the pultrusion process and account for these voids, the worst-case scenario was considered, where the least contact between tapes is occurring in the first die. The die filling ratio ($Rf_{die,i}$) is calculated in each die according to,

$$Rf_i = \frac{A_f + A_{m,i-1}}{A_{die,i}} \quad , \text{ with } i=1,2,3,4,5,6,7,8 \quad (1)$$

where A_f is the cross-sectional area of the reinforcing fibres and $A_{m,i-1}$ is the cross-sectional area of the polymer at the exit of the previous die. $A_{die,i}$ is the cross-sectional area at the exit of the die cavity. A_f is calculated according to,

$$A_f = v_{f,T} A_T N \quad (2)$$

where the fibre volume fraction in the tape is represented by $v_{f,T}$. A_T is the cross-sectional area of the tape. N is the number of tapes used for pultrusion. A_f is constant throughout the pultrusion since the carbon fibres are pulled through all dies. The polymer area at the first die, $A_{m,0}$, is calculated according to,

$$A_{m,0} = \frac{(1 - v_{f,T})A_T N}{\frac{\rho_{melt}}{\rho_{solid}}} \quad (3)$$

In Eq. 3, the solid polymer area on the numerator part of the equation is divided by the ratio polymer melt to solid density to adjust the polymer area according to the expansion of the polymer when transitioning from solid to melt.

Using the Die 1 dimensions and tape characteristics (see experimental section), $Rf_{die,1}$ was 73%. The transversal thermal conductivity was therefore the value determined by F. Saffar [23] multiplied by the lowest filling ratio of 73%, giving a value of 0.475 W/m²C. The value of the composite density was 1.49E-9 kg/cm³, it was determined with the same method. As the longitudinal thermal conductivity is mainly influenced by the reinforcement fibres, the value used is extracted from the study of Bai *et al.* where they simulated a composite made of CF/PA6 [21]. Table 7.2 shows the specific heat of the composite extracted from the thesis of Saffar [23]. The pultrudate material was modelled as an orthotropic elastic material. The longitudinal Young's modulus was set at 126 GPa to simulate the stiff carbon fibres. The transverse Young's modulus was set at 50 GPa to simulate the soft polymer under melt.

Table 7.2: Specific heat of the composite C/PEKK at different temperatures

T (°C)	50	100	150	200	250	300	350	400	450
Cp (J/g · C)	0.939	1.090	1.224	1.341	1.441	1.524	1.590	1.639	1.671

The boundary conditions were set as follows. The dies were all secured at their initial position by applying a rigid body constraint, that effectively blocked node displacements of the dies' mesh. The pultrudate was moved along the longitudinal direction at speeds of 50, 500, and 1000 mm/min. The dies temperatures were first set to reproduce the calibration experiments. Then, they were adjusted to ensure that the composite reached the PEKK processing temperature of 370 °C before reaching the Die 7. The composite was initially set at the preheating temperature of 280 °C. The heat transfer coefficient used for pultrudate to air and die to pultrudate are shown in Table 7.3.

Table 7.3: Heat transfer coefficients adjusted at different speeds

Pulling Speed (mm/min)	50	500	1000
Pultrudate to heated die contact heat transfer coefficient (W/(m ² ·°C))	3000		
Pultrudate to cooling die contact heat transfer coefficient (W/(m ² ·°C))	1000		
Pultrudate to air convective heat transfer coefficient (W/(m ² ·°C))	20	25	70

The heated transfer between the dies and the composite was specified as a surface-to-surface heat transfer condition in Abaqus. It was adjusted with two parameters, (i) a contact heat transfer coefficient and (ii) the distance of active transfer. The distance of active transfer was the distance limit over that the heat transfer was neglected. This distance was set to 1 mm, corresponding to the separation between each side of the pultrudate and the opening half thickness of Die1, as shown in Figure 7.1 b). This coefficient was 3000 W/(m²·°C), and was the same for all pulling speeds and all heated dies, from Die1 to Die8. The cooling die contact heat transfer coefficient was 1000 W/m²C, also activated from 1 mm distance. Effectively, the contact heat transfer coefficients were activated regardless of whether the pultrudate was in contact or not with the die surface, as long as the pultrudate was at a 1 mm distance from the die surface. This simple

contact heat transfer approach replaces the complex radiative, convective and conductive heat transfer mechanisms occurring between the die and the pultrudate, effectively reducing the computation costs.

The convective heat transfer between the pultrudate and the air was specified as a surface film condition in Abaqus. The temperature of the surrounding air was 20 °C. The condition was applied to the pultrudate top surface. That boundary condition was in effect even when the pultrudate was unexposed to the fluid during passage in the dies. The convective heat transfer coefficient was 20 W/(m²·°C) for the 50 mm/min pultrusion speed, 25 W/(m²·°C) for the 500 mm/min pultrusion speed, and 70 W/(m²·°C) for the 1000 mm/min pultrusion speed.

It should be noted that both heat transfer phenomena are computed when the pultrudate is within a 1 mm distance of the die surfaces. Indeed, the contact heat transfer between the pultrudate and the dies, and the convective exchange with surrounding air are computed even when the pultrudate is shielded from contact with surrounding air during its passage in the dies. This parallel application of heat transfer phenomena effectively attenuates the heat transfer from the heated dies to the pultrudate. On the other hand, it effectively increases the heat transfer from the pultrudate to the cooling die. This explains the 2000 W/m²C difference in contact transfer coefficients between the heated Dies 1 to 8 and the cooling die.

The four heat transfer coefficients shown in Table 7.3 were adjusted by an iterative trial and error process. For a given simulation, the pultrudate temperature result against the position along the pultrusion system was extracted from the node situated on the symmetry axis, and at the middle of the length of the 500 mm pultrudate. At each iteration, the simulation results were compared to the experimental temperature measurement of the pultrusion experiments. The coefficients were then adjusted, and the simulations were repeated until the simulated pultrusion temperature

matched experimental measurements at the three pultrusion speeds. The root mean square (RMS) error between the simulated temperatures ($Tsim_i$) and measured temperatures ($Texpi_i$) was calculated according to,

$$\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=0}^n (Tsim_i - Texpi_i)^2} \quad (4)$$

with i being the measurements and matching simulation instances, taken at every second, and n being the number of experimental temperature measurements taken for the RMS error calculation

7.3 Experimental

7.3.1 Materials

The as-received material was a C/PEKK prepreg tape of 304 mm wide (APC, AS4D 12K, Syensqo). According to the Technical Data Sheet (TDS), the nominal resin content was 34% by weight, the nominal fibre areal weight was 145 g/m², and the nominal consolidated ply thickness reported is 0.14 mm [24]. The total nominal areal weight of the C/PEKK tape was calculated to be 220 g/m². The TDS reports the glass transition temperature (T_g) of the PEKK to be 159 °C, and the melting temperature (T_m) 337 °C. The density of the PEKK polymer, at its original crystallinity of 30%, is reported to be 1.31 g/cm³. The ratio of polymer melt density to solid density (see ρ_{melt}/ρ_{solid} in Eq.3) can be approximated to be 89% of the solid crystalline density, based on other studies made on the similar PEEK polymer [25-27]. For the pultrusion process, it was necessary to use narrower strips. The 304 mm tape was therefore slit into 15.5 mm wide strips. One strip was characterized for consistency along its length. Seventeen samples, measuring approximately 38 mm in length and 15.5 mm in width were cut from one strip bobbin, slitted out from the unaltered tape. The first 14 samples were spaced 45 cm apart on the first 630 cm of the strip. Three additional samples were taken from the same strip bobbin at 1020 cm, 1380 cm and

1750 cm. On each sample, three thickness measurements were acquired using a micrometre. The actual area was measured and divided by the weight acquired on a precision scale, to obtain the local areal weight of the strip. The 17 samples were subsequently encapsulated in epoxy. The strips' cross-section was polished, and microscopic images were acquired (VHX 7000 Series, Keyence). The void volume fraction and fibre volume fraction of the strip samples were measured by image analysis using the trainable Weka Segmentation plugin of the ImageJ software.

7.3.2 Pultrusion Set up

Figure 7.2 a) shows the multi-die pultrusion system used in this study. The strips of prepreg were wound onto tape reel type bobbins. The bobbins were stored in the creel situated before the pultrusion preheater (not shown on Figure 7.2a). The tape was transported by the puller through a preheater. The preheater was an isolated aluminum box fitted, on top, with three industrial hot air guns (LHS 61S PREMIUM 6 kW, Leister). After the preheater, eight heated dies were placed in sequence to consolidate the composite part. Each heated die was heated using two 300 W heated cartridges indicated by the two red circles on the side of the dies' schematics on Figure 7.2a). Figure 7.2b) represent the dies cavity dimensions. Each die was machined with a rectangular cross-section cavity with rounded corners of 1.6 mm typically. The outlet die dimensions are listed in Table 7.4. Along the pultrusion axis, the cavity was an 11.4 mm long tapered inlet that transitioned to a 6.4 mm long straight outlet. For Die 2 to 8, the taper angle on the thickness dimension was set to 2.8° . The taper angle for the width direction was set to 13.9° to keep the width/thickness ratio of the cavity to be 5 at every position of the die taper. The taper angles were different in Die 1. The taper angle was 5° for the width direction and 1° for the thickness direction. The dimensions of the cooling system are shown in Figure 7.2c). Die 8 was prolonged with a 19.8 mm long rectangular tube, of 1.5 mm thickness, that was finishing with a 30° taper. The cooling die had the same internal dimensions as the exit of Die 8, with a 30° tapered entrance. The matching taper allowed to insert

the Die 8 tube taper into the cooling die inlet to provide a constant rectangular cross-section from Die 8 to the cooling die. The cooling die could also be separated from Die 8 by a given cooling distance (CD). The cooling die was 48 mm long and was cooled using laboratory cooling water running through four cylindrical cooling channels, located both sides of the pultrudate. The cooling channel positions are indicated by blue circles on the side of the cooling die schematic, on Figure 7.2a).

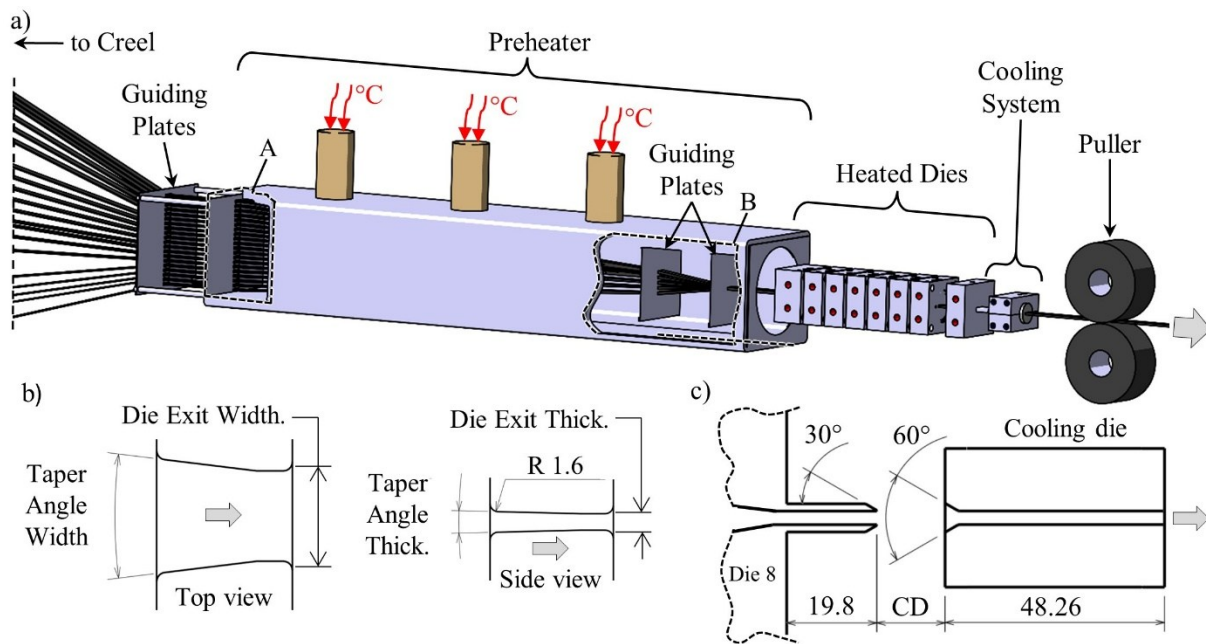


Figure 7.2: Schematic of the pultrusion system. Grey arrows show the direction of the pultrusion. a) General view including the incoming feedstock from the creel, guiding plates before and inside the preheater shown in cut-out details A and B. The preheater is heated using three hot air blowers (not shown). Eight heated dies are followed by the cooling system and the puller. b) Top and side view of the die cavities with typical dimensions. c) Cut view detail of the cooling die system showing the 19.8 mm tube protruding from heated Die 8, the cooling die with a tapered entrance. Die 8 and the cooling dies are separated by a distance CD

7.4 Pultrusion Experiments

The compaction applied to the pultrudate in each die was estimated by the Rf_i (Eq. 1). When $Rf_{die,i} < 100\%$, the compaction of the pultrudate is considered negligible. When the $Rf_i \geq 100\%$, the pultrudate is compacted and the excess polymer is assumed to flow to the entrance of the die. In Eq.1, A_f is constant throughout the pultrusion since the carbon fibres are pulled through all dies. However, $A_{m,i}$, is assumed constant and equal to $A_{m,0}$ (Eq. 3) only when the Rf_i is below 100%. That is, when $Rf_i < 100\%$, all the polymer from Die i is assumed to be transported to Die $i + 1$ by the pultruded fibres. When $Rf_i \geq 100\%$, the excess polymer is assumed to backflow towards the entrance of the die. In this case, the $A_{m,i}$ is assumed to be:

$$A_{m,i} = A_{die,i-1} - A_f, \text{ with } i=1, 2, \dots, 8 \quad (5)$$

It is to be noted that A_m is always considered as the melted polymer area.

An experiment was performed using 15 strips of C/PEEK to measure the temperature profile of the pultrudate at pultrusion speeds of 50, 500, and 1000 mm/min. This number of strips resulted in a Rf_8 of 75.5%. That incomplete filling of Die 8 avoided high pulling force and ensured that a thermocouple could pass along the pultrusion dies without restrictions. The Type J thermocouple reading was recorded at 1 Hz frequency by a data acquisition system.

Table 7.4 also shows the, Rf_i and $v_{f,i}$ for pultrusion experiments to obtain pultruded bars. Twenty C/PEKK strips were used. The Rf_i for Die 1 to 6 was less than 100% but slowly increasing to a value near 100%. The Rf_i for Die 7 and 8 was 103% to create a backflow that favour the pultrudate consolidation. The Rf_i in the cooling die was 100% since the dimension of the cooling die are the same as the Die 8. Due to $Rf_i > 100\%$ in Die 7 and Die 8, the pultrudate's v_f could increase to 60%.

Table 7.4: Die dimensions, filling ratio and fibre volume content for the pultrusion experiments

	Die 1	Die 2	Die 3	Die 4	Die 5	Die 6	Die 7	Die 8	Cool.
Exit Thickness (mm)	N	3.38	3.30	3.22	3.14	3.09	3.05	3.00	3.00
Exit Width (mm)	17.90	16.89	16.48	16.08	15.69	15.45	15.23	15.00	15.00
Taper angle on thickness (°)	1.0°	2.8°							0°
Taper angle on width (°)	5.0°	13.9°							0°
Taper length (mm)	34.2	24.7							n/a
Rf_i (%)	73	83	87	91	95	99	102	103	100
$v_{f,i}$ (%)	42	48	50	53	56	57	59	60	60

Table 7.5 shows the four experiments using 20 strips of C/PEKK. The experiment T-50-0 was made at a speed of 50 mm/min. All dies were set at the process temperature of PEKK of 370 °C. The CD was 0 mm, indicating that the cooling die was in contact with the rectangular tube protruding from Die 8. The experiment T-50-15 was the same speed and temperature conditions than T-50-0, except for the fact that the cooling die was separated from Die 8 by a CD of 15 mm. Experiment T-500-15 and T-1000-15 were made at pulling speeds of 500 mm/min and 1000 mm/min respectively. For both experiments, CD was also 15 mm. However, the dies temperature set points were set above the nominal processing temperature of the C/PEEK. The temperature set points were selected using the simulation to ensure that the pultrudate would reach 370 °C in Die 7 and 8, in which $Rf_i > 100\%$. The cooling die was cooled by a laboratory cooling water flow at 4° C. The actual cooling die temperature, shown in column “Cool.” of Table 7.5, was the temperature recorded during each experiment using a thermocouple.

Table 7.5: Pultrusion experiments speeds, die temperatures and cooling distances

Name	Pulling Speed (mm/min)	Die Temperatures									CD (mm)
		1	2	3	4	5	6	7	8	Cool.	
T-50-0	50	370	370	370	370	370	370	370	370	12.5	0
T-50-15	50	370	370	370	370	370	370	370	370	12.5	15
T-500-15	500	380	380	380	380	380	370	370	370	20.5	15
T-1000-15	1000	420	420	420	400	400	370	370	370	24.5	15

During the experiments, the reactive force applied on the whole die system, installed on a rail, was acquired. A load cell was placed to stop the motion of the rail and react to the pulling force. More details on the pultrusion force acquisition experimental setup can be found in [28]. The pultrudates' cross-sections were characterized by microscopy according to the same method as the strip samples. The pultrudate thickness and surface roughness was measured using a micrometre and a surface roughness tester (Surftest-SJ210, Mitutoyo). Measurements were taken every 10 cm over 1.50 m length. The average and standard deviation on the 15 measurements is reported. The surface roughness characterization was acquired along the width of the pultrudate, i.e., perpendicular to the fibre direction. The surface roughness tester had 6 samples of length of 0.8 mm a total evaluation length of 4 mm, and an acquisition speed of 0.5 mm/s. The mechanical properties were determined by a three-point bending test in accordance with ASTM D790.

7.5 Results and Discussion

7.5.1 Strip Characterization

Figure 7.3 shows the thickness, fibre areal weight, void content and v_f of the 17 strip samples taken along a 1750 cm long strip. The horizontal dashed lines are the average values on the 17 measurements, while the solid lines are the nominal values when available.

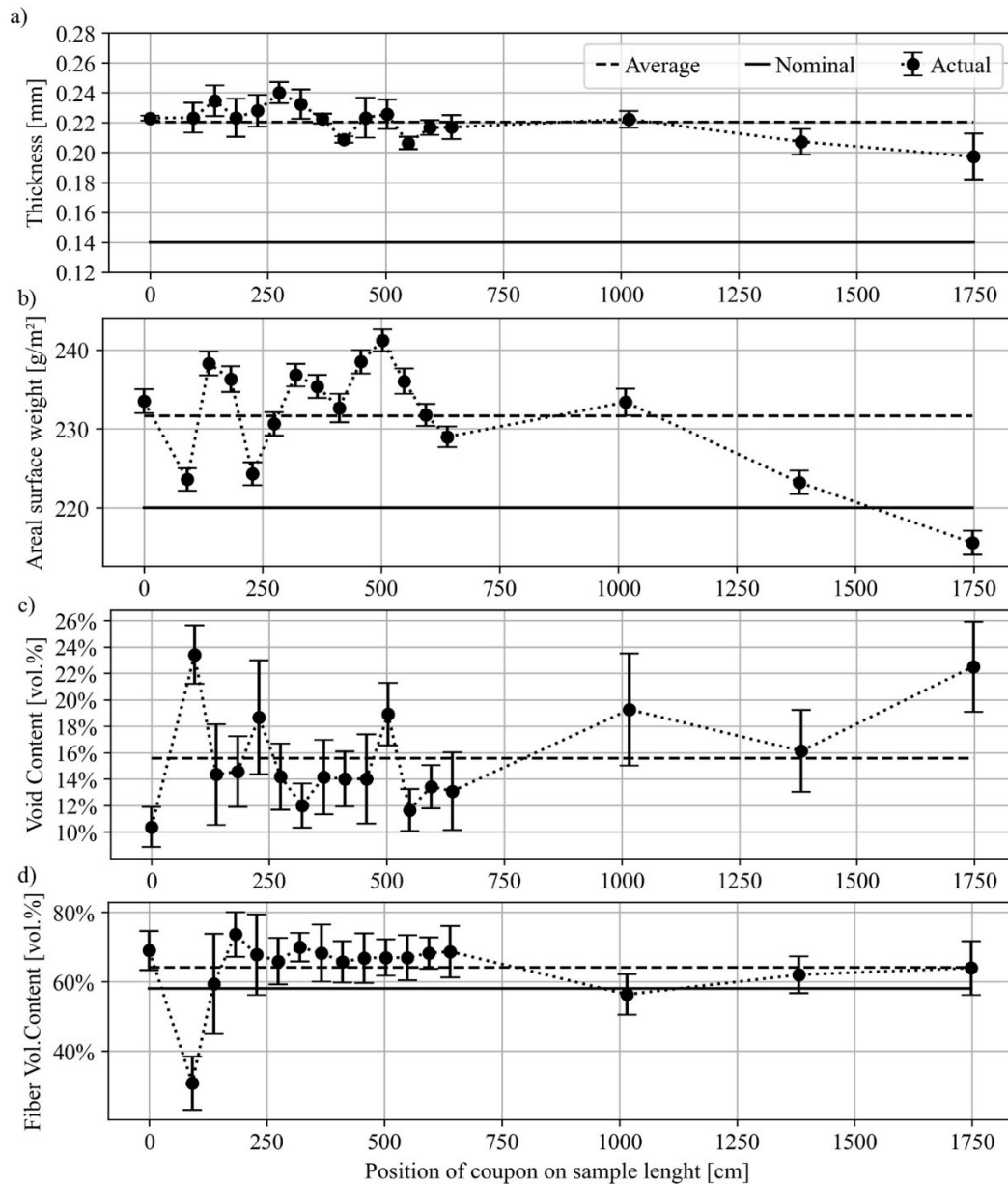


Figure 7.3: Characterization a single 15.5 mm wide strip of material along its 1750 mm length. Each measurement is taken on a 38 mm long sample, extracted from the strip. Dashed lines show the average and solid lines show the nominal value. a) Strip thickness in mm b) Areal surface weight in g/m^2 c) void volume content in vol.%, d) fibre volume content in vol.%

Figure 7.3a) indicates a variation of the measured tape thickness between 0.20 mm to 0.24 mm. The average thickness on all measurement was 0.220 mm with a standard deviation of ± 0.008 mm. That average thickness was 0.08 mm above the nominal consolidated ply thickness of

0.14 mm reported in the TDS [29]. This is expected since the tape is in an unconsolidated state. Figure 7.3b) indicates the variation of the measured areal surface weight between 216 g/m^2 to 241 g/m^2 . The average surface areal weight on all measurement was $232 \pm 2 \text{ g/m}^2$. That average surface areal weight was $12 \text{ g/m}^2 \text{ mm}$ above the nominal surface areal weight of 220 g/m^2 calculated from the TDS [29]. The offset is indicative of the local fibre and matrix distribution if the C/PEKK tape. The reader is reminded that the 17 measurements were made at different positions along the length of a single 15.5 mm wide strip extracted from the 304 mm wide tape. These local measurements were not representative of the whole tape. Figure 7.3c) show the void content measured by image analysis on the 17 coupons. The void content varied between 10.4 vol.% and 23.4 vol.%. The average void content was $16 \pm 3 \text{ vol.}\%$. The high measured void content confirms the unconsolidated state of the as-received tape. Figure 7.3d) show the strip's local fibre volume content measured by image analysis on the 17 coupons cross-sections. The fibre content varied between 31 vol.% and 74 vol.%. The average fibre content was $64 \pm 7 \text{ vol.}\%$. That average fibre content was 6% above the nominal fibre content of 58 vol.%. The difference is again attributed to local variations in fibre and resin distribution.

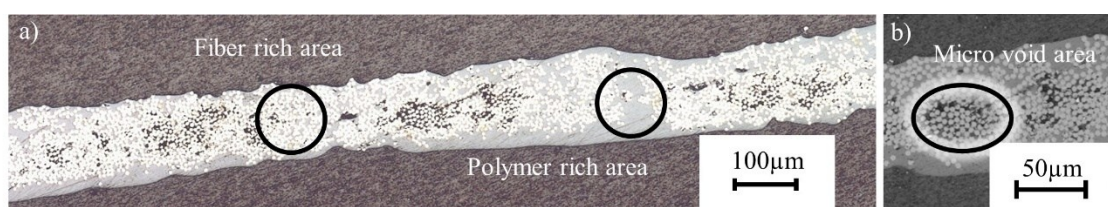


Figure 7.4: a) Typical cross-section of the C/PEKK strip. Fibre rich and matrix rich areas were identified. b) Enlarged view of a micro-void area located inside a dry fibre bundle

Figure 7.4 a) shows a representative microscope image of a strip's cross-section. It was observed that the carbon fibres were not evenly distributed, with some areas showing a predominance of polymer, and other areas a predominance of carbon fibres. In addition, some voids were visible. Figure 7.4b) shows an enlarged view of a typical void area. Typical voids were

located around a dry fibre bundle, also known as micro-voids, were indicative of improper impregnation of compacted fibre bundles.

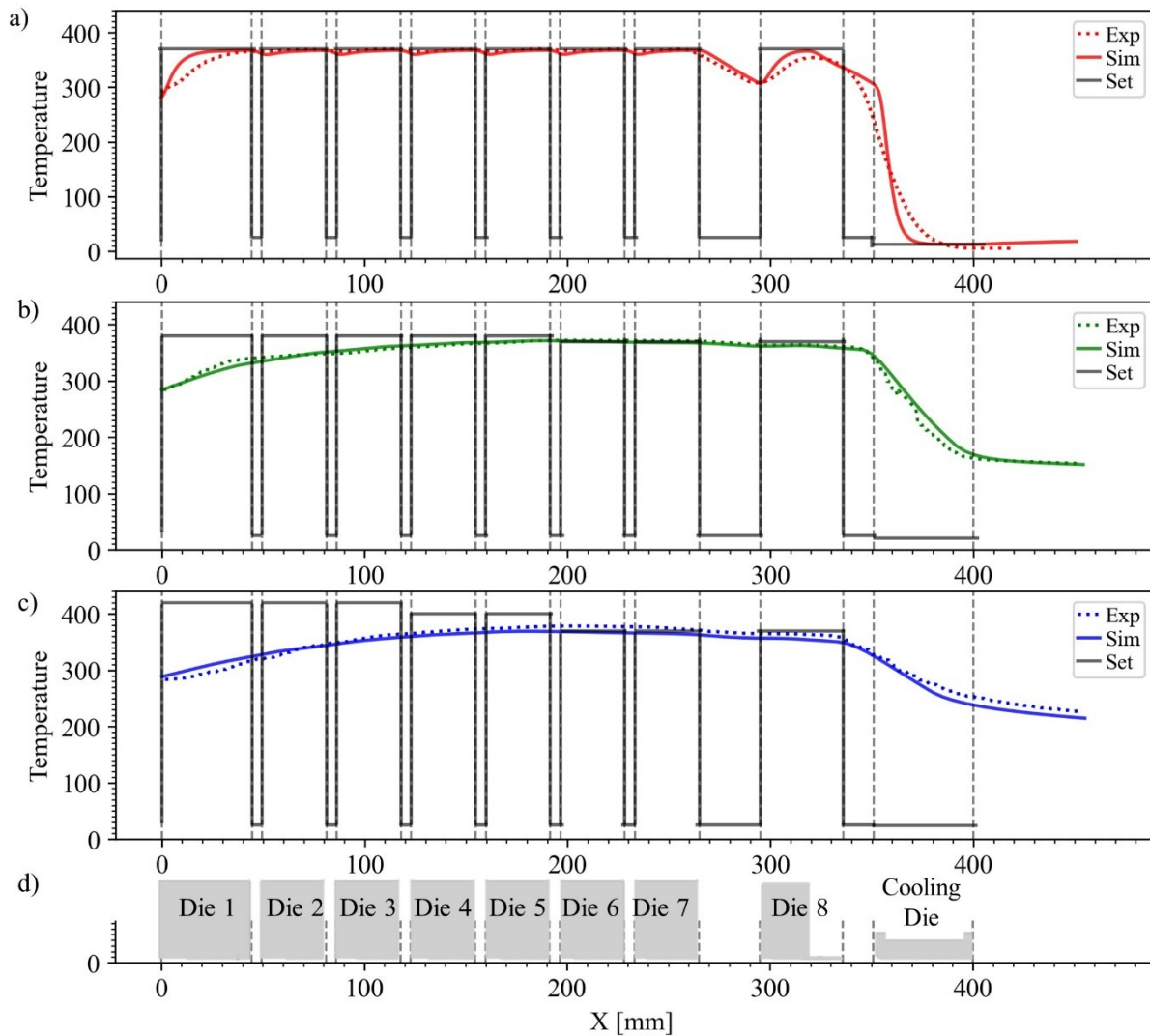


Figure 7.5 : Graphic of the experimental and simulated composite temperature for different pulling speeds. a) 50 mm/min. b) 500 mm/min c) 1000 mm/min. Exp is the experimental temperature profile, Sim is the simulated profile and Set is the temperature setpoint of the dies. d) Position of the different dies along the length of the pultrusion system

7.5.2 Temperature Profile During Pultrusion

The Figure 7.5 shows the measured (Exp, dashed line) and simulated (Sim, solid line) temperature profiles of the pultrudate compared to the dies' set temperatures (solid lines in rectangular shapes). Figure 7.5d) indicate the position of the different dies along the pultrusion line. Figure 7.5a) shows the pultrusion made at 50 mm/min. Both the measurement and the simulation indicated that the pultrudate temperature rose to the process temperature of 370 °C in Die 1. The temperature reaches the set temperature of the cooling die of 12 °C at approximately half of the cooling die length. This low exit temperature ensures that the composite will not deconsolidate after exiting the cooling die. The experimental and simulated temperatures showed a drop in temperature between all dies and was more evident between Die 7 and Die 8 due to a large gap. As the pulling speed is rather low, the composite cooled due to convection with surrounding air. Figure 7.5b) shows the pultrusion made at 500 mm/min. Even if the set temperatures were set higher, at 380 °C from Die 1 to Die 5, both the measurement and the simulation indicated that the pultrudate temperature rose to the process temperature of 370 °C in Die 5. The delayed temperature increase is attributed to the shorter exposition of the pultrudate to the die's temperatures. The pultrudate temperature at die exit was 160 °C, just above the PEKK's T_g of 159 °C. This temperature also limits the deconsolidation of the pultrudate since the polymer had reached higher stiffness around T_g , before being released from the cooling die walls' constraints. Figure 7.5c) shows the pultrusion made at 1000 mm/min. The set temperatures were 420 °C in Die 1 to Die 3, 400 °C in Die 4 and Die 5, and then the process temperature of 370 °C for the remaining Die 6 to Die 8 (See Table 7.5). Both the measurement and the simulation indicated that the pultrudate temperature rose to the process temperature of 370 °C in Die 6. The higher set points ensured that the pultrudate could reach the process temperature when reaching the dies where the Rf_i is close and above 100% (see Table 7.4). In Die 7 and Die 8, it was capital

that the polymer had reached the process temperature since there is polymer backflow occurring. The higher PEKK viscosity at colder temperatures than the process temperature will increase the pulling force. The pultrude temperature at die exit was 240 °C. That is halfway between T_g and T_m of the PEKK. As reported by Alsinani *et al.* for a semi-crystalline polymer, a cooling temperature between T_g and T_m favours crystallization [28]. Overall, the four heat transfer coefficients shown in Table 7.3 were successfully adjusted to reproduce the experimental temperature evolution of the pultrude at the given pultrusion speeds. At each pultrusion speed of 50, 500 and 1000 mm/min, different die temperature set points could be simulated to obtain the approximate pultrude temperature during pultrusion. A video of the simulations is available at: <https://youtu.be/Xz6VaxFbJms>. The calculated RMS error calculation (see Eq. 4) between all the simulated and experimental temperatures was 15 °C at a pulling speed of 50 mm/min, 7 °C at 500 mm/min and 9 °C at 1000 mm/min. When considering only the temperature measurements from the start of Die 7 to the end of Die 8, where to $Rf_i > 100\%$, the RMS falls to 9°C °C at 50 mm/min, 3 °C at 500 mm/min and 6 °C at 1000 mm/min. These RMS errors could be improved by adjusting the coefficients using an optimisation procedure minimising the difference between the simulated and measured temperatures. However, a simulation at a different pultrusion speed would require a validation experiment since the coefficient of convective heat transfer needs to be adjusted for a given pultrusion speed. Simulation outside the range of 50 to 1000 mm/min may also require the adjustment of the die to pultrude heat transfer coefficient. Future work will be dedicated to determining the relationship between pultrusion speed and the heat transfer coefficients adjustments.

7.5.3 Pulling Force and Sloughing

The Figure 7.6 shows the pulling force acquired during pultrusion experiments at different pulling speeds. The first two bars correspond to the experiments conducted at 50 mm/min. For the T-50-0 an average pulling force of 595 N, with a standard deviation of ± 244 N was observed. Whereas an average pulling force of 342 ± 53 N was observed for the T-50-15.

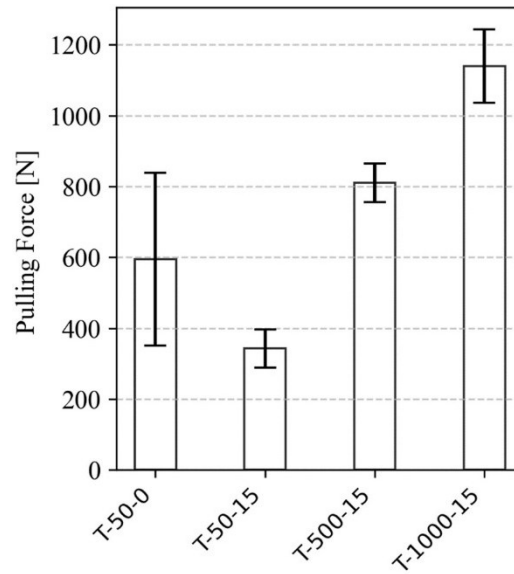


Figure 7.6 : Average pulling force recorded during the pultrusion for different CD and pulling speeds

The difference in pulling force is related to the placement of the cooling die. When the cooling die was placed further downstream of the Die 8, with a CD of 15 mm, the pulling force was reduced. The high pulling force for T-50-0 is explained by the occurrence of sloughing. Sloughing is a phenomenon that occurs during cooling, where the polymer adheres to the die cavity and must be detached by increasing the pulling force. An image of a sloughing mark on the T-50-0 pultrudate is shown in the Figure 7.7a). This mark is a polymer cluster that, after being detached from the cooling die, was transported by the pultrudate. Figure 7.7b) shows the T-50-15 pultrudate where a smooth surface finish was obtained without sloughing.



Figure 7.7 : Image of the surface of the pultruded bar, a) T-50-0 with a circled sloughing mark, b) T-50-15, c) T-500-15, d) T-1000-15

Pultrusion experiments made at 500 and 1000 mm/min were also made with a CD of 15 mm. No sloughing was observed on the pultrudates, as shown in Figure 7.7c) and d). However, higher pulling forces of 810 ± 55 N was measured for the T-500-15 experiment, and 1140 ± 103 N for T-1000-15. The higher pulling forces for higher pulling speeds can be explained by higher friction forces between the pultrudate remaining hot for a longer time in the cooling die. The higher pultrusion forces observed for higher pulling speed is typical of thermoplastic pultrusion studies [10, 30, 31]. Further investigation of polymer adhesion to the cooling die in thermoplastic pultrusion is required to elucidate the mechanisms responsible for the sloughing phenomenon.

7.5.4 Morphology

The Figure 7.8 shows bar graphs of the measured void content (a), the thickness (b), and the surface finish (c) for the experiments T-50-15, T-500-15 and T-1000-15. As seen in Figure 7.7, these experiments with the cooling die separated from the Die 8 by 15 mm did not show occurrence of sloughing.

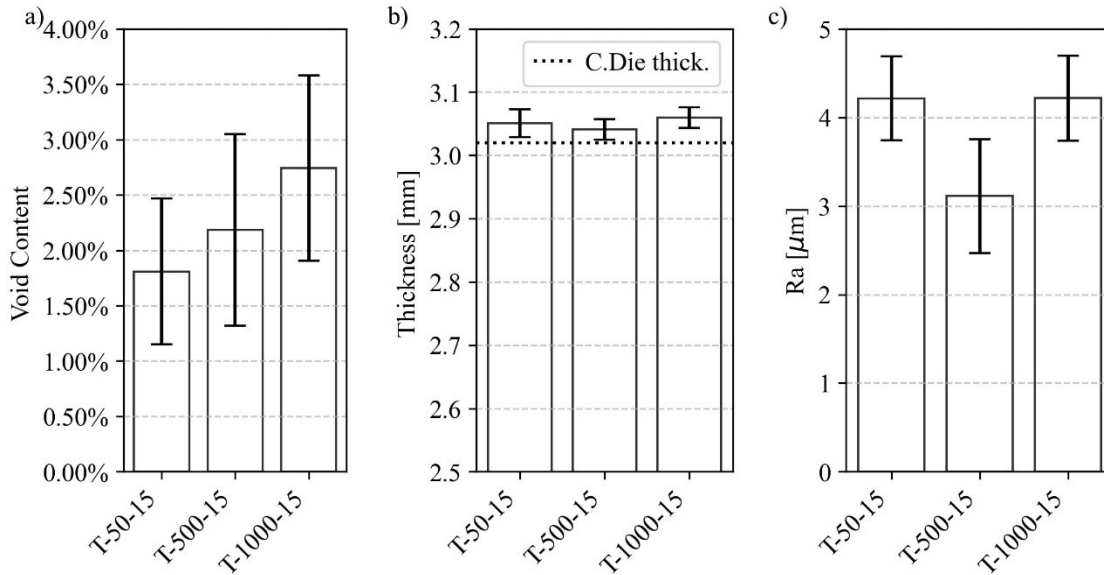


Figure 7.8 : a) Void content of the pultruded part in function of the pulling speed. b) Thickness of the pultruded parts, the thickness of the cooling die is notified by the dotted line. c) Surface finish of the pultruded part

The Figure 7.8a) shows that the measured void content was 1.8 ± 0.7 vol.% for the T-50-15 pultrudate, 2.1 ± 0.9 vol.% for the T-500-15, and 2.7 ± 0.8 vol.% for the T-1000-15 pultrudate. The pultrudates' void content was reduced by 5.6 to 8.6 times the average void content measured on the strip, of 15.6 vol.%. The reductions are an indication of the successful impregnation of the strip during the pultrusion process. The increase of the void content with the pulling speed is attributed to the reduced time of pultrudate compaction with increasing speed, typical of the results shown in Table 7.1. When comparing the results obtained here with the PT C/PA6 of Table 7.1, the void content of the herein T-1000-15 pultrudate is lower than the 9.6 vol.% reported for a pultrusion speed of 800 mm/min. The Figure 7.8b) reports the thickness of the pultrudates, as an indication of possible deconsolidation. The thickness of the T-50-15 pultrudate was 3.05 ± 0.02 mm, the T-500-15 was 3.04 ± 0.02 mm, and the T-1000-15 was 3.05 ± 0.02 mm. The black

dotted line shows the measured thickness of the cooling die, being 3.02 mm. No significant thickness difference was observed between the pultrudates at different speeds. A slight thickness difference of 25 μm was observed between the pultrudate and the die cavity thickness. The results indicate that a negligible deconsolidation occurred and was not affected by the pulling speed. The rather constant thickness irrespective of the pultrusion speed also indicates that the pulling system did not affect the pultrudate shape.

The Figure 7.8c) shows the result of the surface finish characterized by the Ra value in micrometres. The measured Ra was the same for the T-50-15 and the T-1000-15 pultrudates, with a value of $4.2 \pm 0.4 \mu\text{m}$. The best Ra measured was $3.1 \pm 0.6 \mu\text{m}$ for the T-500-15 pultrudate. The surface finish is mainly created in the cooling die and influenced by the cooling temperature history that the pultrudate is experiencing before exiting the cooling die. Figure 7.5b) shows that the T-500-15 pultrudate exited the cooling die at a temperature of 160 °C, just above the PEKK's T_g of 159 °C. Therefore, it can be assumed that most of the crystallization of the PEKK occurred while being constrained by the cooling die walls. Alsinani *et al.* observed that the better surface finish is obtained when the pultrudate is allowed to crystallize in the cooling die [28]. This similar observation seems to confirm that favouring the crystallization in the polymer in the cooling die, by exposing it to a temperature between T_g and T_m, also favoured a better surface finish of the pultrudate.

To achieve better finish of the pultrudate at 50 mm/min, the cooling die could be placed closer to Die 8 to ensure that the pultrudate enters the cooling die at a temperature close to T_m. Moreover, the cooling die temperature could be set at a temperature close to T_g. This would enable the PEKK polymer to crystallize in the cooling die. For the pultrusion at 1000 mm/min, the cooling die could be made longer to allow the polymer to further crystallize before exiting the die. The discussion presented herein offers tentative explanations on the effect of the cooling die setup on the surface finish the pultrudate. Future studies will require thorough analysis of the crystallization

behavior of the PEKK using detailed microstructural characterizations (e.g., DSC, XRD) to substantiate the discussion.

The Figure 7.9 shows typical cross-section images of the experiments made at 50 mm/min (a,d), 500 mm/min (b,e) and 1000 mm/min (c,f). All cross-section images show polymer-rich regions between fibre clusters. The horizontal polymer-rich regions are indicative of the inter-strips' boundaries. The vertical polymer-rich regions are indicative of fibre bundles from the original prepreg tape impregnation. The cross-section images of the T-50-15 and T-500-15 show very similar appearance with voids located within fibre bundles. These micro-voids were already present in the prepreg strips before pultrusion. However, their size reduced indicating that an impregnation flow occurred. Figure 7.9e), shows a different type of void seen in the pultrudate made at a speed of 1000 mm/min. These voids are called macro-void and are located between compacted fibre bundles. These voids are attributed to a lack of compaction time to consolidate the tapes between themselves. The compaction time could be increased by adding more dies with a $Rf > 100\%$.

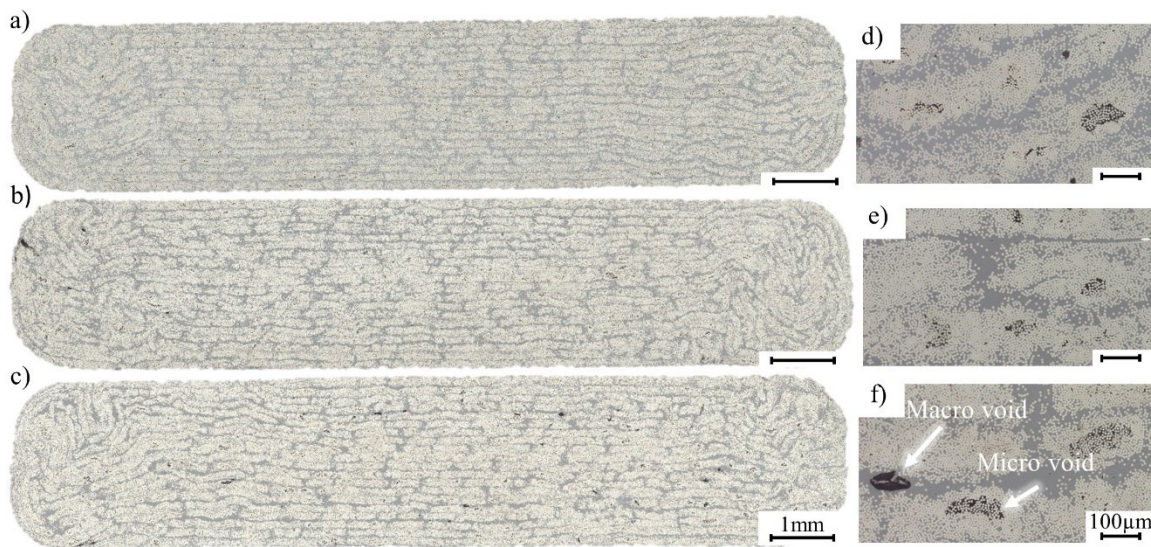


Figure 7.9 : Global cross section of the pultruded bar: a) T-50-15, b) T-500-15, c) T-1000-15. Enlarged views of d) T-50-15, e) T-500-15, and f) T-1000-15

7.5.5 Mechanical Properties

The flexural testing characterization is shown in Figure 7.10. The Figure 7.10a) shows typical flexural stress-strain curves of the pultrudates from the T-50-15, T-500-15 and T-1000-15 experiments. The T-50-15 stress-strain curve is the most linear, indicative of a better consolidation as observed by the lowest void content of 1.8 vol.%. The T-500-15 have a similar linear behavior. The T-1000-15 curve seems to deviate from the T-50-15 curve from a flexural strain level of 0.002 onward. This slight reduction in flexural stiffness is indicative of a slightly lower quality of impregnation as seen in Figure 7.8a) and Figure 7.9. Figure 7.10b) shows that the maximum strength of 1042 ± 42 MPa was reached for the T-50-15 pultrudate sample. The strength of the T-500-15 sample was 976 ± 8 MPa, while the strength of the T-1000-15 sample was 998 ± 59 MPa. While the flexural strength averages decrease with increasing the pultrusion speed, the overlapping standard deviations tend to indicate that increasing the speed from 50 mm/min to 1000 mm/min, with proper adjustment of the die temperatures, do not affect the flexural strength of the samples. The same phenomenon is observed for the flexural modulus. The maximum value of 110 ± 1 GPa measured on the T-50-15 sample, is similar to the value of 108 ± 2 GPa for the T-500-15 sample, and the value of 107 ± 2 GPa for the T-1000-15 sample. The comparison of the mechanical properties measured herein with the results from the literature are tedious since the fibre and polymer materials, as well as the fibre volume contents differ. However, the measured flexural mechanical properties are superior to all results reported in Table 7.1. A wider mechanical characterisation scope will be realized in future studies, to include tensile, compression and interlaminar shear strength testing. These tests will provide a better understanding of the effect of the changing void morphology (see Figure 7.9) at higher pultrusion speeds on the mechanical performance of the pultruded bars.

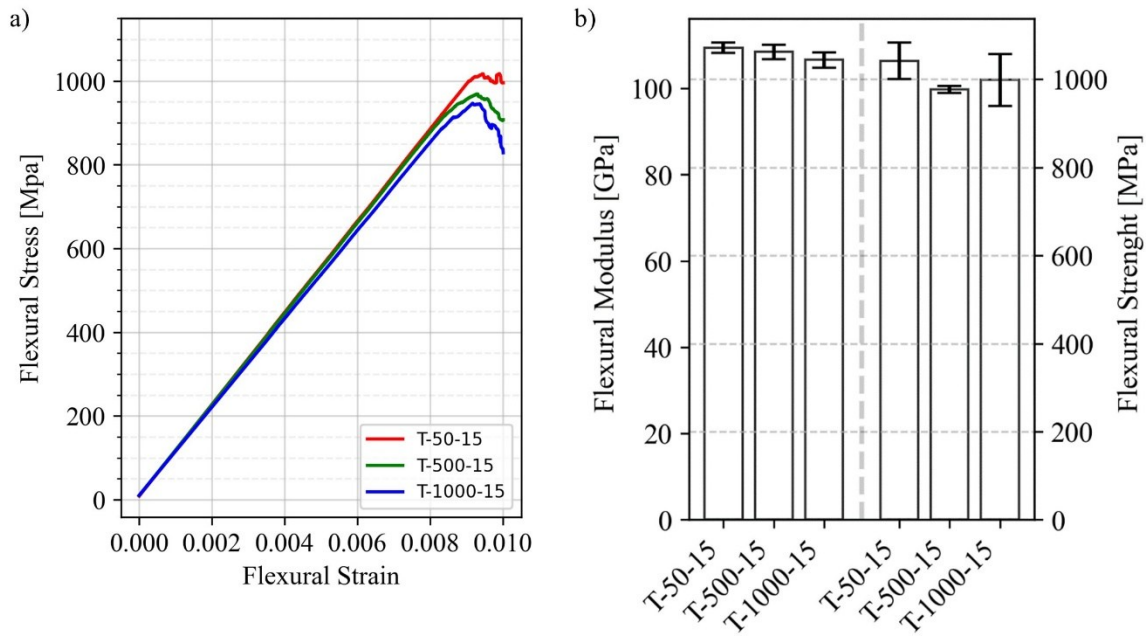


Figure 7.10 : Flexural testing results. a) typical stress/strain curves for T-50-15, T-500-15 and T-1000-15. b) Bar graph showing the strength and modulus of the pultrudates

7.6 Conclusion

C/PEKK prepreg tape was slit into strips and pultruded in a multi-die pultrusion system. The die temperatures were adjusted using finite element simulations to ensure that the pultrudate reached the processing temperature in the dies where a consolidation pressure was applied. The as-received prepreg tape had a low-quality impregnation characterized by a void content of 16 ± 3 vol.%. The multi-die pultrusion experiments were done at 50 mm/min, 500 mm/min, and 1000 mm/min. It was observed that the cooling die separation from the last pultrusion die by 15 mm eliminated the occurrence of sloughing defects and resulted in better surface finish. With proper adjustment of the die temperatures, it was shown that the pultrudate produced at 1000 mm/min had a low void volume content of 2.7 ± 0.9 vol.%. The mechanical flexural properties measured showed an insignificant difference between pultrudate' samples made at the different speeds. The flexural strength and modulus of the pultrudate pulled at 1000 mm/min was 998 ± 58 MPa and

107 $\pm$ 2 GPa, respectively. While the simulation heat-transfer parameters can be easily adjusted to the pultrusion conditions, further development of the model need to be made to lower the dependency of the simulation accuracy on temperature calibration experiments. Future work will enhance the modelling to include friction, viscous flow, compaction, and crystallization kinetics of PEKK. Such a model could help design the die shapes and die sequence to reduce tooling development costs. Further improvement in pultrudate quality, at even higher speed than 1000 mm/min, could be achieved by increasing the number of dies where compaction happens, as well as lengthening the cooling die. The results presented herein opens the use of thermoplastic pultrusion for high performance applications that requires high manufacturing rates, such as those of the advanced air mobility market.

CRedit authorship contribution statement

Erwan Hamon: Conceptualization, Methodology, Software, Validation, Formal analysis, Investigation, Writing – original draft, Visualization.

Louis Laberge Lebel: Writing – review & editing, Supervision, Project administration, Funding acquisition, Conceptualization.

Declaration of competing interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence the work reported in this paper.

Acknowledgments

The authors would like to acknowledge the financial support from the Natural Sciences and Engineering Research Council (NSERC, ALLRP 580990-23) of Canada, Consortium de Recherche et d'innovation en Aérospatial au Québec (CRIAQ, COMPAAM), Flying Whales, Pultrusion Technique, Stelia North America. The authors would also like to acknowledge de material support from Syensqo.

CHAPITRE 8 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

8.1 Conclusion

L'objectif fixé d'atteindre une vitesse de pultrusion de 1 m/min a été atteint. Pour y parvenir, une machine de découpe de rubans préimprégnés a été conçue, permettant la préparation et le bobinage de rubans de largeur de 15.2 mm sur des longueurs supérieures à 20 m. Une amélioration de la gestion du ruban en entrée de zone de découpe pourrait être faite dans le but de réduire les variations de largeur des rubans découpés. Plus la largeur du ruban est proche de la consigne plus son utilisation sera facile. Notamment dans projet comme le tressage de rubans de préimprégnés qui sont en cours de développement au laboratoire. L'équipement conçu pourra être utilisé dans ce projet ainsi que dans de futurs projets mettant en œuvre des préimprégnés.

Parallèlement, la ligne de pultrusion a été modélisée sous Abaqus[®]. La simulation a permis de reproduire avec fidélité les profils de température mesurés expérimentalement. Avec très peu de paramètres d'entrée, la modélisation a permis de prédire les consignes de chauffage de chaque filière permettant d'obtenir un profil de température similaire pour toutes les vitesses de pultrusion. Cette modélisation peut être adaptée pour d'autres vitesses de pultrusion et d'autres lignes de pultrusion. Grâce à cette modélisation le nombre d'expérience afin de déterminer les bonnes températures des filières a pu être réduit.

Une barre pultrudée à 1 m/min a pu être produite, avec un taux de vide de 2.8 vol.% et une contrainte de rupture à la flexion de 998.3 MPa (± 58.6). La barre produite à haute vitesse présente des caractéristiques mécaniques similaires à celles faites à 50 mm/min et 500 mm/min. La vitesse de pultrusion a ainsi pu être augmentée sans répercussion sur les propriétés des pièces.

Plusieurs paramètres se sont avérés déterminants pour l'augmentation de la cadence : l'ajustement des températures des filières et la mise en place d'une filière de refroidissement mobile afin d'éviter l'apparition du « sloughing ». Ces paramètres devront continuer à être optimisés et analysés dans la perspective d'augmenter encore davantage la vitesse de pultrusion. Des vitesses de 2 à 4 m/min pourraient être atteintes.

Ce résultat ouvre la voie à une nouvelle étape dans le développement de la pultrusion thermoplastique, offrant la possibilité de fabriquer des profilés capables de concurrencer les matériaux traditionnels comme l'aluminium ou le titane. Les composites pultrudés offrent déjà des

avantages indéniables tels que leur légèreté et leurs excellentes propriétés mécaniques. En augmentant la vitesse de pultrusion, leur potentiel pour répondre aux besoins de diverses industries, comme Flying Whales, serait considérablement accru.

8.2 Recommandations

Découpe des rubans préimprégnés : La machine de découpe de rubans réalisée présente toujours une variation de largeur sur les rubans finaux. Cette variation est essentiellement due au mauvais alignement des rubans en entrée de zone de découpe. Une solution pour réduire cette variation serait la mise en place d'un système pouvant éviter le débattement du ruban tout en le laissant avancer.

Modélisation du transfert de chaleur : La simulation réalisée utilise un modèle simple qui a été validé empiriquement. Une étude plus détaillée du transfert thermique réel pourrait être menée afin de valider le modèle conçu. Cette étude pourrait être bénéfique pour comprendre réellement comment le composite se comporte à l'intérieur des filières.

Modèle numérique : Le modèle numérique conçu permet simplement d'observer le transfert thermique s'appliquant sur le composite lors de la pultrusion. Des coefficients de résistance mécanique pourraient être appliqués au composite pour simuler une déformation lors de son passage dans les filières. Une détermination précise de ces coefficients pourrait être utile afin de prédire la force qui sera mise en jeu lors de la pultrusion.

Refroidissement : À 500 mm/min, le refroidissement du composite en sortie des filières semble avoir été le meilleur comparé aux autres vitesses. Assurer une température d'entrée dans la filière de refroidissement proche de T_m et une température de sortie en dessous de T_g pour toutes les vitesses de pultrusion pourrait garantir un meilleur état de surface.

ANNEXE A ANALYSE FONCTIONNELLE DE LA MACHINE DE DECOUPE

Afin de caractériser les fonctions de service et les contraintes liées à la conception de la machine, un diagramme pieuvre est dressé (Figure 8.1). Ce diagramme met en évidence trois fonctions principales et deux fonctions contraintes. Ces fonctions sont répertoriées avec leur niveau de flexibilité dans le Tableau 8.1.

La première fonction principale est :

Découper la bobine de 304,8 mm en lamelles de largeur donnée

Cette fonction se divise en deux étapes : découper le bon nombre de bobines et éviter tout gaspillage de ruban. Pour la première étape, le nombre de bobines ne peut être modifié une fois choisi, donc la flexibilité est F0. De même, afin d'éviter le gaspillage, tout le ruban d'une même largeur doit être bobiné ; la deuxième étape a donc une flexibilité de F1.

La seconde fonction principale est :

Accueillir les bobines dans la machine de découpe

La machine de découpe doit présenter un espace pour installer les bobines. Cette espace doit comprendre une mise en place et un maintien en position des bobines. L'espace d'accueil des bobines doit être démontable afin de pouvoir changer de bobines une fois les découpes effectuer. Cette fonction est soumise à une fonction contrainte, l'utilisateur doit pouvoir installer les bobines de manière simple. La répétabilité de l'utilisation ne doit pas induire de pénibilité pour l'utilisateur.

La troisième fonction principale est :

Assurer le bobinage de toutes les lamelles sur de grandes longueur (20 m).

La machine doit être capable de bobiner autant de mètres que l'utilisateur le souhaite (flexibilité F1). Pour ce faire, les bobines doivent être positionnées sur deux étages afin d'assurer l'alignement des bobines entre leur zone de découpe et leur zone de bobinage. Un système permettant de les entraîner toutes simultanément doit être conçu.

Les autres fonctions sont des fonctions contraintes :

La machine doit pouvoir s'adapter à un système déjà existant afin de réduire son encombrement dans le laboratoire (FC1).

Elle doit pouvoir être reliée au courant du secteur (FC2).

L'utilisateur doit pouvoir travailler en toute sécurité lorsqu'il se trouve à proximité de la machine (FC3).

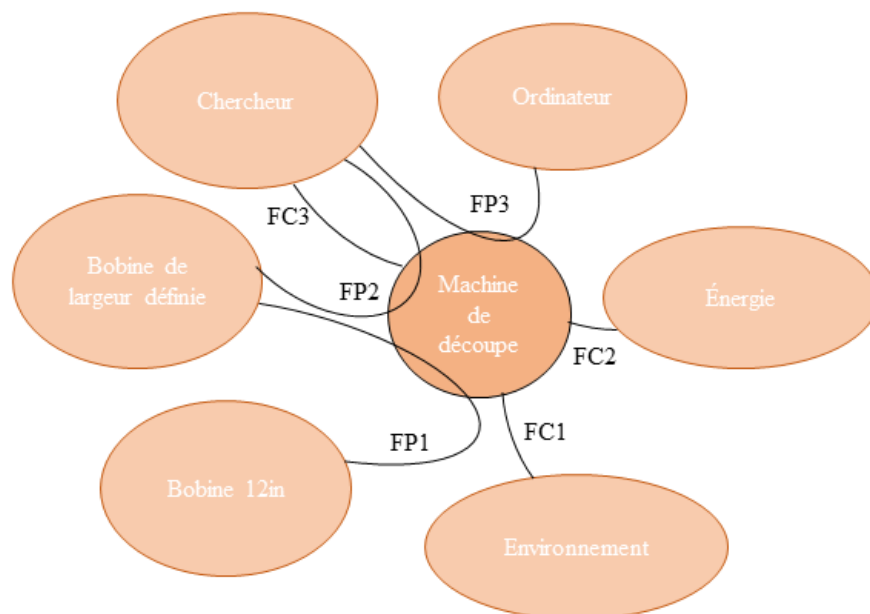


Figure 8.1: Diagramme pieuvre du système de découpe

Tableau 8.1 : Tableau des fonctions et de leurs flexibilités de la machine de découpe

Fonction	Description	Critère d'appréciation	Niveau du critère	Flexibilité
FP1	FP1.1 : Découper la bobine de 12 in en bobines de largeurs données	Nombre de rubans	[2;305]	F0
FP2	FP2.1 : Accueillir les bobines dans la machine de découpe	Jeu dans le montage après installation	[0;1mm]	F0
FP3	FP3.1 : Assurer le bon bobinage de toutes les lamelles.	Longueur bobiner	[1 cm;30 m]	F1
FC1	FC1.1 : S'adapter à un système déjà existant	Praticité	Pour tout le monde	F1
FC2	FC2.1 : Se relier au secteur	Praticité	Pour tout le monde	F0
FC3	FC3.1 : Assurer la sécurité de l'utilisateur	Blessure	0	F0

Une fois les fonctions posées, un diagramme FAST (Function Analysis System Technique) peut aider à définir les contraintes techniques ainsi qu'à apporter des pistes de solutions techniques. La Figure 7.2 présente donc le diagramme FAST. La fonction de service est de découper et de bobiner le ruban préimprégné. Pour répondre à cette fonction, plusieurs fonctions techniques ont été rapportées. La première est de découper le ruban. Pour ce faire, deux solutions techniques sont retenues : la découpe par rouleau et la découpe par lame. Ensuite, il faut contrôler la distance de bobinage. Un moteur à courant continu, contrôlé par l'ordinateur et déjà présent sur le système existant, est utilisé pour bobiner le ruban. La distance de bobinage est relevée par un codeur optique afin d'assurer la précision. Lors de la découpe du ruban, il est important d'assurer la tension dans les bobines et de garantir l'alignement des rubans découpés avec leur bobine. La distribution d'énergie peut se faire par un système poulie-courroie. Les bobines sont réparties sur deux étages, ce qui implique un changement du sens de rotation afin d'assurer la même distance parcourue entre les rubans du bas et ceux du haut. Ce changement de sens est assuré par un système d'engrenages. L'utilisateur doit pouvoir enlever les bobines et installer les nouvelles de façon aisée. Les bobines peuvent être réparties en groupes afin de faciliter leur manipulation. Le maintien du groupe de bobines est assuré par un axe de pression, qui vient comprimer les bobines pour les intégrer au système.

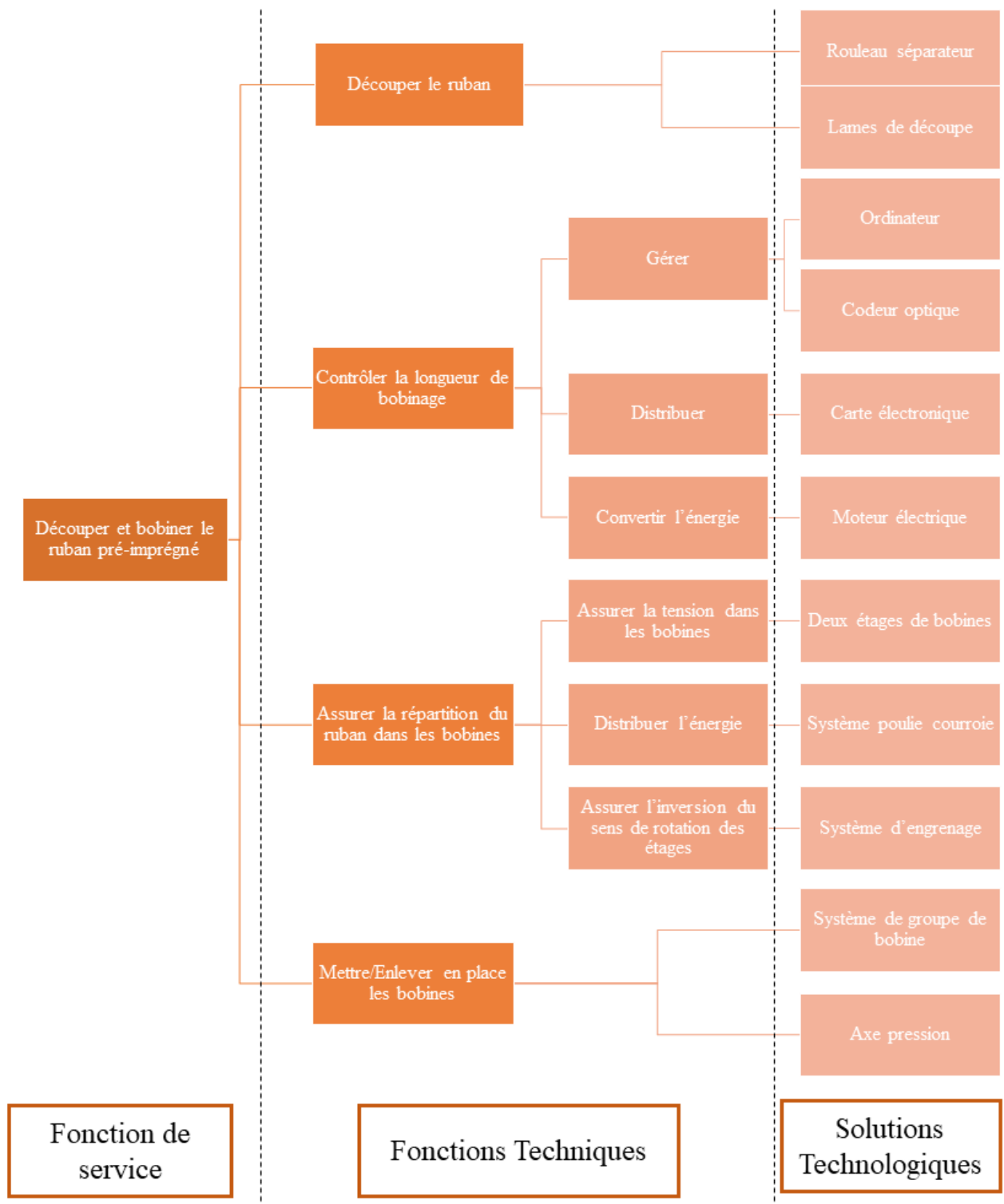


Figure 8.2: Diagramme FAST de la machine de découpe

RÉFÉRENCES

- [1] P.K.Mallick, *Fibre-reinforced composites materials, manufacturing and design* vol. 20 2007.
- [2] V. Giurgiutiu, *Structural health monitoring of aerospace composites*: Elsevier Inc., 2015.
- [3] (2013) Fligh Airworthiness Support Technology. *Airbus technical magazine*.
- [4] J. a. R. H. Melton, "Airship 101: Rediscovering the potential of lighter-than-air (LTA)." in *NASA Ames Research Center*, ed.
- [5] V. Giurgiutiu, "Introduction," in *Stress, Vibration, and Wave Analysis in Aerospace Composites*, ed, 2022, pp. 1-27.
- [6] C. Soutis, "Carbon fiber reinforced plastics in aircraft construction," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 412, pp. 171-176, 2005.
- [7] A. S, M. Balachandran, and S. Bhowmik, "A Comprehensive Review of Ultra-High Performance Thermoplastic Nano and Multiscale Composites for Structural, Aerospace and Nuclear Applications: Recent Developments, Current Challenges, and Future Trends," *Polymer Engineering & Science*, vol. 65, pp. 4465-4489, 2025.
- [8] P. Technique. Available: <https://pultrusiontech.com/fr/produits/barres-tiges-profils-personnalisés/>
- [9] T. G. Gutowski, "Advanced composites manufacturing," 1997.
- [10] A. C. a. T. Astrom, "Experimental investigation of pultrusion of glass fibre reinforced polypropylene composites," *Composites Part A* 1997.
- [11] (2019). *Les résines thermoplastiques vont-elles trouver leur place dans la filière des composites ?* Available: <https://www.arkema.com/global/fr/resources/post/will-composites-transform-industry/>
- [12] H. R. MANKODI, "Developments in hybrid yarns," vol. Elsevier, 2011, p. 21–55., 2011.
- [13] A. Luisier, P. E. Bourban, and J. A. E. Månson, "Reaction injection pultrusion of PA12 composites: process and modelling," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 34, pp. 583-595, 2003.
- [14] K. van Rijswijk and H. E. N. Bersee, "Reactive processing of textile fiber-reinforced thermoplastic composites – An overview," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 38, pp. 666-681, 2007.
- [15] K. Minchenkov, A. Vedernikov, A. Safonov, and I. Akhatov, "Thermoplastic Pultrusion: A Review," *Polymers*, vol. 13, Jan 6 2021.
- [16] Z. Tao, Y. Wang, J. Li, X. Wang, and D. Wu, "Fabrication of long glass fiber reinforced polyacetal composites: Mechanical performance, microstructures, and isothermal crystallization kinetics," *Polymer Composites*, vol. 36, pp. 1826-1839, 2014.
- [17] A. Babeau, S. Comas-Cardona, C. Binetruy, and G. Orange, "Modeling of heat transfer and unsaturated flow in woven fiber reinforcements during direct injection-pultrusion process

- of thermoplastic composites," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 77, pp. 310-318, 2015.
- [18] N. Alsinani, M. Ghaedsharaf, and L. Laberge Lebel, "Effect of cooling temperature on deconsolidation and pulling forces in a thermoplastic pultrusion process," *Composites Part B: Engineering*, vol. 219, 2021.
 - [19] W. I. L. Dae-Hwan Kin, Klaus Friedrich, "A model for a thermoplastic pultrusion process using commingled yarn," *Compos. Sci. Technol*, vol. 61, 2000.
 - [20] N. D. A.H. Miller, J.M. Hale and A.G. Gibson, "High speed pultrusion of thermoplastic matrix composites," *Composites Part A*, 1998.
 - [21] D. H. L. Kim, W.I.; Friedrich, K. , "A Model for a Thermoplastic Pultrusion Process Using Commingled Yarns," *Compos. Sci. Technol*, vol. 61, 2001.
 - [22] P. J. Novo, J. F. Silva, J. P. Nunes, and A. T. Marques, "Pultrusion of fibre reinforced thermoplastic pre-impregnated materials," *Composites Part B: Engineering*, vol. 89, pp. 328-339, 2016.
 - [23] F. Lapointe and L. Laberge Lebel, "Fiber damage and impregnation during multi-die vacuum assisted pultrusion of carbon/PEEK hybrid yarns," *Polymer Composites*, vol. 40, 2018.
 - [24] F. Tucci, F. Rubino, G. Pasquino, and P. Carlone, "Thermoplastic Pultrusion Process of Polypropylene/Glass Tapes," *Polymers (Basel)*, vol. 15, May 19 2023.
 - [25] Syensqo. Available: <https://www.syensqo.com/en/chemical-categories/our-composite-materials-solutions/thermoplastic-composites/aerospace-tpc>
 - [26] Teijin. Available: <https://www.teijinacarbon.com/products/thermoplastics/unidirectional-tapes/>
 - [27] Topolo. Available: <https://topolocfrt.com/ud-tapes/>
 - [28] T. M. Eguchi.T, Otoshi.T, Murata.S, Nishiyabu.K, "BEHAVIORAL INVESTIGATION ON CF/PEEK ROD BY COMPRESSIVE PREPREG TAPE PULTRUSION PROCESS," presented at the ICCM23, Belfast, 2023.
 - [29] M.Molyneux, "Prepreg, tape and fabric technology for advanced composites ". vol. 14, ed: Butterworth & Co, 1983, pp. 87-91.
 - [30] C. R. H. Grand Hou, Manish Patel, Jianghong Liang, "PREPREG TAPE SLITTING METHOD AND APPARATUS ", 2016.
 - [31] Y. Bai, J. Tian, C. Li, J. Wang, and G. Xian, "Experimental and numerical analysis of a new thermoplastic pultrusion technology of CF/PA6 rod using prepreg tapes," *Polymer Composites*, 2025.
 - [32] M. I. T.Eguchi, K.Nishiyabu, "INVESTIGATION ON FASTENING BEHAVIOUR AND JOINING STRENGTH OF UD-CF/PEEK RIVET TO MULTIMATERIALS " presented at the ECCM20, Lausanne, 2022.
 - [33] F. Saffar, "Etude de la consolidation interpli de stratifiés thermoplastiques PEKK/fibres de carbone en conditions de basse pression.," *Matériaux*, Ecole nationale supérieure Mines-Télécom Lille Douai, 2019.

- [34] P. Tipboonsri, S. Pramoonmak, P. Uawongsuwan, and A. Memon, "Optimization of Thermoplastic Pultrusion Parameters of Jute and Glass Fiber-Reinforced Polypropylene Composite," *Polymers* vol. 16, Dec 27 2023.
- [35] F. Lessard, M. Dubé, and L. Laberge Lebel, "A model of multi-die thermoplastic pultrusion," *Composites Part B: Engineering*, vol. 247, 2022.
- [36] F. Lapointe, "FABRICATION DE COMPOSITES CARBONE/PEEK PAR LA PULTRUSION MULTI-FILIÈRE ASSISTÉE PAR LE VIDE," Polytechnique Montreal, 2017.
- [37] B. T. Åström and R. B. Pipes, "A modeling approach to thermoplastic pultrusion. I: Formulation of models," *Polymer Composites*, vol. 14, pp. 173-183, 2004.
- [38] J. Wang, Y. Bai, P. Zhou, Z. Ning, G. Xian, B. Hong, *et al.*, "Numerical and experimental study of preparation and mechanical properties of glass fiber reinforced polypropylene bars with melt pultrusion technology," *Journal of Building Engineering*, vol. 111, 2025.
- [39] K. Minchenkov, S. Gusev, A. Sulimov, O. Alajarmeh, I. Sergeichev, and A. Safonov, "Experimental and numerical analyses of the thermoplastic pultrusion of large structural profiles," *Materials & Design*, vol. 232, 2023.
- [40] S. I. Talabi, J. Tobin, B. Strom, I. Brownstein, V. Kunc, and A. A. Hassen, "Recent and future developments in pultrusion technology with consideration for curved geometries: A review," *Composites Part B: Engineering*, vol. 283, 2024.
- [41] N. Alsinani and L. L. Lebel, "Effect of high pulling speeds on the morphologies of pultrudates in a thermoplastic pultrusion process," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 36, 2023.
- [42] N. Elderfield, O. Cook, and J. C. H. Wong, "Fiber dispersion as a quality assessment metric for pultruded thermoplastic composites," *Composites Part B: Engineering*, vol. 275, 2024.
- [43] M. El-Jakl and L. Laberge Lebel, "Fibre waviness reduction in thermoplastic pultrusion by using DREF yarns," *Composites Part B: Engineering*, vol. 288, 2025.
- [44] M.El-Jakl, "Développement d'un processus de pultrusion de tresses à géométrie creuses de composites thermoplastiques pour une application sportive de hockey," Polytechnique Montreal, 2024.
- [45] M. Volk, O. Yuksel, I. Baran, J. H. Hattel, J. Spangenberg, and M. Sandberg, "Cost-efficient, automated, and sustainable composite profile manufacture: A review of the state of the art, innovations, and future of pultrusion technologies," *Composites Part B: Engineering*, vol. 246, 2022.
- [46] T. Materials. *Caractéristiques acier P20*. Available: https://www.thyssenkrupp-materials.fr/_legacy/UCPthyssenkruppBAMXFrance/assets.files/product_pdf/7633_fr.pdf
- [47] L. A. Garrow, B. J. German, and C. E. Leonard, "Urban air mobility: A comprehensive review and comparative analysis with autonomous and electric ground transportation for informing future research," *Transportation Research Part C: Emerging Technologies*, vol. 132, 2021.
- [48] V. Giurgiutiu, "Introduction," in *Structural Health Monitoring of Aerospace Composites*, ed, 2016, pp. 1-23.

- [49] C. a. R. Y. Russel, "Airframe Concepts and Manufacturing Approaches," ed. NASA AEWG Aircraft Working Group, 2022.
- [50] F. Duclos. (2023). *Boeing produit désormais quatre 787 Dreamliner par mois*. Available: <https://www.air-journal.fr/2023-05-31-boeing-produit-desormais-quatre-787-dreamliner-par-mois-5249042.html>
- [51] R. Moraes. (2023). *Résultats, cadence de production : Airbus fait le point après 9 mois en 2023*. Available: <https://www.air-journal.fr/2023-11-10-resultats-cadence-de-production-airbus-fait-le-point-apres-9-mois-en-2023-5252264.html>
- [52] K. Slimani, T. S. Balakrishnan, M. T. H. Sultan, A. U. M. Shah, F. S. Shahar, M. I. Najeeb, *et al.*, "Advanced Pultrusion Techniques as Alternatives in Aerospace Composite Manufacturing: A Review," *E3S Web of Conferences*, vol. 477, 2024.
- [53] N. Svensson, R. Shishoo, and M. Gilchrist, "Manufacturing of Thermoplastic Composites from Commingled Yarns-A Review," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 11, 1998.
- [54] M. Volk, J. Wong, S. Arreguin, and P. Ermanni, "Pultrusion of large thermoplastic composite profiles up to Ø 40 mm from glass-fibre/PET commingled yarns," *Composites Part B: Engineering*, vol. 227, 2021.
- [55] Syensqo, "Technical Data Sheet APC(PEKK-FC)," 2017.
- [56] V. V. J.Kemppainen, E.Pineda, G.Odegard, "Thermomechanical Property Prediction of Amorphous and Crystal PEKK via Molecular Dynamics," NASA2023.
- [57] P. Zoller, T. A. Kehl, H. W. Starkweather, and G. A. Jones, "The equation of state and heat of fusion of poly(ether ether ketone)," *Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics*, vol. 27, pp. 993-1007, 2003.
- [58] S. Chattaraj and S. Basu, "Coarse-graining strategies for predicting properties of closely related polymer architectures: A case study of PEEK and PEKK," *Journal of Materials Research*, vol. 37, pp. 1-12, 2021.
- [59] Syensqo, "Technical Data Sheet, APC(PEKK-FC)," ed.
- [60] F. Tucci, D. Larrea-Wachtendorff, G. Ferrari, and P. Carlone, "Pulling force analysis in injection pultrusion of glass/epoxy composites," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 37, pp. 1715-1726, 2022.