UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

SIMULATION ET OPTIMISATION DE LA FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES PAR INJECTION SUR RENFORTS (PROCÉDÉ RTM)

POL-EWEN MANAC'H

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MÉCANIQUE)

DÉCEMBRE 2009

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

SIMULATION ET OPTIMISATION DE LA FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES PAR INJECTION SUR RENFORTS (PROCÉDÉ RTM)

présenté par : MANAC'H Pol-Ewen

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

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

M. SANSCHAGRIN Bernard, D. Ing., président

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

M.REGGIO Marcelo, Ph. D., membre

Dédicace

au Pr. Thibault, qui m'a donné le goût de la recherche.

« La science, ce sont d'abord des hommes et des femmes qui cherchent.

Alors, aidez-les, donnez des sous... »

Remerciements

Cette maîtrise a été effectuée dans le cadre de la Chaire de Recherche sur les Composites à Haute Performance de l'École Polytechnique de Montréal. Je tiens donc à remercier tous ses membres pour leur collaboration dans cette étude.

Je remercie tout d'abord mon directeur de recherche, le Professeur François Trochu, de m'avoir accepté au sein de son équipe de recherche sur les matériaux composites. Je lui suis également reconnaissant pour sa générosité et pour ses conseils qui ont permis l'aboutissement de ce projet.

Je veux également saluer le soutien de mes collèges de la chaire de recherche, ainsi que leurs précieux conseils. Mes remerciements vont particulièrement à Julien Barbo-Dumercy pour son aide sans faille et sa convivialité, Vincent Achim, pour ses conseils en matière de simulation numérique, et finalement François Lebel qui a partagé son expertise sur la problématique de la saturation et m'a apporté une aide inestimable sur le volet expérimental de mon travail. Merci aussi aux techniciens de la chaire et au Professeur Edu Ruiz. Je pense aussi à Agnès pour son support, Sophie et tous ceux que j'oublie.

Je remercie le CCHP pour son soutien financier et matériel. Enfin, je remercie le Professeur Bernard Sanschagrin d'avoir accepté de présider mon jury et le Professeur Marcelo Reggio pour avoir été membre du jury.

Résumé

L'étude de la saturation d'une pièce composite permet d'évaluer la qualité finale du produit. Une saturation élevée et homogène assure une pièce présentant des caractéristiques très proches des propriétés optimales. Malgré son caractère prépondérant, la prévision et l'évaluation de la saturation sont encore mal maîtrisées. Le sujet fait l'objet de nombreuses études et recherches dans le domaine de la fabrication des composites. Une bonne compréhension des phénomènes de saturation permet d'optimiser la fabrication de pièces en réduisant significativement la quantité de vides dans le composite. En intégrant la prévision de la saturation dans les simulations de remplissage des moules, il devient possible de gagner un temps précieux sur les réglages des paramètres d'injection. Les modèles décrivant la formation des vides dans les composites fabriqués par injection commencent à se multiplier, mais il existe toujours un besoin de validation. Dans ce mémoire, les problémes reliés à la saturation sont explorés de façon assez large. La validation d'un module d'optimisation numérique de la vitesse du front de résine est proposée, ainsi que son application à une pièce aéronautique. L'attention est ensuite portée sur l'optimisation générale du remplissage d'une pièce automobile fabriquée par injection flexible. Finalement, un montage est mis en place pour suivre en temps réel l'évolution de la saturation par transmission de lumière. Ce plan d'expérience vise, à terme, à valider un modèle analytique en cours de développement, qui sera décrit sommairement à la fin du mémoire.

Abstract

The study of saturation in composite materials made by resin injection allows to evaluate the quality of the final. For high saturation ratios and homogeneous matrix repartition, the part usually meets the theoritical characteristics. Despite its importance, the prediction of saturation still requires analyze. Many studies deal with the problematic within the composites manufacturing research. By understanding saturation, the optimisation of composite manufacturing becomes possible to reduce the void content in the parts. By integrating the prediction of saturation in mold filling simulations, the time required to select appropriate injection parameters can be reduced. Several models describing the formation of voids have begin to appear, but there is a great need of validation. This work deals with saturation in a braod way. The validation of a numerical optimisation module has been carried out. This study has been extended to an aeronautical part. The next step was the general mold filling optimisation of an automotive part made by flexible injection. Finally an experimental set-up intended to track the evolution of the saturation in real time using light transmission is depicted. Eventually, these experiments will allow validating the analytical model of saturation currently developed and described at the end of this thesis.

Table des matières

Dédicace ..... **iii**

Remerciements ..... **iv**

Résumé ..... **v**

Abstract ..... **vi**

Table des matières ..... **vii**

Liste des annexes ..... **x**

Liste des figures ..... **xi**

Liste des tableaux ..... **xiv**

Introduction **1**

Chapitre 1 - Procédés de fabrication des composites, simulation et optimisation du procédé RTM **6**

1.1 Procédés de mise en forme *6*

1.2 Modélisation du procédé RTM *9*

1.3 Formation de vides *10*

1.4 Nombre capillaire *12*

1.5 Modélisation et optimisation numériques *14*

1.5.1 Importance de la simulation 14

1.5.2 Optimisation de la fabrication 18

Chapitre 2 - Revue bibliographique sur la saturation **20**

2.1 Modèles monophasés *20*

2.1.1 Études sans prise en compte du mouvement des vides 22
2.1.2 Études prenant en compte le mouvement et/ou la dissolution des vides 25

2.2 Modèles biphasés 26

2.3 Méthodes de mesure de la saturation 30

Chapitre 3 - Validation de l'optimisation du procédé RTM par simulation numérique 37

3.1 Étude de l'optimisation numérique 37
3.1.1 Pièce 37
3.1.2 Maillage 38
3.1.3 Solution analytique 39
3.1.4 Solution numérique 42

3.2 Conclusion 50

Chapitre 4 - Optimisation de la fabrication d'une pièce aéronautique complexe par le procédé RTM 51

4.1 Présentation de la pièce et caractéristiques 51
4.1.1 Contexte et objectif de l'optimisation 53
4.1.2 Support et données de l'étude 53

4.2 Conclusion 60

Chapitre 5 - Conception d'un moule par simulation pour une application automobile. 61

5.1 Pièce originale 61

5.2 Pièce extraite 62

5.3 Maillage de la pièce de démonstration 64
5.3.1 Maillage pour les simulations de remplissage 64
5.3.2 Raffinement du maillage sur le contour de la pièce 65

5.4 Matériaux 66

5.5 Analyse de remplissage isotherme 67

5.5.1 Perméabilité par zones 67
5.5.2 Cahier des charges de l'injection 68
5.5.3 Injection périphérique 68
5.5.4 Effets de bords 68
5.5.5 Simulations de l'injection 69
5.5.6 Analyse des résultats numériques 77
5.5.7 Injection flexible 83

5.6 Conclusion 86

Chapitre 6 - Visualisation et prédiction de la saturation progressive d'un renfort fibreux 88

6.1 Visualisation de la saturation lors de l'injection d'une pièce composite. 88
6.1.1 Montage expérimental 88
6.1.2 Déroulement des expériences 94
6.1.3 Résultats et interprétation 95

6.2 Modélisation 97

6.3 Conclusion 99

Conclusion 100

Références 102

Annexes 106

Liste des annexes

Annexe A : Note de calcul pour l'intégration par morceaux dans le cas d'une injection à débit constant (Chapitre 3) 106

Annexe B : Note de calcul pour l'intégration par morceaux dans le cas d'injection à vitesse de front constante (Chapitre 3) 109

Liste des figures

Figure 0-1 Différentes échelles présentes dans un renfort fibreux. 2
Figure 1-1 Les différents procédés de fabrication des composites à matrice polymère... 6
Figure 1-2 Étapes du procédé RTM. 8
Figure 1-3 Formation des vides : (a) macrovides dus aux forces capillaires (vitesse d'imprégnation lente); (b) microvides dus aux forces visqueuses (vitesse d'imprégnation élevée) (tiré de [6]). 12
Figure 1-4 Taux de vides en fonction du nombre capillaire modifié (tiré de [11]). 14
Figure 1-5 Schéma d'un remplissage par éléments finis non conformes. 17
Figure 1-6 Progression de l'algorithme de remplissage FE/CV. 18
Figure 2-1 Modification du maillage pour modéliser un écoulement en milieu poreux à double échelle (cf Simacek et al. [30]). 24
Figure 2-2 Modèle avec pores uniformes et indépendants dans un renfort 33
Figure 3-2 Maillage de la pièce. 38
Figure 3-1 Géométrie de la pièce. 38
Figure 3-3 Profil de la pression au port d'injection en fonction de la position du front de résine obtenue par résolution analytique pour un débit d'injection constant. 41
Figure 3-4 Profil de la pression au port d'injection en fonction de la position du front de résine obtenue par résolution analytique pour une vitesse de front de résine constante. 42
Figure 3-5 Vitesse d'entrée imposée en fonction du temps. 43
Figure 3-6 Pression résultante au port d'injection en fonction du temps. 43
Figure 3-7 Profil de pression d'entrée linéarisé en fonction du temps. 44
Figure 3-8 Comparaison des vitesses d'injection entre les commandes en pression et en débit. 45

Figure 3-9 Pression au port d'injection en fonction du temps. 46
Figure 3-10 Comparaison entre la solution analytique et la pression calculée par le logiciel PAM-RTM. 47
Figure 3-11 Profil de vitesse d'injection résultant en fonction du temps. 48
Figure 3-12 Profil de pression d'injection pour simulation de bouclage. 49
Figure 3-13 Profil de vitesse d'injection en fonction du temps. 49
Figure 4-1 Structure du stabilisateur aérodynamique de l'hélicoptère. 51
Figure 4-2 Plan détaillé du prototype. 52
Figure 4-3 Vue 3D du prototype. 52
Figure 4-4 Maillage de la géométrie représentative. 54
Figure 4-5 Stratégie d'injection. 55
Figure 4-6 Temps de remplissage du stabilisateur lors d'une injection à débit constant. 56
Figure 4-7 Temps de remplissage du stabilisateur lors d'une injection optimisée. 56
Figure 4-8 Taux de macrovides pour l'injection à débit constant.....57
Figure 4-9 Taux de macrovides pour l'injection à vitesse de front optimisée. 57
Figure 4-10 Taux de microvides pour l'injection à débit constant. 58
Figure 4-11 Taux de microvides pour l'injection à vitesse de front optimisée. 58
Figure 4-12 Profil de pression d'injection pour l'injection à vitesse de front optimisée. 59
Figure 4-13 Profil des vitesses aux 2 ports d'injection pour l'injection à vitesse de front optimisée. 60
Figure 5-1 Vues de la pièce d'origine. 62
Figure 5-2 Simplifications de la pièce originale. 63
Figure 5-3 Vue du maillage. 64
Figure 5-4 Remaillage du périmètre de la pièce pour représenter le canal d'écoulement préférentiel le long des bords de la pièce. 65

Figure 5-5 Évolution de la viscosité en fonction de la température de la résine polyester de AOC (tiré de [51]). 66
Figure 5-6 Perméabilité d'un canal ouvert (tiré de [51]). 69
Figure 5-7 Configuration de l'injection périphérique. 70
Figure 5-8 Remplissage lors de l'injection périphérique (t_{final} = 942 s).....71
Figure 5-9 Configuration de l'injection ligne (configuration 1).....72
Figure 5-10 Remplissage lors de l'injection ligne, configuration 1 (t_{final} = 940 s). 73
Figure 5-11 Configuration de l'injection ligne (configuration 2). 74
Figure 5-12 Remplissage lors de l'injection ligne, configuration 2 (t_{final} = 864 s). 75
Figure 5-13 Injection centrale. 76
Figure 5-14 Remplissage lors de l'injection centrale (t_{final} = 1032 s). 77
Figure 5-15 Configuration utilisée pour la conception. 81
Figure 5-16 Remplissage lors de l'injection ligne, troisième configuration (t_{final} =866 s). 82
Figure 5-17 Remplissage RTM en injection flexible (étape d'injection de la résine).....84
Figure 5-18 Position du front de résine à la fin de l'injection de la résine en injection flexible (45 s). 85
Figure 5-19 Remplissage de la pièce originale en RTM (t_{final} = 533 s).....86
Figure 6-1 - Schéma de principe du montage expérimental. 90
Figure 6-2 Superposition des transmitances des filtres en fonction de la longueur d'onde. 91
Figure 6-3 Modèle donnant l'intensité saturée. 93
Figure 6-4 Modèle donnant l'intensité sèche. 93
Figure 6-5 Étapes de l'injection RTM (photos post-traitées). 94
Figure 6-6 Emplacements des VERs suivis pour la représentation de la saturation 95
Figure 6-7 Évolution de la saturation relative en fonction du temps d'injection.....96

Liste des tableaux

Tableau 2-1 Comparaison des méthodes de mesure de la saturation 36
Tableau 3-1 Données du renfort 39
Tableau 3-2 Caractéristiques de la simulation 46
Tableau 4-1 Caractéristiques des matériaux 54
Tableau 4-2 Données d'entrée pour le module d'optimisation.....54
Tableau 5-1 Paramètres de l'injection 78
Tableau 5-2 Comparaison des temps de remplissage 79
Tableau 5-3 Résultats pour la configuration de conception.....83
Tableau 5-4 Caractéristiques de la pièce finale 83
Tableau 5-5 Paramètres pour l'injection flexible (étape d'injection de la résine) 84
Tableau 6-1 Réglages de l'appareil photo.....92

Introduction

L'utilisation des matériaux composites est de plus en plus fréquente dans de nombreux secteurs industriels tels que l'aéronautique, l'automobile, la médecine ou encore les travaux publics. Ce succès est lié à des raisons technologiques, économiques et environnementales. Un matériau composite est le résultat de la combinaison d'au moins deux matériaux non miscibles, afin de profiter des avantages de leurs caractéristiques respectives. Dans la catégorie qui nous intéresse, ces deux matériaux sont un renfort fibreux et une matrice polymère.

Renforts

Un renfort présente des arrangements particuliers selon l'échelle d'observation. Si on l'examine d'abord à une échelle microscopique, on observe des fibres d'un diamètre de l'ordre de 10 µm constituées de verre, de carbone ou d'aramide. En passant à l'échelle mésoscopique (ordre de grandeur de 1 mm), les fibres sont groupées par paquets de 1 000 à 10 000 pour former des torons ou mèches. Ce sont ces torons qui sont ensuite utilisés pour tisser les renforts. Ces différentes échelles sont illustrées à la Figure 0-1. Il existe quatre grandes familles de renforts :

- les renforts à fibres unidirectionnelles,
- les renforts à fibres bidirectionnelles (tissus),
- les mats (fibres orientées aléatoirement) à fibres courtes,
- les mats à fibres longues.

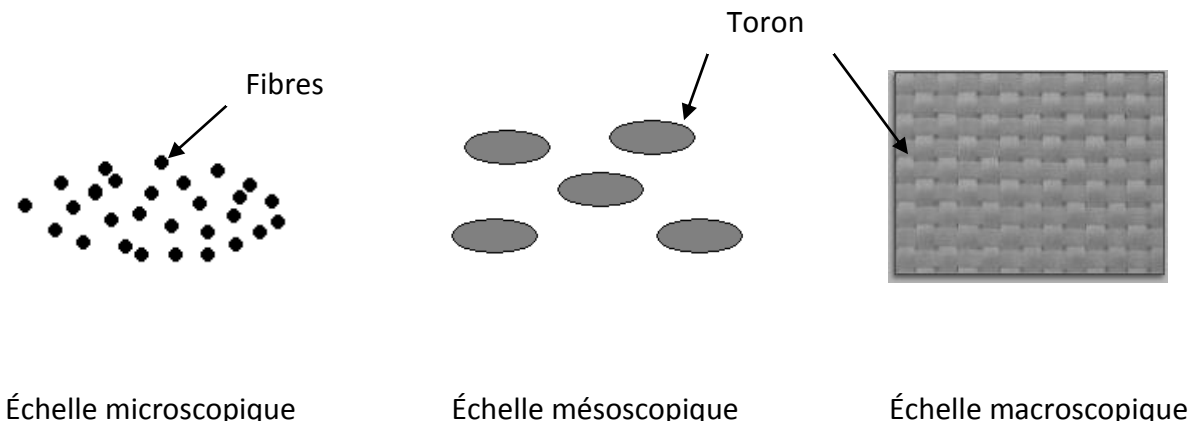


Figure 0-1 Différentes échelles présentes dans un renfort fibreux.

Les renforts sont considérés comme des milieux poreux. Les espaces interstitiels entre les fibres (aussi nommés « pores ») permettent l'écoulement d'un fluide à travers le renfort [1]. Les principales propriétés d'un renfort sont sa porosité, sa perméabilité et sa densité surfacique. La porosité ϕ correspond au rapport entre le volume total des vides connectés entre eux et le volume total du matériau poreux. La porosité est sans unité et sa valeur est comprise entre 0 et 1. Le taux de fibres est directement relié à la définition de la porosité et s'exprime comme suit : $v_f = 1 - \phi$. Il représente le rapport entre le volume total de la phase solide (les fibres dans le cas d'un renfort) et le volume du matériau poreux.

La perméabilité K caractérise la capacité du renfort à être traversé par un écoulement fluide [2]. L'unité utilisée est le m^2. C'est un paramètre critique dans les procédés d'injection sur renforts, car la perméabilité et la viscosité gouvernent le temps de remplissage des moules. Les renforts sont présentés sous la forme de bandes en rouleaux, si bien que l'épaisseur est très inférieure à la longueur et à la largeur. Dans ce contexte, l'utilisation de la densité volumique n'est pas le paramètre le plus

représentatif de la géométrie du renfort. c'est plutôt la densité surfacique (kg/m^2) qui caractérise un renfort fibreux.

Résines

Le rôle de la résine est d'assurer une cohésion entre les fibres afin de transmettre les efforts mécaniques au renfort. La matrice permet également de protéger les fibres du renfort contre le milieu ambiant. Il existe différents types de résines communément utilisées dans la fabrication des composites :

- les résines époxy, qui possèdent d'excellentes propriétés mécaniques et peu de retrait après polymérisation ;
- les résines polyester, moins coûteuses, qui présentent des propriétés mécaniques inférieures et un retrait plus important.

Une résine polymère est caractérisée par sa cinétique de réaction et sa viscosité.

- La <u>cinétique de réaction</u> décrit la vitesse de réticulation de la résine polymère. L'avancement de la polymérisation α est également appelé degré de cuisson et prend une valeur comprise entre 0 et 1, sans unité, qui passe de 0 au début de la réaction chimique à 1 lorsque la résine est complètement polymérisée. Dans le cas classique, la réaction est amorcée par la température, et est accompagnée par un pic exothermique.
- La <u>viscosité</u> caractérise la capacité de la résine à créer un écoulement sous l'effet d'un gradient de pression. On prend généralement en compte la viscosité dynamique μ qui est exprimée en Pascal.secondes (Pa.s). Lorsque la valeur de la viscosité augmente, les frottements entre les particules sont plus importants, si bien que le mouvement de la résine est plus difficile. Elle est influencée par la température ainsi que par le degré de cuisson α .

Problématiques et objectifs

Les procédés de fabrication par injection de la résine à travers un renfort fibreux contenu dans un moule fermé se prêtent de plus en plus à l'automatisation. Avec l'augmentation du nombre de pièces fabriquées, de nouveaux problèmes apparaissent. La qualité des pièces devient un élément de plus en plus important pour les composites à haute performance. Un des critères de la qualité des composites est le taux de vide. La minimisation des porosités résiduelles contenues dans les pièces permet de préserver la performance théorique du composite. Un large champ d'études s'ouvre donc sur l'optimisation de la fabrication, une partie de ces questions concernant la saturation du renfort poreux par la résine liquide lors de la fabrication du composite par injection.

L'objectif central de ce mémoire consiste à étudier les problèmes de la saturation des composites fabriqués par injection. On s'attachera d'abord à l'optimisation numérique de la vitesse de front de résine en proposant une validation du nouveau module de calcul du logiciel PAM-RTM. Sur le plan expérimental, un montage expérimental destiné à caractériser la saturation sera développé. Son objectif ultime est la validation d'un modèle de prévision de la saturation dont les prémices seront détaillées.

Le mémoire est composé de six parties. Le premier chapitre décrit le procédé RTM ou de fabrication d'un composite par injection dans un moule fermé. La mise en équation des phénomènes régissant ce procédé est détaillée, puis une synthèse des méthodes numériques permettant de simuler et d'optimiser le procédé est présentée.

Le second chapitre résume les points essentiels d'une revue bibliographique sur la saturation dans les procédés d'injections sur renforts fibreux. Tout d'abord, la notion de saturation est définie, puis on distingue dans les modèles monophasés ceux qui ne tiennent pas compte du déplacement des porosités de ceux qui les modélisent et prennent en compte leur possible dissolution. La partie suivante est consacrée aux

modèles biphasés (résine et gaz). Finalement, une dernière méthode fondée sur le taux de vide résiduel est examinée plus en détail, car le modèle développé dans le sixième chapitre lui empreinte des éléments fondamentaux.

Le troisième chapitre porte sur la validation d'un module d'optimisation du procédé RTM en simulation numérique. En prenant une pièce simple, les solutions analytiques sont comparées aux prédictions numériques.

Cela permet, dans le quatrième chapitre, d'appliquer le module d'optimisation à une pièce aéronautique de géométrie plus complexe. La conclusion de ce travail fait apparaître les limites de la simulation numérique pour ce type d'application.

Le cinquième chapitre étudie la fabrication d'une pièce par injection flexible. Ce travail permet d'obtenir une estimation comparative du temps de remplissage pour ce nouveau procédé par rapport au procédé RTM.

Enfin, le dernier chapitre porte sur la mesure de la saturation au cours d'une injection. Un montage ainsi qu'une procédure sont mis en place afin d'observer l'évolution de la saturation lors de l'injection d'une plaque rectangulaire. Ce chapitre propose également une ébauche de modélisation analytique visant à suivre le champ de saturation au cours d'une telle injection.

Chapitre 1 - Procédés de fabrication des composites, simulation et optimisation du procédé RTM

Afin de cerner efficacement le domaine où prend place l'ensemble de cette étude, un survol des connaissances de base liées aux matériaux composites est réalisé. Cette introduction comprend la définition générale et les constituants principaux des matériaux composites. Après une carte des différents moyens de mise en forme, ce chapitre présente les lignes directrices suivies par les outils de simulation d'assistance à la conception.

1.1 Procédés de mise en forme

La fabrication des composites peut être effectuée par plusieurs procédés. Une méthode de classement classique prend en compte les types de matériaux mis en œuvre : résines thermodurcissables ou thermoplastiques, fibres courtes ou longues pour les renforts. Ce type d'organisation peut être illustré sur la figure suivante :

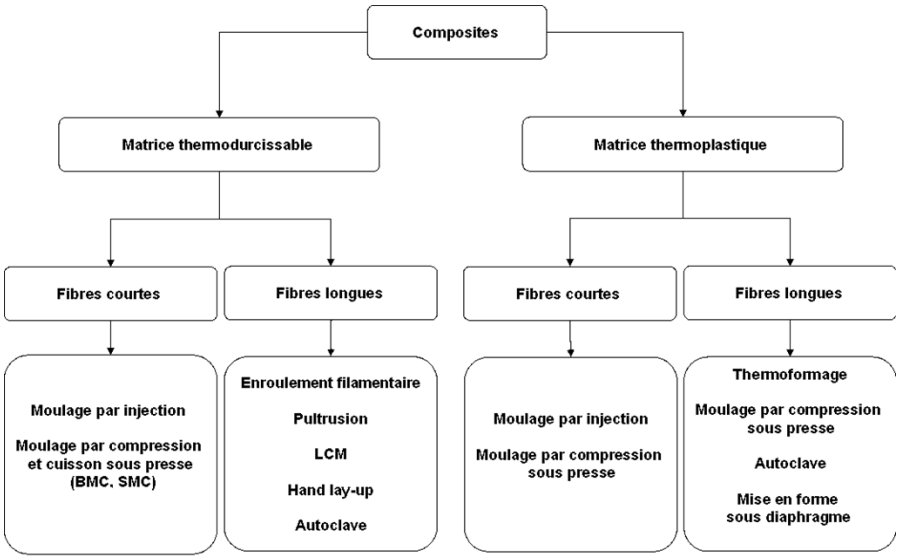


Figure 1-1 Les différents procédés de fabrication des composites à matrice polymère.

Cinq procédés de mise en forme sont utilisés pour fabriquer des composites à matrice thermodurcissable et à fibres longues : la mise en forme avec autoclave, la pultrusion, l'enroulement filamentaire, la fabrication ou « *hand lay-up* » et les procédés d'injection sur renforts ou « *Liquid Composite Moulding* » (LCM). Ce sont des critères de coût et de volume de production ainsi que des considérations sur la complexité géométrique de la pièce qui sont pris en compte pour effectuer le choix du mode de fabrication. L'industrie aéronautique privilégie surtout la fabrication en autoclave qui consiste à placer le composite dans une enceinte chauffée et pressurisée afin de produire des pièces aux propriétés mécaniques élevées. De leur côté, les fabricants d'automobiles ont plutôt recours à des injections en moule fermé, ce qui favorise de meilleures cadences de production, mais l'emploi des composites dans ce secteur reste limité à de petits volumes en raison des difficultés et des coûts reliés à l'automatisation de la production des procédés.

Le procédé RTM est une méthode de mise en forme qui permet de fabriquer des pièces de forme complexe. La préforme en fibres de verre ou de carbone est placée dans le moule fermé, puis la résine est injectée sous une pression modérée (de l'ordre de 2 à 6 bars). La viscosité de la résine (thermodurcissable ou thermoplastique) doit rester faible pour que le polymère à l'état liquide imprègne correctement la préforme. La pièce polymérise dans le moule puis est démoulée. Il est également possible d'ajouter un système de chauffage afin de faciliter les phases d'injection et de cuisson. Les différentes étapes de fabrication sont visibles sur la Figure 1-2.

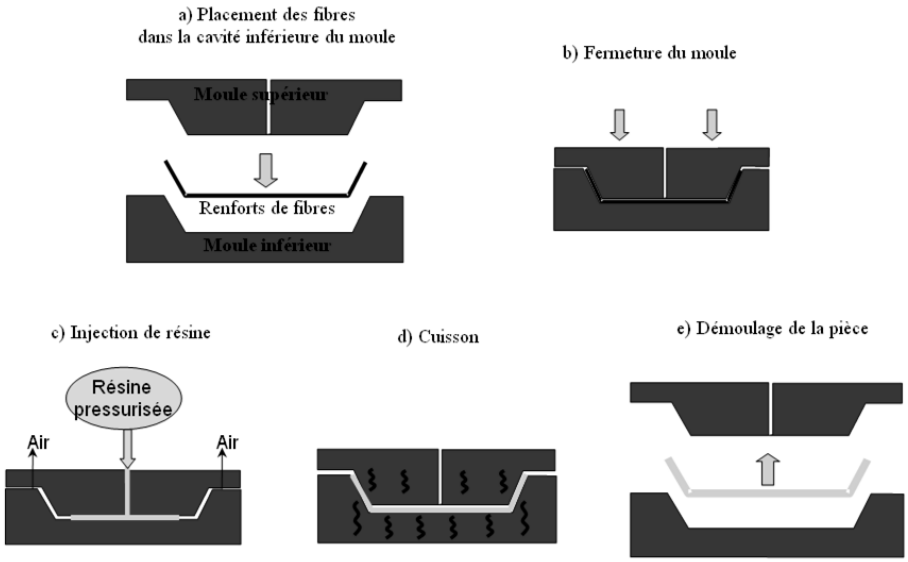


Figure 1-2 Étapes du procédé RTM.

Le procédé RTM attire depuis une dizaine d'années l'attention des industries automobile et aérospatiale. Le développement de cette nouvelle approche s'est accéléré dans les dernières années grâce à un effort de recherche important tant sur le plan académique que technologique. Il présente des avantages certains tels qu'une aptitude accrue à l'automatisation des cycles. C'est également un procédé permettant la réalisation de pièces de géométrie complexe grâce aux inserts et autres parties mobiles qui peuvent être incorporés aux moules. L'utilisation de moules rigides donne également une bonne reproductibilité en comparaison avec les autres procédés de mise en forme et le travail en moule fermé réduit de façon significative les émissions de gaz (VOCs). Enfin, la qualité du fini de surface est meilleure qu'avec les autres procédés. L'optimisation de la conception du moule a une influence importante sur la qualité de la pièce finale. L'imprégnation est difficile à assurer sur l'ensemble de la préforme lors de l'injection. Finalement, le contrôle thermique du cycle de fabrication apporte aussi une part d'incertitude en raison de sa complexité.

1.2 Modélisation du procédé RTM

Il est d'usage d'utiliser un modèle de calcul d'écoulement dans un milieu poreux non déformable pour simuler le procédé RTM. Ce modèle est développé de façon exhaustive en mécanique des sols et en hydrologie. Le fondement de ces travaux est la loi de Darcy, qui stipule que le débit volumique d'un liquide en écoulement dans un milieu poreux est proportionnel au gradient de pression appliqué. Cette loi s'écrit sous la forme :

$$\overrightarrow{v_D} = -\frac{K}{\mu}\nabla\vec{P}$$

où $\overrightarrow{v_D}$ est le débit volumique du liquide (m^3/s), K est la perméabilité du milieu poreux (m^2), μ la viscosité dynamique de la résine (Pa.s) et ∇P le gradient de pression (Pa/m). L'injection dans le RTM se fait à des pressions comprises entre 2 et 6 bar, ce qui permet de négliger l'action de la gravité. La vitesse de Darcy ou vitesse d'imprégnation correspond à la vitesse à laquelle le fluide imprègne le milieu poreux. On peut aussi introduire la vitesse de front qui fait intervenir la porosité du milieu, on l'appelle aussi vitesse interstitielle :

$$v = \frac{v_D}{\phi}$$

À l'injection, l'écoulement de résine doit vérifier la loi de conservation de la masse de résine ou équation de continuité :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \nabla\left(\rho\overrightarrow{v_D}\right) = 0$$

En considérant le fluide comme incompressible, on arrive à l'équation de continuité suivante :

$$\vec{\nabla} \bullet \overrightarrow{v_D} = 0$$

En combinant la définition de la vitesse de Darcy et l'équation de continuité, on obtient :

$$\begin{cases} \nabla^2 P = 0 \\ \overrightarrow{v_D} = -\dfrac{K}{\phi.\mu} \nabla \vec{P} \end{cases}$$

Il faut associer à cela les conditions aux limites suivantes :

- un flux de résine nul sur les directions normales à la paroi de la cavité,
- des conditions limites d'injection (en pression ou en débit) imposées sur la frontière du moule,
- des conditions limites en pression sur le front de résine progressant dans la cavité.

Ces hypothèses et le système d'équations sont suffisants pour résoudre un problème d'injection isotherme. Néanmoins, ce résultat est valide uniquement si l'on pose l'hypothèse que la région mouillée derrière le front est saturée, l'écoulement en arrière est alors traité comme complètement saturé. La saturation sera étudiée dans le chapitre 6. De plus, cette modélisation ne tient pas compte du volet thermique, par exemple l'influence sur la viscosité de la température et de la cuisson de la résine.

1.3 Formation de vides

La fabrication d'une pièce composite par le procédé RTM peut être résumée à l'injection d'une résine sous pression dans un moule contenant une préforme fibreuse. Dans la revue bibliographique de Pillai [3], on a constaté que la saturation du renfort augmente de façon progressive avec l'avancée du front de résine. Dans le cas où la saturation n'est pas totale, on relève alors la présence de défauts, appelés vides. Ce sont généralement des bulles d'air piégées dans la résine qui se regroupent sous forme de poches d'air permanentes et, dans une moindre mesure, les gaz dissous dans la résine. Les études de Patel et al. [4] et Chen et al. [5] montrent que ces vides peuvent

être de taille microscopique et prendre place dans les torons, ou bien être de taille macroscopique et se trouver alors entre les torons. Le pourcentage de ces vides ainsi que leur répartition peuvent être reliés à plusieurs paramètres intrinsèques des matériaux et de l'injection : la viscosité de la résine, la pression capillaire de la résine, la porosité du renfort et la vitesse locale du front de résine. Les études expérimentales montrent que la vitesse du front de résine est un facteur essentiel du mécanisme d'imprégnation du renfort. Ainsi lorsque la vitesse de front de résine est faible, les forces capillaires sont prédominantes par rapport aux forces visqueuses. Ceci conduit à une progression préférentielle de la résine à l'intérieur des mèches du renfort et donc à la création de macrovides entre ces mèches. Dans le cas inverse, pour une vitesse de front élevée, les forces capillaires sont négligeables par rapport aux forces visqueuses. La résine enveloppe alors les mèches sans avoir le temps de les imprégner, conduisant à la formation de microvides entre les fibres à l'intérieur des torons. Ces phénomènes sont illustrés à la Figure 1-3.

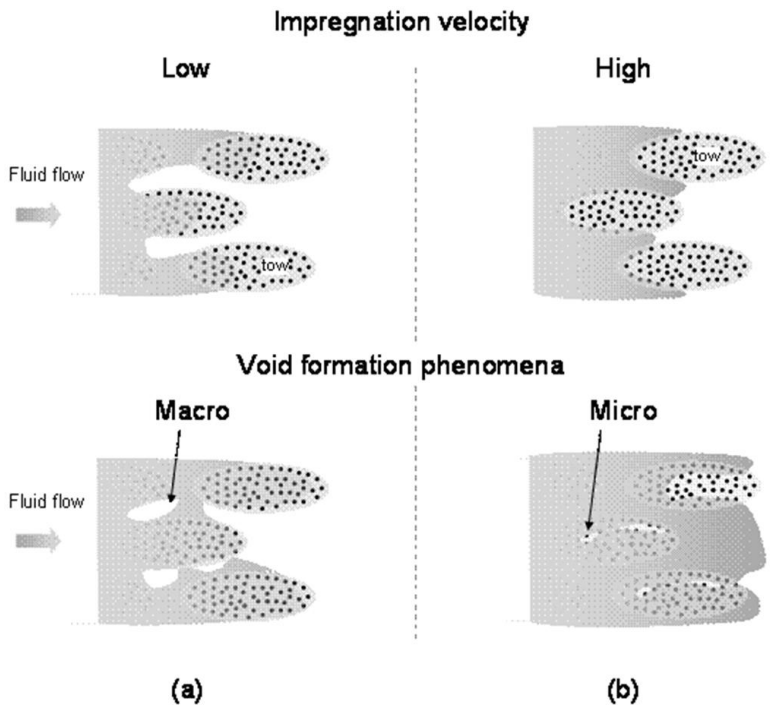


Figure 1-3 Formation des vides : (a) macrovides dus aux forces capillaires (vitesse d'imprégnation lente); (b) microvides dus aux forces visqueuses (vitesse d'imprégnation élevée) (tiré de [6]).

1.4 Nombre capillaire

Les différents paramètres qui ont une influence sur la formation et la taille des vides peuvent être combinés dans un nombre adimensionnel : le nombre capillaire modifié, qui est défini à partir du rapport entre les forces visqueuses et les forces capillaires au niveau de la progression du fluide. La distribution des vides peut être exprimée en fonction de cet unique paramètre [4] :

$$Ca^* = \frac{v\mu}{\gamma \cos\theta}$$

où v est la vitesse du front de résine ($v = \frac{v^D}{\phi}$ où v^D est la vitesse de Darcy et ϕ la porosité), μ la viscosité de la résine, γ la tension de surface entre la résine et l'air et θ

l'angle de contact entre la fibre et la résine. Des remarques concernant cette notation sont formulées par Dullien [7], car elle ne correspond pas exactement à la description qui en est faite. Le nombre capillaire modifié ne correspond pas exactement au rapport des forces visqueuses et capillaires, il manque les caractéristiques géométriques des canaux capillaires comme la longueur ou la surface de la section droite qui apparaissent lors de l'établissement du bilan des forces. Verrey et al. [8] observent le comportement dynamique de l'angle de contact entre la résine et les fibres, qui présente une forte corrélation avec le nombre capillaire.

De nombreux auteurs [9, 10] ont observé expérimentalement une corrélation logarithmique entre la distribution des vides et le nombre capillaire. Leclerc et al. [11] exposent un modèle de ce type. La construction de cette corrélation demande la fabrication de plusieurs pièces pour des vitesses de front différentes suivies de mesures du taux de vides. Tel qu'illustré à la Figure 1-4, le tracé de ces différents relevés met en évidence ce comportement. Dans un premier temps, le taux de vides diminue alors que le nombre capillaire augmente, puis passé un nombre capillaire donné, le taux de vide recommence à augmenter. La courbe décroissante à gauche correspond à des vitesses de front faibles (nombre capillaire faible), donc à la formation de macrovides. Au contraire, la partie croissante à droite correspond à des vitesses de front croissantes (nombre capillaire important) et donc au développement de microvides. Dans la zone d'intersection de ces deux tendances se trouve une plage de valeurs des vitesses de front qui permettent en théorie de minimiser les vides lors de la fabrication.

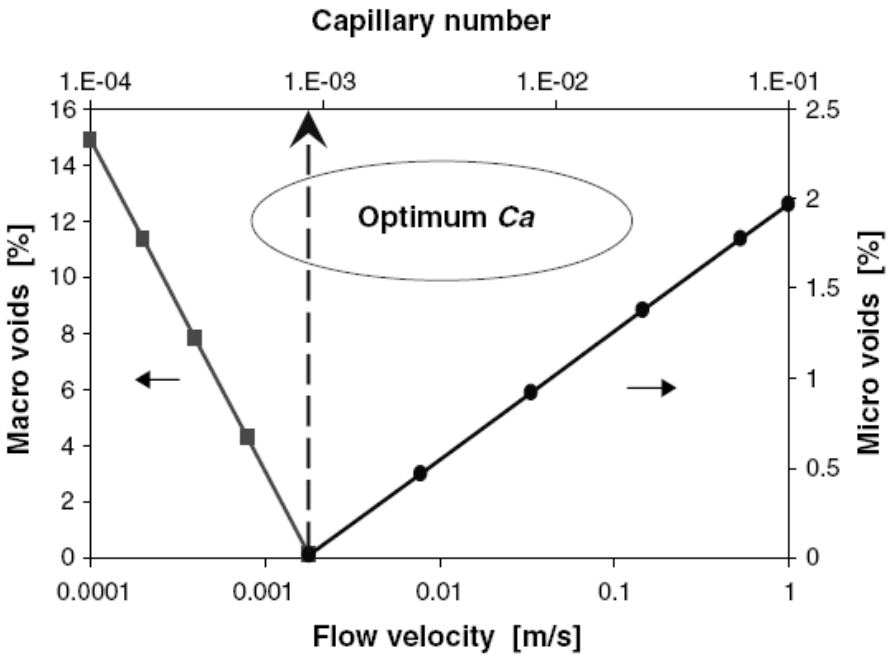


Figure 1-4 Taux de vides en fonction du nombre capillaire modifié (tiré de [11]).

1.5 Modélisation et optimisation numériques

1.5.1 Importance de la simulation

L'outil de simulation numérique permet d'améliorer des pièces fabriquées par injection en optimisant la mise en œuvre ou un meilleur positionnement des ports d'injection et des évents dans le moule. L'avantage principal de la simulation réside dans la possibilité de modifier les conditions d'injection sans engager de coût de fabrication. La simulation permet donc une réduction des coûts d'outillage et du temps de mise au point des moules.

Dans ce cadre de conception du moule, les points critiques sont les positions des points d'injection et des évents afin d'assurer une imprégnation totale du renfort. Étant donné la nature même du procédé, il est difficile de chercher la position optimale des ports d'injection sans modifier le moule. La simulation du remplissage de la cavité du moule permet de trouver cette stratégie d'injection optimale. Couplée à un outil de

CAO (Conception Assistée par Ordinateur), la simulation améliore de façon notoire l'efficacité de la conception. Parmi les outils de simulation du remplissage d'un moule RTM disponibles sur le marché, on trouve entre autres PAM-RTM [12] et LIMS [13]. De nouveaux outils (PAM-QUIKFORM [14]) destinés à modéliser la mise en forme des préformes fibreuses calculent l'orientation et la déformation des fibres lors de la mise en forme du renfort sec. La perméabilité du renfort préformé peut donc être définie de manière plus précise et la prédiction des simulations de remplissage est alors améliorée.

Le procédé RTM dispose de plus d'une décennie d'expérience au niveau de la simulation. Les axes de recherche courants portent sur la modélisation numérique des variantes du procédé RTM [15] et les méthodes d'optimisation globales (algorithmes génétiques [16]). La simulation d'une injection est une tâche complexe, car plusieurs phénomènes sont couplés. Différentes études ont été menées au cours des quinze dernières années sur l'étape de remplissage. Parmi les premières solutions apportées, on trouve la méthode dite des éléments frontières (« *Boundary Element Method* ») [17]. Toutefois, cette approche, en plus d'être complexe à mettre en œuvre dans le cas d'un problème aux limites à frontière mobile, ne permet pas de respecter précisément la conservation de la masse [18]. Une voie différente a été explorée par Martinez et al. [19] avec pour objectif de s'affranchir du maillage (méthode sans maillage). Dans ce cas, c'est le temps de calcul qui devient un facteur limitant. Dans un autre ordre d'idée, Mohan et al. [20] proposent une formulation implicite par éléments finis qui se démarque d'une formulation explicite sur le pas temporel, par exemple, la vitesse du front de résine à t est celle calculée pour t+1. Chaque nœud du maillage se voit attribuer une pression P et un facteur local de remplissage de résine f_e, variant de 0 à 1. Le champ de pression est d'abord calculé dans le domaine imprégné à chaque incrément de temps Δt. Ensuite, c'est le facteur de remplissage de chaque nœud qui est résolu itérativement en respectant la conservation de la masse. Lorsque le facteur

de convergence atteint le niveau souhaité, la mise à jour du front de résine est effectuée et l'algorithme entame le pas de calcul suivant. L'avantage de cette méthode réside dans un respect de la conservation de la masse. Le pas de temps peut également être choisi indépendamment du maillage. En revanche, seules des géométries simples peuvent être traitées par ce type d'algorithme [21]. La simulation du remplissage par une formulation combinée Éléments Finis/Volumes Finis sur un maillage fixe se révèle plus efficace [22, 23]. Le champ de pression est résolu à partir de la technique des éléments finis sur le milieu imprégné pour chaque itération. Les éléments conformes associent les fonctions de formes avec les nœuds (fonctions géométriques) alors que les éléments non conformes les associent avec les contours de l'élément. Les travaux de Trochu et al. [23] ont montré que les éléments finis non conformes présentaient l'avantage important de conserver exactement le débit de résine à travers les interfaces entre les éléments du maillage.

Pour le calcul de l'avancement du front de résine, le maillage est découpé en volumes élémentaires qui seront remplis de résine progressivement. Chaque volume élémentaire est caractérisé par un paramètre de remplissage f_e compris entre 0 et 1. Quand $f_e = 1$, le volume élémentaire est saturé de résine. Si $0 \leq f_e < 1$, le volume élémentaire est partiellement saturé. La Figure 1-5 présente une évolution simple de l'avancement du front en appliquant la méthode précédente. Si chaque élément a un volume de 1 cm^3 et que l'injection se fait sur le côté de l'élément 1 à un débit de 1 cm^3 par seconde, le domaine défini par les 8 éléments est rempli en 8 secondes.

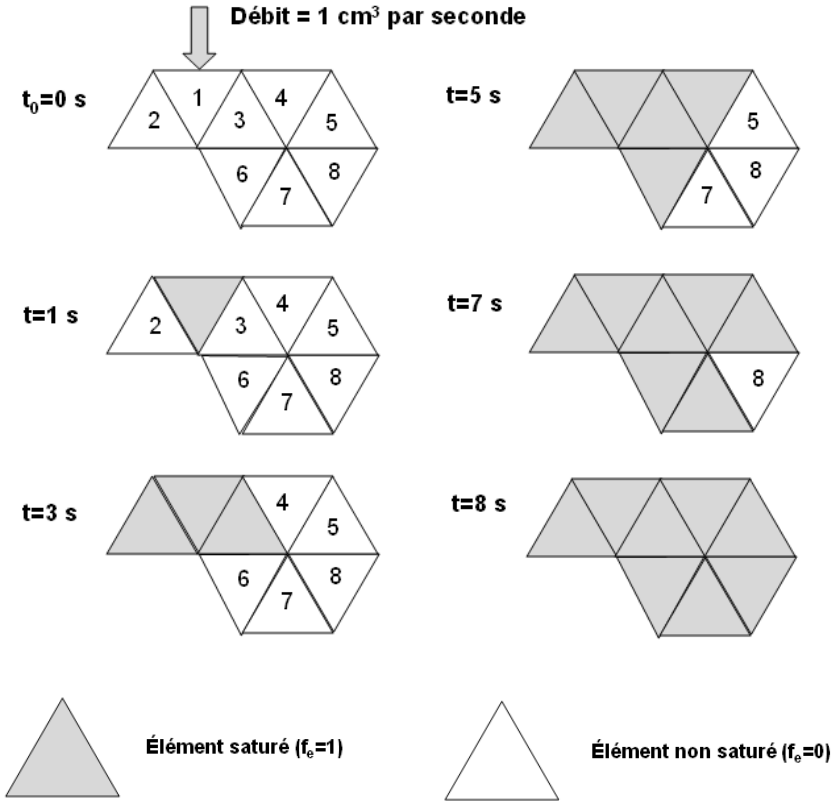


Figure 1-5 Schéma d'un remplissage par éléments finis non conformes.

La formulation par éléments finis non conformes de Trochu et al.[23] fait intervenir l'algorithme itératif de remplissage isotherme suivant (cf. Figure 1-6):

- Trouver un domaine initial D_0 occupé par la résine pour initialiser l'algorithme.
- Pour chaque domaine de fluide D_k résoudre par éléments finis le champ de pression.
- Calculer le champ de vitesse dans D_k et notamment la vitesse v_k sur le front de résine S_k du domaine D_k .
- Calculer la masse de fluide traversant chaque élément de surface *ΔA* de S_k durant un pas de temps Δt .

– Trouver le nouveau domaine saturé D_{k+1} à partir de volumes de fluide locaux transférés à travers S_k .
– Identifier les frontières du domaine D_{k+1} avec le moule et la nouvelle position du front S_{k+1} .
– Revenir à l'étape 1 et répéter l'algorithme jusqu'à remplissage de la cavité du moule.

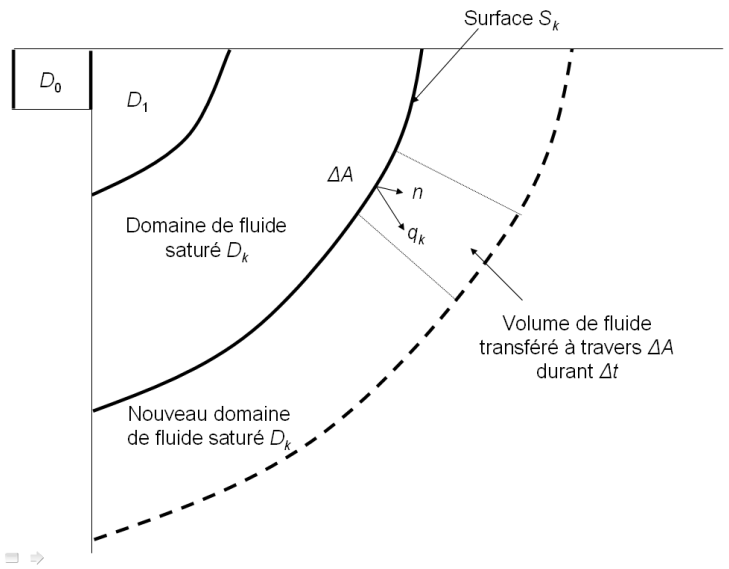


Figure 1-6 Progression de l'algorithme de remplissage FE/CV.

Cette formulation est purement explicite. Ceci limite la valeur du pas de temps, qui doit être choisi en fonction de la vitesse d'avancement du front de résine pour assurer la convergence. En revanche, cette approche permet de simuler le remplissage de pièces de géométrie complexe.

1.5.2 Optimisation de la fabrication

La méthode d'optimisation au moyen de la simulation numérique répond au besoin des applications, soit la recherche grâce à l'outil informatique de la stratégie idéale d'injection sans avoir à passer par la méthode d'essais et d'erreurs et de modifier des

outillages coûteux. Dans cette optique, plusieurs codes de calcul ou des modules spécialisés intégrés à des logiciels existants sont proposés. C’est le cas du logiciel PAM-RTM qui propose un module d’optimisation du débit, développé par l’équipe du CCHP [6]. Ce module utilise le nombre capillaire afin de déterminer la vitesse optimale de remplissage, c'est-à-dire minimisant la quantité de vides. Cette vitesse est déduite d’une valeur du nombre capillaire définie au préalable ainsi qu’à partir des caractéristiques de la résine (tension de surface à l’interface liquide/gaz, viscosité et angle de contact entre la résine et la fibre). La prédiction de la valeur de ce paramètre demande donc une connaissance solide du comportement du couple résine/renfort. Le port d’injection est contrôlé en débit afin que la vitesse moyenne du front de résine soit égale à la vitesse optimale. Pour des pièces complexes, la forme de front est rarement homogène, si bien que l’approche proposée dans PAM-RTM fondée sur la vitesse moyenne peut entrainer des écarts en certains points du front entre la vitesse effective et la vitesse optimale. Il est toutefois possible de vérifier les résultats en établissant une carte des taux de vides obtenus dans la pièce pour la commande optimale en débit.

Chapitre 2 - Revue bibliographique sur la saturation

Au cours de cette revue bibliographique, le phénomène de saturation est examiné, ainsi que sa modélisation. L'objectif de cette modélisation est d'avoir la capacité de prédire l'état de saturation en tout point à un temps quelconque de la fabrication. Après une définition de la saturation, quelques modèles monophasés sont répertoriés suivant qu'ils prennent en compte ou non la mobilité des vides. Ensuite, ce sont les modèles biphasés qui sont exposés. La dernière partie porte sur les méthodes de mesure de la saturation.

La saturation [24] a déjà été définie comme le rapport du volume occupé par la résine sur le volume total de pores.

$$S = \frac{\text{volume de résine}}{\text{volume total de pores}}$$

Il s'agit d'un rapport macroscopique, qui ne donne pas d'information sur la répartition des porosités dans la pièce. Dullien et al.[24] rapportent les deux comportements observés lors du déplacement de la phase non mouillante (l'air dans notre étude) au sein du milieu poreux. Le premier schéma implique un écoulement continu de la phase non mouillante, alors que le second présente la phase non mouillante comme morcelée, c'est-à-dire « piégée » dans le milieu poreux. Lors de l'injection, c'est évidemment le premier schéma qui est recherché.

2.1 Modèles monophasés

Plusieurs auteurs ont recours à une description monophasée de l'écoulement. Il n'y a alors pas de représentation de la formation des vides, qui sont présents dès le début de l'injection. Seul le transport de la résine est modélisé. Le point de départ est généralement l'équation de Darcy et l'équation de continuité :

$$\begin{cases} \nabla \bullet \vec{V} = 0 \\ \vec{V} = -\dfrac{K}{\mu} \nabla \vec{P} \end{cases}$$

où $\vec{V}$ est le vecteur vitesse de Darcy, K le tenseur de perméabilité du renfort, μ et *P* sont respectivement la viscosité et la pression du fluide.

Dans le cas des écoulements non saturés, l'équation de continuité est adaptée aux conditions du problème, c'est-à-dire qu'on obtient :

$$\nabla \bullet \vec{V} = -\phi \frac{\partial S}{\partial t}$$

On introduit ici la saturation *S* définie en début de synthèse. Dans le cas du procédé RTM, la porosité connectée ϕ du renfort est considérée constante, et $\vec{V}$ représente la vitesse de Darcy. En appliquant la loi de Darcy, l'équation précédente se transforme sous la forme suivante :

$$\vec{\nabla} \bullet \left(\frac{K(S)}{\mu} \overrightarrow{\nabla P} \right) = -\phi \frac{\partial S}{\partial t}$$

On introduit ici une perméabilité $K(S)$ qui dépend de la saturation, ou perméabilité insaturée. Parmi les différents modèles décrivant cette perméabilité, Bréard et al.[25] utilisent la formulation suivante :

$$K(S) = k_{rel}(S) K$$
$$k_{rel}(S) = \left[\left(1 - R_S^{1/\beta}\right) S + R_S^{1/\beta} \right]^{\beta}$$

où β est un facteur d'ajustement et R_S le rapport entre les deux notions de perméabilité ($R_S = \dfrac{K_{unsat}}{K_{sat}}$). Une étude plus approfondie sur le rapport R_S a été menée par Dungan et al.[26] après la constatation d'une large dispersion des valeurs dans la littérature. L'influence des paramètres expérimentaux, des matériaux ou encore des techniques de mesure est particulièrement forte dans les conclusions de cette étude.

Les équations présentées ci-dessus permettent de décrire l'écoulement du fluide à travers le renfort. Il faut maintenant étudier la distribution des vides. À ce problème, les auteurs présentent différentes approches :

- simplifier le problème en ne prenant pas en compte la création des vides (air piégé dans l'écoulement), ni leur déplacement *a posteriori* des vides,
- évaluer la pression critique d'écrasement permettant la dissolution et le déplacement des bulles.

2.1.1 Études sans prise en compte du mouvement des vides

Dans cette approche, les vides sont considérés comme présents dès le départ et on introduit uniquement une équation de transport. Cette équation fait intervenir la dispersion hydrodynamique D, héritée de la mécanique des sols. Cela permet de décrire une évolution instable, irréversible, à travers laquelle les vides sont dispersés de façon continue. Bréard et al. [25] propose alors l'équation de transport suivante :

$$\frac{\partial S}{\partial t} + \frac{v}{\phi}\nabla S = D\nabla^2 S - Q_S$$

où $D = \alpha_S v$, le terme α_S caractérisant la dispersivité, Q_S est un terme source, qui est fonction du nombre capillaire. Ils définissent un vide cylindrique piégé dans un arrangement parfait de fibres.

Cette formulation a été utilisée par Garcia et al. [27]. Le terme D peut présenter deux expressions différentes :

$$D = \alpha_m v + \frac{\alpha_M}{v}, \; D = \alpha_m v^2 + \frac{\alpha_M}{v}$$

où α_m (en m) et α_M (en m^3/s^2) sont les dispersivités microscopique et macroscopique. Ces dispersions ne correspondent pas exactement à la définition de l'hydrologie, où la dispersion est proportionnelle à la dispersivité. Il est donc difficile de donner un sens physique à ces expressions.

À travers un cheminement similaire, Davé [28] présente une formulation semblable de l'équation de transport de Bréard, avec l'hypothèse explicite de l'absence de prise en compte des vides créés au fil de l'écoulement. Il s'intéresse également à deux cas limites, à savoir l'infusion libre (écoulement contrôlé par les forces capillaires) et l'infiltration forcée (écoulement contrôlé par les forces visqueuses). L'infusion libre nécessite l'introduction de la pression capillaire P_c afin de décrire la pression de la résine :

$$P = -P_c(S)$$

Le comportement de la pression capillaire, qui dépend du couple résine/renfort, obéit à l'équation suivante :

$$P_c(S) = J(S)\gamma_{LV}\cos\theta\left[\frac{\phi}{K}\right]^{1/2}$$

avec $J(S)$ la fonction de Leverett, γ_{LV} la tension de surface de la résine, θ l'angle de contact entre la fibre et la surface libre de la résine, ϕ la porosité et K la perméabilité du renfort. Une détermination expérimentale de la fonction de Leverett est nécessaire.

Dans le cas inverse où seules les forces visqueuses sont à l'œuvre, l'auteur fait l'hypothèse que l'écoulement de résine est quasi-stationnaire, ce qui le conduit à l'équation d'écoulement suivante (équation dite de Brinkman [29]):

$$\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\mu}{k}v = 0 \text{ (en 1D)}$$

Les pressions d'injection calculées à partir de cette formulation et mesurées s'accordent uniquement au début de l'injection. Cette divergence s'explique par le fait que l'écoulement en RTM est gouverné à la fois par les forces visqueuses et capillaires.

Un autre modèle de saturation intégré avec la simulation a été proposé par Simacek et al. [30]. L'effet de puits n'est pas intégré directement dans les équations, mais ajouté à chaque élément de la discrétisation. Les paramètres de la discrétisation originale

doivent être ajustés tels que le volume ou la porosité. L'option retenue est l'ajout d'éléments 1D (« *runner* »). Cet élément est alors caractérisé par sa section droite, sa perméabilité et son volume de fibres.

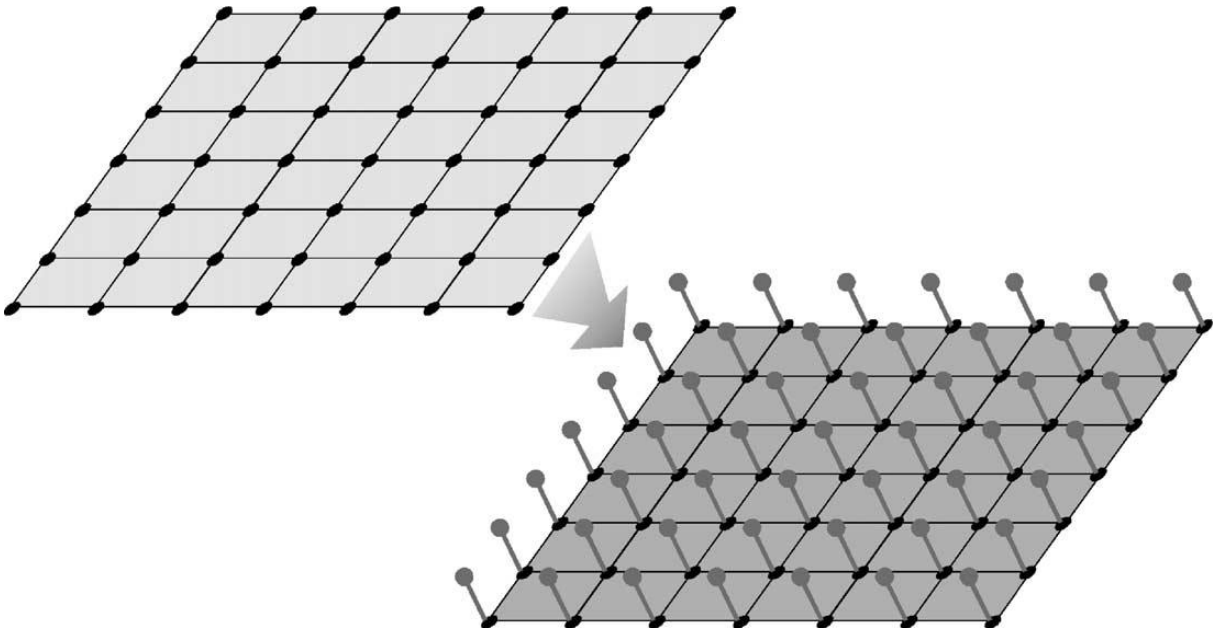


Figure 2-1 Modification du maillage pour modéliser un écoulement en milieu poreux à double échelle (cf Simacek et al. [30]).

Une fois que le nœud du maillage principal est atteint par la résine, l'élément 1D commence à se remplir. La base de l'élément est alors soumise à la pression de résine au nœud où il est fixé. La condition limite à l'autre extrémité est la pression dans le toron, P_{tow} :

$$P_{tow} = P_{vent} - P_{cap}$$

Une fois saturé, l'élément 1D ne draine plus de résine du maillage principal, la partie extrême est un tronçon à la perméabilité très faible, permettant ainsi de conserver la condition limite, mais également de ne pas avoir de fuite de résine. Cette modélisation implique que le maillage est calqué sur le VER (Volume Élémentaire Représentatif) du composite.

2.1.2 Études prenant en compte le mouvement et/ou la dissolution des vides

Selon cette hypothèse, les vides sont dans un état transitoire jusqu'à ce que la résine ait gelé. Ils sont donc susceptibles de changer de forme, de taille et d'emplacement sous l'influence des forces extérieures. Lunstrom [31] remarque ainsi une baisse significative de la quantité de vides si l'écoulement de la résine se poursuit après l'imprégnation complète du renfort. La résine assure alors un transport des vides (advection). Ceci alloue également une plage de temps supplémentaire pour dissoudre l'excès de surfactant sur les fibres par exemple. Déjà appliquée dans l'industrie, cette méthode est connue sous le nom de « *bleeding* ». L'auteur a également observé l'écrasement, puis la diffusion des vides dans la résine. Avant l'étape de diffusion d'un vide dans la résine, sa taille doit passer sous un seuil critique qui le rend mobile au sein du renfort. En faisant l'hypothèse conservatrice que les vides se comportent selon la loi des gaz parfaits, ce volume critique peut être associé à une pression critique. On retrouve également une mention au niveau de la simulation de cette pression de mobilité critique chez Gourichon et al. [32]. Gebart et al. [2] décrivent également une autre pratique industrielle complémentaire à ce qui a été rapporté précédemment. Une fois le moule rempli, l'évent est fermé, mais l'injection de résine continue ce qui conduit à l'augmentation de la pression dans le moule, c'est le « *packing* ». Une fois cette étape achevée, l'évent est ouvert à nouveau pour laisser passer un excédent de résine. Ces méthodes, qui entrainent des pertes de résine et un allongement du temps de cycle, sont donc strictement encadrées dans un environnement industriel.

En s'attachant aux variables physico-chimiques comme la tension de surface, la viscosité ou l'angle de contact contrôlant la mobilité des vides, Chen et al. [33] ont observé qu'au sein d'une résine à faible tension de surface, les vides se déforment plus aisément et sont donc plus facilement évacuables. Cette étude pointe également la viscosité comme étant un paramètre ayant une influence importante sur la mobilité

des vides : une valeur élevée accroit logiquement la pression sur les vides, favorisant ainsi leur mobilité. Néanmoins, un compromis est nécessaire, une viscosité trop élevée limite la pénétration dans le réseau de canaux entre les torons, conduisant à une augmentation ingérable des pressions d'injection.

La taille et la forme des vides ont également été étudiées par Olivero et al. [34]. Les auteurs arrivent à la conclusion que les vides circulaires et de petites tailles ont tendance à se concentrer dans les régions éloignées du point d'injection, en raison de leur degré élevé de mobilité. Lundstrom et al. [35] ont, pour leur part, observé la morphologie des vides dans un composite en fibres de verre unidirectionnelles. Ceci les a conduit à établir une corrélation forte entre la morphologie des vides et le volume des fibres ainsi que l'architecture du renfort. Ces études ont toutes été menées sur une base expérimentale et les phénomènes d'écrasement et de dissolution des vides n'ont pas été modélisés.

2.2 Modèles biphasés

Dans cette section, les auteurs prennent explicitement en compte les deux phases liquide (résine) et gazeuse (air). Chui et al. [36] proposent un modèle pour la formation et la migration des vides macroscopiques dans l'écoulement. Les interactions entre l'air, la résine et les fibres sont modélisées. Le mouvement de l'air dans la préforme est le résultat du déplacement de la résine. Le modèle repose sur plusieurs hypothèses comme l'immiscibilité de l'air et de la résine, la négligence des effets capillaire et de la gravité, ainsi que la constance des variables à travers l'épaisseur. Le modèle d'écoulement biphasé introduit deux variables de saturation pour l'air S_a et la résine S_r, sachant que les deux phases occupent l'ensemble des pores disponibles :

$$\varphi = 1 - \frac{V_f}{V_t} = \frac{V_a}{V_t} + \frac{V_r}{V_t} = 1 - V_f = S_a + S_r$$

$$S_r + S_a = 1$$

La conservation de la masse se traduit alors par les équations suivantes :

$$\phi \frac{\partial S_r}{\partial t} + \nabla \bullet \overrightarrow{v_r} = 0$$
$$\phi \frac{\partial S_a}{\partial t} + \nabla \bullet \overrightarrow{v_a} = 0$$

où v_r et v_a sont les vitesses respectives de la résine et de l'air, reliées au gradient de pression par la loi de Darcy :

$$\overrightarrow{v_r} = -\frac{k_{rel,r}}{\mu_r} \mathbf{K}.\overrightarrow{\nabla P}$$
$$\overrightarrow{v_a} = -\frac{k_{rel,a}}{\mu_a} \mathbf{K}.\overrightarrow{\nabla P}$$

où $\mathbf{K}$ est le tenseur de perméabilité du milieu poreux. On retrouve comme dans la modélisation monophasée la notion de perméabilité relative dépendant de la saturation, mais ce principe est dorénavant appliqué indépendamment pour chacune des phases. Les perméabilités relatives dépendent chacune de la saturation de la phase correspondante. La viscosité de chaque phase est également considérée.

Afin de réunir les deux équations, on introduit la vitesse totale et un paramètre f_r d'écoulement fractionné de la résine :

$$\vec{v} = \overrightarrow{v_r} + \overrightarrow{v_a}$$
$$f_r = \frac{\frac{k_{rel,r}}{\mu_r}}{\frac{k_{rel,r}}{\mu_r} + \frac{k_{rel,a}}{\mu_a}}$$

Après la reformulation, on arrive au système d'équations suivant, connu sous le nom de système de Buckley-Leverett [36] :

$$\begin{cases} \phi \dfrac{\partial S_r}{\partial t} + \nabla.\left(f_r v \right) = 0 \\ \vec{\nabla} \bullet \vec{v} = 0 \\ \vec{v} = -\left(\dfrac{k_{rel,r}}{\mu_r} + \dfrac{k_{rel,a}}{\mu_a} \right) \mathbf{K}.\overrightarrow{\nabla P} \end{cases}$$

La modélisation de la création et de la migration des vides macroscopiques se fait à travers les termes de perméabilité relative. Les auteurs adoptent des perméabilités relatives qui dépendent de l'indice de saturation de chaque phase et ajoutent un lien entre la perméabilité relative de l'air et la pression locale normalisée. La perméabilité relative à l'air dépend de la saturation de l'air ($S_{a,red}$) et de la pression normalisée $\left(\overline{P}\right)$:

$$S_{a,red} = \frac{S_a - S_{a,resid}\left(\overline{P}\right)}{1 - S_{a,resid}\left(\overline{P}\right)}$$

$$\overline{P} = \frac{P}{P_{vent}}$$

où $S_{a,resid}\left(\overline{P}\right)$ est la saturation résiduelle, qui représente les vides piégés dans le milieu poreux.

Song et al. [37] reprennent l'étude précédente et amènent un modèle de solubilité de l'air afin de prendre en compte les vides microscopiques. Trois rapports sont ajoutés, le rapport air dissout/résine R_{so}, qui divise le volume d'air par le volume de résine dans les conditions standard (spécifié par l'indice *S*), le facteur volumique de résine $B_r\left(P\right)$, qui est le rapport du volume de résine avec l'air dissout sur le volume de résine dans les conditions standard et finalement le facteur volumique d'air $B_a\left(P\right)$, qui est le rapport du volume d'air libre sur le volume d'air aux conditions standard.

Les équations de conservation de la masse pour chaque composant deviennent alors :

$$\phi \frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{1}{B_r} S_r\right) + \vec{\nabla} \bullet \left(\frac{1}{B_r} \vec{v_r}\right) = 0$$

$$\phi \frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{R_{so}}{B_r} S_r + \frac{1}{B_a} S_a\right) + \vec{\nabla} \bullet \left(\frac{R_{so}}{B_r} \vec{v_r} + \frac{1}{B_a} \vec{v_a}\right) = 0$$

Les vitesses des phases sont modélisées par la loi de Darcy. Les perméabilités relatives propres à chaque phase reprennent la formulation de Chui et al. [36].

Les modèles précédents se fondent sur l'hypothèse que les vides se comportent comme des gaz parfaits. Yamaleev et Mohan [38] prennent en compte le processus de transition liquide-vapeur dans les mélanges à haute pression. Le point de départ est donc le mélange résine liquide-air, mais les vapeurs de résine et d'eau sont également prises en compte. Une fois une pression seuil atteinte, la résine en phase gazeuse contenue dans les vides commence à condenser dans la résine liquide. Ainsi, la pression du gaz de la bulle décroit. Ceci entraine une réduction de la taille du vide et conduit à une augmentation de la pression interne.

Une hypothèse forte est formulée par Cao et al. [39] : une fraction de la phase non mouillante (l'air dans le cas des injections de résines sur renfort) ne peut être déplacée par la phase mouillante (la résine). C'est la saturation non mouillante résiduelle, S_r. Il est alors possible de l'intégrer à la définition de la saturation de la phase mouillante S_m pour donner la saturation effective, S_e [40], une relation adimensionnelle de la saturation, avec la saturation maximale en fluide S_s équivalant à la porosité ϕ.

$$S_e = \frac{S_m - S_r}{S_s - S_r}$$

Cao et al. [39] s'appuient sur cette relation pour définir la pression capillaire ainsi que la perméabilité relative du renfort. Pour cela, ils utilisent les formulations dites de Brooks-Corey [41]. La perméabilité relative dépend de la phase considérée :

$$k_{rm}\left(S_m\right)=S_e^{\frac{2+3\lambda}{\lambda}}$$
$$k_{rn}\left(S_m\right)=\left(1-S_e\right)^2\left(1-S_e^{\frac{2+\lambda}{\lambda}}\right)$$

où k_{rm} est la perméabilité relative du renfort à la phase mouillante, fonction de la saturation, k_{rn} la perméabilité relative du renfort à la phase non mouillante, également fonction de la saturation et λ décrit la distribution de la taille des pores dans le média.

Les travaux de Ding et al. [42] et de Dimov et al. [43, 44] montrent que le nombre capillaire est un facteur affectant la valeur de la saturation résiduelle de la phase non mouillante. Il influe également sur la forme et la taille de la phase non mouillante lors de sa sortie des pores.

Au vu des caractéristiques de la saturation résiduelle de la phase non mouillante, cette voie semble favorable à la modélisation de la création des vides au cours d'une injection.

2.3 Méthodes de mesure de la saturation

Les méthodes de mesure de la saturation dans un milieu poreux sont étudiées depuis des décennies, particulièrement dans le domaine de la mécanique des sols. Le panel des instruments de mesure comporte des méthodes invasives du milieu poreux ainsi que non invasives. Une partie de ces systèmes de mesure a été exportée vers la fabrication des matériaux composites.

Des méthodes telles que les infiltrations *in situ* en hydrologie sont rangées dans les mesures invasives du milieu considéré. Ce type de méthodes est difficilement transposable au domaine des matériaux composites. On note néanmoins l'existence de techniques utilisant des appareils de laboratoire tels que des centrifugeuses [10], ou

encore l'injection de mercure [45]. Parmi les méthodes développées pour ce domaine précis, Labat et al. [9] emploient des capteurs diélectriques insérés dans le renfort.

Parmi les mesures non invasives, la majorité est basée sur la transmission d'ondes à travers le milieu poreux. On trouve des techniques d'absorption de rayons X, d'atténuation des micro-ondes ou encore la résonance nucléaire magnétique (RNM). La lumière visible est également utilisée pour les milieux poreux translucides [46]. Les équipements nécessaires à la mesure de la saturation tels que la résonance nucléaire magnétique, la tomographie électromagnétique ou encore l'atténuation de micro-ondes sont encombrants et leur utilisation coûteuse.

Dans les cas de transmission d'ondes à travers le milieu poreux, la mesure porte sur l'intensité émergente du milieu. Afin de faire le lien entre l'intensité mesurée et la saturation du milieu, c'est la loi de Beer-Lambert qui est utilisée [47].

$$I = CI_0 \exp\left(-\sum \alpha_i d_i\right)$$

où C est un terme d'optique géométrique corrigeant la différence d'écart entre les points d'émission et d'observation, I_0 est l'intensité mesurée de la source, α_i est le coefficient d'absorption de la phase *i* et d_i est l'épaisseur de la phase *i* traversée.

Cette expression de la loi de Beer-Lambert se transforme de la façon suivante avec la méthode de mesure par rayons X :

$$S = \frac{\ln\left(I_v\right) - \ln\left(I_{vd}\right)}{\ln\left(I_{vs}\right) - \ln\left(I_{vd}\right)}$$

où I_v est l'intensité transmise à travers l'échantillon, I_{vd} est l'intensité correspondante à une zone sèche et I_{vs} est l'intensité correspondante à un point complètement saturé.

La saturation est généralement supposée proportionnelle au nombre de pores complètement saturés. Cette relation se vérifie en mécanique des sols, car les milieux généralement étudiés (des sables siliceux) présentent une seule échelle de pores. Dans le cas de la fabrication des composites, la nature à double échelle du renfort est susceptible de modifier cette relation. Toutefois, l'alignement des fibres tissées ainsi que l'empilement des couches de renfort tissé ne sont pas parfaits. Par conséquent, l'hypothèse d'une répartition homogène des pores dans l'épaisseur de la pièce apparaît raisonnable. On a donc la relation suivante nombre de pores saturés-saturation :

$$p = Sk$$

où k est le nombre moyen de pores à travers l'épaisseur de l'échantillon.

La transmission de lumière visible fait intervenir la notion de transmittance, qui caractérise l'atténuation de l'intensité à l'interface entre deux phases. Elle est quantifiée par la loi de Fresnel et correspond au rapport de l'intensité émergente sur l'intensité incidente :

$$\tau = \frac{4n}{(n+1)^2}$$

où n est le rapport des indices de réfraction des deux phases. L'application de cette relation à des interfaces usuelles dans les composites nécessite les indices de réfraction du verre, de l'air et de la résine polyester (1.492, 1.0, 1.562). Les transmittances à l'interface du verre et de l'air et du verre et de la résine sont respectivement de l'ordre de 0.96 et 0.99. Cette loi est alors intégrée à la loi de Beer-Lambert :

$$I = CI_0 \left(\prod \tau_j \right) \exp\left(-\sum \alpha_i d_i \right)$$

où τ_j est la transmittance à l'interface des phases i et $i+1$. Le modèle utilisé revêt alors une importance particulière. Les hypothèses de base des modèles touchent la

taille des pores, le comportement de leur remplissage et la mouillabilité du renfort comme l'illustre la Figure 2-2.

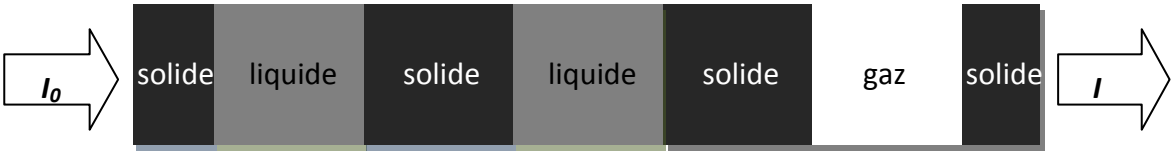


Figure 2-2 Modèle avec pores uniformes et indépendants dans un renfort non mouillant.

La majorité des modèles estiment que tous les pores ont une taille uniforme, les différences se trouvent dans le traitement de la saturation des pores. Les modèles les plus simples considèrent un remplissage individuel à deux états, plein ou vide. En poussant la modélisation, on trouve des solutions de remplissage combiné, où la saturation d'un pore est liée à celle de ses voisins, avec une valeur progressive. Lorsque la mouillabilité est prise en compte, le modèle intègre un film de liquide sur les parois de la phase solide, ce qui rajoute au moins une interface sur le chemin des ondes. La loi de Beer-Lambert permet alors d'établir une relation entre l'intensité normalisée I_{vn} par ses valeurs extrêmes et la saturation de l'échantillon. Voici le modèle de transmission pour un remplissage individuel et complet des pores. Les absorbances de l'air et de la phase liquide sont négligées et la phase solide présente un comportement non mouillant.

$$I_{vn} = \frac{I_v - I_{vd}}{I_{vs} - I_{vd}}$$

$$S = \frac{\ln\left[I_{vn}\left[\left(\tau_{sl}/\tau_{as}\right)^{2k} - 1\right] + 1\right]}{2k\ln\left(\tau_{sl}/\tau_{as}\right)}$$

où τ_{sl} est la transmittance phase solide-phase liquide et τ_{as} la transmittance phase solide-air. Il est possible de substituer le rapport des transmittances par celui des intensités pour un renfort sec et saturé :

$$I_{vd} = I_0 e^{-\left(\rho_s \mu_s x_s + \rho_a \mu_a \chi_a^d + 2T \rho_m \mu_m\right)} \left(\tau_{as}\right)^{2k}$$
$$I_{vs} = I_0 e^{-\left(\rho_s \mu_s x_s + \rho_a \mu_a \chi_a^s + \rho_l \mu_l \chi_l^s + 2T \rho_m \mu_m\right)} \left(\tau_{sl}\right)^{2p} \left(\tau_{as}\right)^{2(k-p)}$$

où ρ, μ,et χ sont respectivement la densité, l'absorbance et le nombre d'occurrences de la phase à travers l'épaisseur de l'échantillon. Ces caractéristiques sont associées aux indices *s*, *a*, *l* et *m* pour désigner la phase solide, l'air, la phase liquide et le moule. *k* désigne le nombre total de pores du milieu poreux et *p* le nombre de pores saturés par la phase liquide.

$$\frac{I_{vs}}{I_{vd}} = e^{-\left(\rho_a \mu_a \left(\chi_a^s - \chi_a^d\right) + \rho_l \mu_l \chi_l^s\right)} \left(\frac{\tau_{sl}}{\tau_{as}}\right)^{2p}$$
$$\chi_a^s - \chi_a^d = -\chi_l^s$$
$$\frac{I_{vs}}{I_{vd}} = e^{-\left(\left(-\rho_a \mu_a + \rho_l \mu_l\right) \chi_l^s\right)} \left(\frac{\tau_{sl}}{\tau_{as}}\right)^{2p}$$

L'absorption est négligée pour l'air et le liquide, ce qui revient donc à la relation suivante :

$$\frac{I_{vs}}{I_{vd}} = \left(\frac{\tau_{sl}}{\tau_{as}}\right)^{2p}$$

La saturation prend alors la forme suivante :

$$S = \frac{\ln\left[I_{vn}\left[\left(I_{vs}/I_{vd}\right) - 1\right] + 1\right]}{\ln\left(I_{vs}/I_{vd}\right)}$$

La saturation est un rapport relatif et les relations précédentes montrent que les propriétés optiques du montage ne nécessitent pas d'être étalonnées. On retrouve les

caractéristiques principales des méthodes usuelles de mesure de la saturation exprimées en partie par Neacsu et al. [48] dans le Tableau 2-1.

Lors d'essais comparatifs des différentes méthodes de mesures de la saturation, Tidwell et al. [49] ont utilisé la gravimétrie, l'atténuation des rayons gamma, la transmission de rayons X et celle de la lumière visible, en se concentrant sur les deux dernières. Pour faire une comparaison efficace, il convient d'éliminer les erreurs expérimentales dues aux déplacements des échantillons entre les différents appareils et de s'attacher à l'erreur intrinsèque ainsi qu'à l'erreur venant des modèles liant intensité et saturation. Pour les deux méthodes, le bruit de l'image de l'appareil photo ainsi que les défauts d'uniformité du champ d'émission sont responsables des erreurs intrinsèques de chaque méthode pour une erreur finale équivalente. Les erreurs sur les modèles sont principalement dues à la dispersion des ondes, valable pour les deux méthodes, qui tend à atténuer les différences de contraste, plus particulièrement dans les zones fortement saturées. Dans le cas des rayons X, le modèle ne prend pas en compte leur nature polychromatique. La conclusion de cette comparaison montre un écart négligeable entre les méthodes de mesure de la saturation utilisant les rayons X et celle employant la lumière visible. De plus, elles ne présentent qu'un écart de 5% avec les méthodes plus traditionnelles de gravimétrie et de densitométrie gamma.

Tableau 2-1 Comparaison des méthodes de mesure de la saturation

Résonance magnétique nucléaire	Gravimétrie	Capteurs électriques	Rayons X	Lumière visible
(+) Intervalles courts entre les prises de vue 2D du domaine d'écoulement (+) Le front de l'écoulement est visible en entier (+) Méthode non invasive (-) La taille de l'échantillon est rapidement limitée par l'instrument de mesure (-) Les fluides doivent contenir des atomes d'hydrogène ou de fluor pour être observés correctement	(+) La fréquence d'acquisition n'est limitée que par le logiciel d'acquisition relié à la balance (+) Les balances de précision permettent de tester une plage très large de taille d'échantillons (+) Méthode non invasive (-) La position du front n'est pas une information directe, elle est déduite de la variation de masse (-) Difficile de mettre en œuvre des mesures sous pression	(+) Pas de limitation des fluides utilisés, possibilité de faire des mesures à n'importe quelle pression (-) Nombre de points de données limité au nombre de capteurs insérés dans l'échantillon (-) L'information sur le front de l'écoulement n'est connue qu'en un seul point (-) L'utilisation de capteurs dans les torons fins est difficile (-) Méthode invasive. Capteurs encombrants et nombreux	(+) Installation simple (+) Large plage de taille d'échantillons (+) Fréquence d'acquisition seulement limitée à la réactivité du film sensible (-) Méthode pas toujours non invasive, le fluide peut être chargé afin d'améliorer le contraste (-) L'absorption des rayons X doit quand même permettre une observation, caractéristique critique des matériaux solides	(+) Installation simple et économique (+) Large plage de taille d'échantillons (+) Fréquence d'acquisition limitée seulement par l'appareil photo (+) Méthode non invasive (-) Applicable seulement à des fluides et des phases solides translucides (-) L'épaisseur de l'échantillon est également limitée

Chapitre 3 - Validation de l'optimisation du procédé RTM par simulation numérique

Lors d'une injection d'une pièce par le procédé RTM, à chaque instant les variations du front de résine peuvent être ramenées à trois états simples : une progression rectiligne, convergente ou divergente. Pour vérifier la validité de cette simplification, une étude est menée sur un modèle simple qui sera résolu à la fois de façon analytique et numériquement à l'aide du logiciel PAM-RTM, afin de confronter les deux approches. Cette vérification va également permettre, dans un second temps de valider le module d'optimisation du débit d'injection pour un nombre capillaire cible.

Après une présentation de la pièce de test, la résolution du champ de pression est donc proposée analytiquement et numériquement, à fin de comparaison. Cette étude permet aussi de valider l'interchangeabilité du mode de commande, afin de changer facilement entre une commande en débit et une commande en pression suivant le besoin de la fabrication.

3.1 Étude de l'optimisation numérique

3.1.1 Pièce

Afin de répondre au besoin, un modèle simple dont la résolution analytique est aisée est nécessaire. Le choix s'est porté sur une géométrie simple : une plaque rectangulaire présentant une section convergente suivie d'une divergence. Les deux extrémités sont prolongées par des canaux rectilignes tels qu'illustrés par la Figure 3-1. La pièce présente une épaisseur de 5 mm

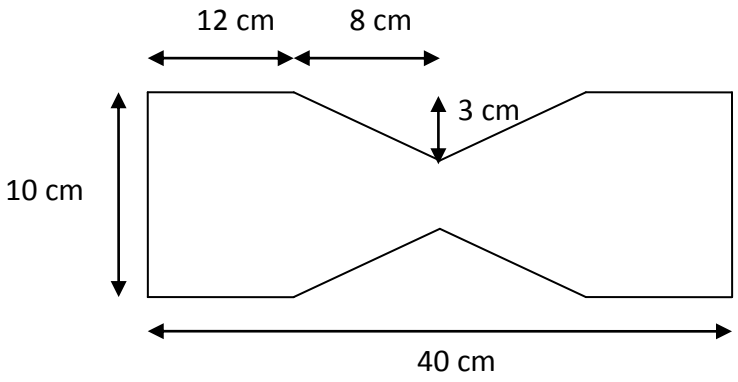


Figure 3-1 Géométrie de la pièce.

3.1.2 Maillage

Afin d'avoir des résultats précis sur la progression et la forme du front, la taille du maillage associé est paramétrée pour discrétiser la pièce de façon fine. La géométrie et le maillage ont été réalisés à l'aide du logiciel GMSH. Le résultat est un maillage de 7 730 éléments et 4 033 nœuds.

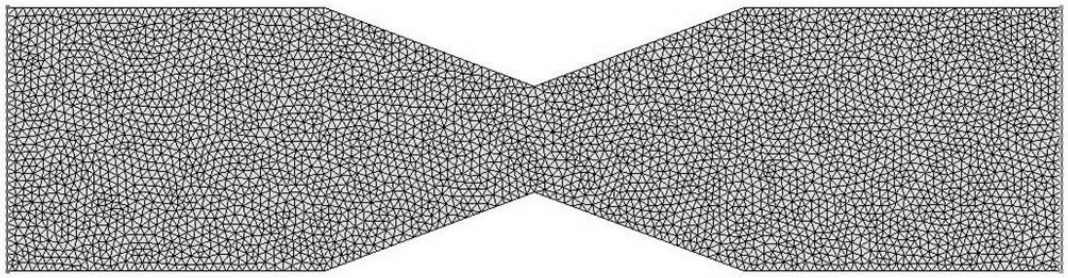


Figure 3-2 Maillage de la pièce.

3.1.3 Solution analytique

3.1.3.1 Discussion générale

Les paramètres utilisés dans toutes les simulations dans ce chapitre sont la viscosité de la résine, qui est fixée à 0,1 Pa.s, et la perméabilité et la porosité du renfort dans le Tableau 3-1.

Tableau 3-1 Données du renfort

Perméabilité *K*	porosité ϕ
2,5x10^{-9} m^2	0,5

Le calcul donne le profil de pression à appliquer au point d'injection pour avoir une vitesse de front égale à la vitesse optimale d'imprégnation.

$$Q = Q_f$$

$$v(x)A(x) = v_f A_f$$

où Q_f est le débit au front de résine, $v(x)$ la vitesse à l'abscisse x, v_f la vitesse au front de résine, $A(x)$ et A_f sont les surfaces transverses respectivement au niveau de l'abscisse étudiée et du front de résine. L'épaisseur étant constante, on peut substituer la largeur $h(x)$ de la pièce aux surfaces.

$$v(x) = \frac{v_f h(x_f)}{h(x)}$$

La vitesse du front de résine est également définie à l'aide de la formulation de Darcy, c'est-à-dire en divisant la vitesse de Darcy par la porosité du renfort.

$$v = -\frac{K}{\phi\mu}\frac{\partial P}{\partial x}$$

L'expression précédente est alors intégrée sur l'espace occupé par la résine.

$$\int_0^{x_f} v dx = -\frac{K}{\phi\mu}\int_0^{x_f} \frac{\partial P}{\partial x} dx$$

où x_f est la position du front de résine, P_i la pression d'injection et P_f la pression au front de résine.

Afin d'étudier de façon analytique la progression du front de résine pour les différents cas d'injection, on étudie l'écoulement dans la pièce en quatre morceaux : (1) dans la section constante à gauche ; (2) dans le convergent ; (3) dans le divergent ; et enfin (4) dans la section constante à droite.

3.1.3.2 Injection à débit constant

Dans le cas d'une injection à <u>débit constant</u>, c'est la pression d'injection qu'on veut calculer ; on connaît la vitesse d'injection qui est constante, d'où :

$$v(x) = v_{inj}\frac{h_{inj}}{h(x)}$$

Cette expression est incorporée dans l'équation générale, ce qui permet d'effectuer l'intégration. Le détail du calcul se trouve dans l'annexe A. Le profil de la pression résultant au port d'injection est tracé à la Figure 3-3.

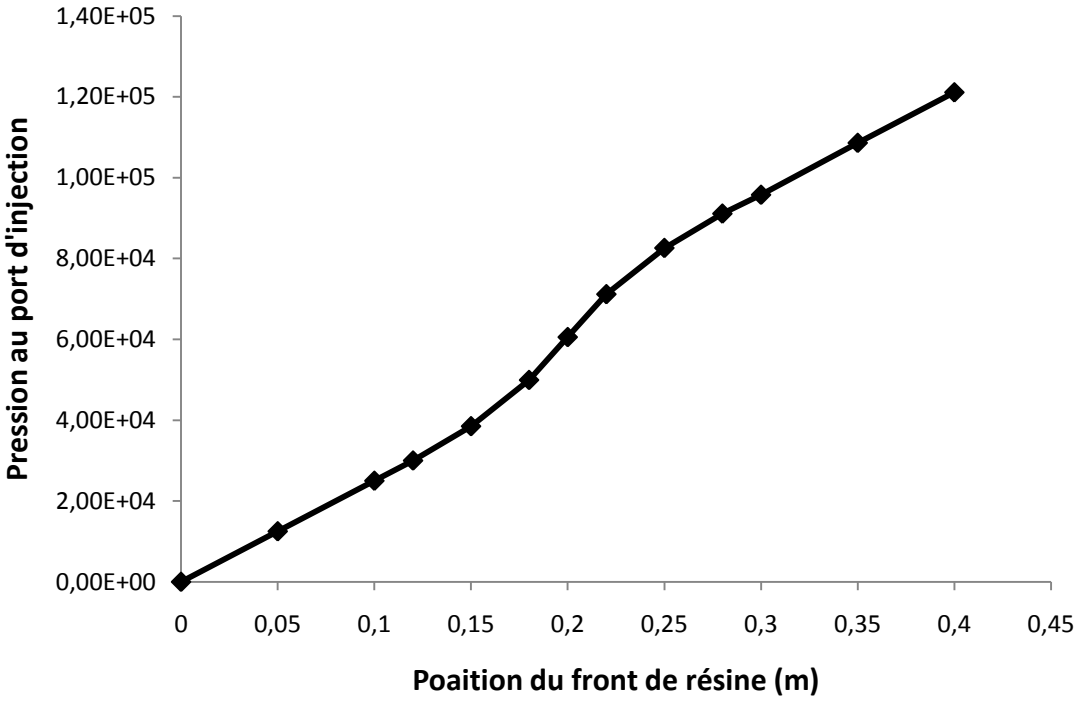


Figure 3-3 Profil de la pression au port d'injection en fonction de la position du front de résine obtenue par résolution analytique pour un débit d'injection constant.

3.1.3.3 Injection à vitesse de front constante

Dans le cas d'une injection à vitesse de front constante ; la vitesse optimale d'imprégnation est connue pour le couple renfort/résine employé :

$$Vopt = 1\text{cm.s}^{-1} = v_f$$

Le détail du calcul se trouve dans l'annexe B. Le résultat de l'intégration de la relation précédente donne le profil de pression à la Figure 3-4.

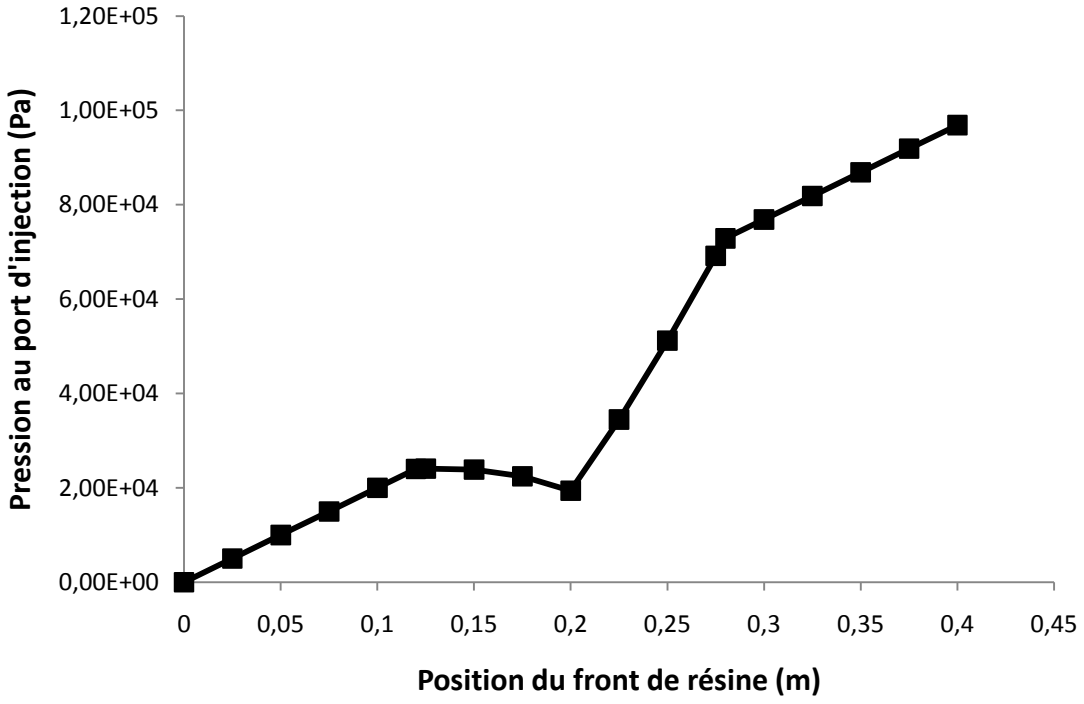


Figure 3-4 Profil de la pression au port d'injection en fonction de la position du front de résine obtenue par résolution analytique pour une vitesse de front de résine constante.

3.1.4 Solution numérique

3.1.4.1 Injection à débit constant

La simulation est faite à partir du même maillage que précédemment. L'injection est effectuée avec une condition de débit constant sur le côté gauche de la pièce. Le vide est imposé sur la ligne d'évent sur le côté droit de la pièce. Le débit d'injection est fixé à $2{,}5 \times 10^{-6}$ m^3.

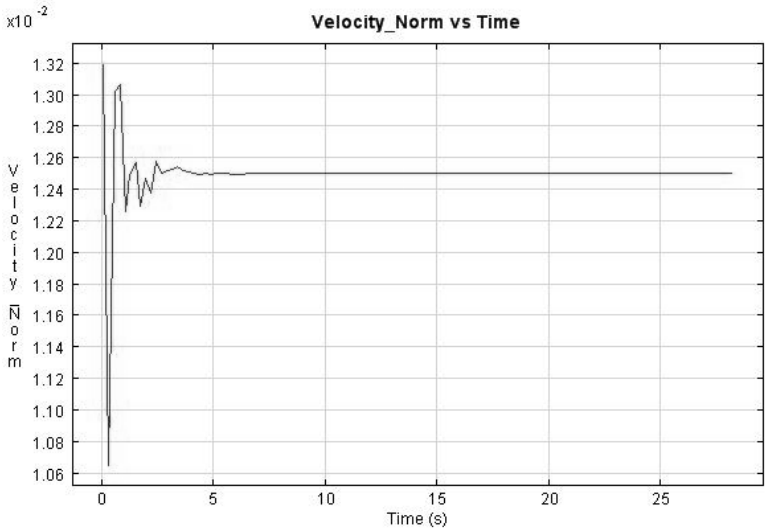


Figure 3-5 Vitesse d'entrée imposée en fonction du temps.

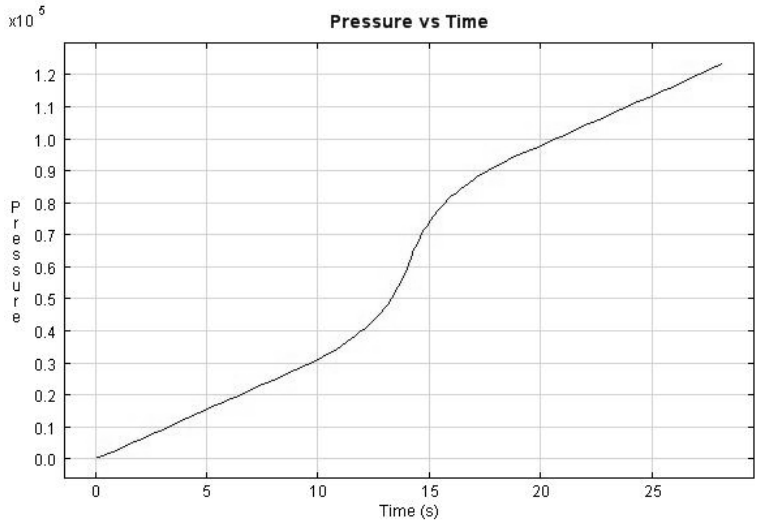


Figure 3-6 Pression résultante au port d'injection en fonction du temps.

Le remplissage de la pièce se fait en 28 secondes. La vitesse du fluide à l'entrée est proportionnelle au débit d'entrée d'un facteur égal à la surface de la ligne d'injection (S=4x10^{-4} m^2). Afin de vérifier la possibilité d'effectuer une injection au débit souhaité grâce à un profil adéquat de pression, la simulation suivante est réalisée avec une injection commandée en pression.

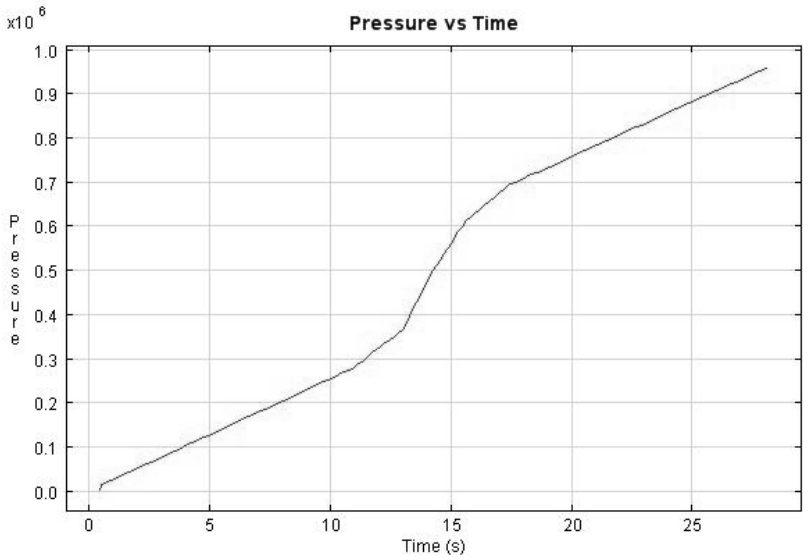


Figure 3-7 Profil de pression d'entrée linéarisé en fonction du temps.

Le profil de pression est obtenu à partir de celui calculé dans la simulation commandée en débit à la Figure 3-6. Afin d'entrer facilement les données, le profil est décomposé en segments de droite, on observe donc une certaine imprécision autour du point d'inflexion tel qu'illustré sur la Figure 3-7. Le reste des paramètres de la simulation reste identique aux cas précédents.

On peut alors comparer sur la Figure 3-8 la vitesse mesurée à l'entrée de la pièce avec celle de l'injection à débit constant.

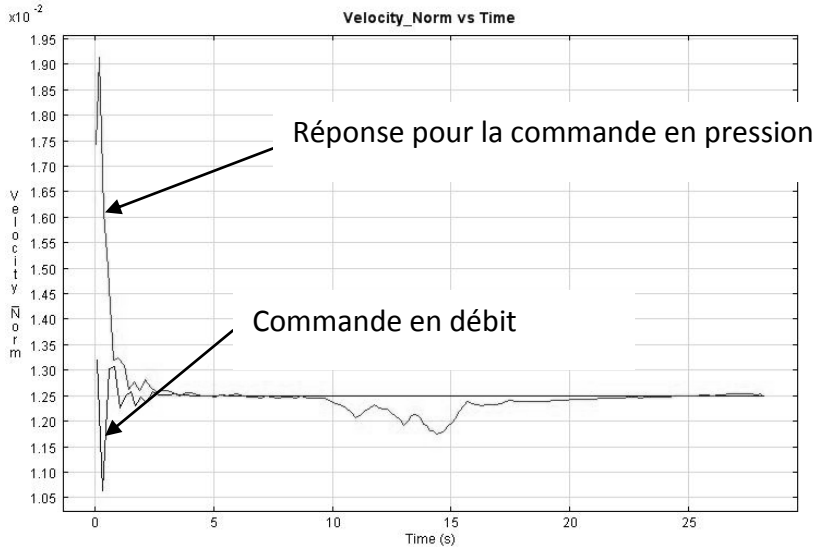


Figure 3-8 Comparaison des vitesses d'injection entre les commandes en pression et en débit.

On remarque que la corrélation est excellente au début et à la fin du remplissage. Les zones où on constate un léger écart sont donc dans le convergent et le divergent, mais même à ces endroits, l'écart est de l'ordre de 0,05 cm.s^{-1}. Ces écarts peuvent être expliqués par la linéarisation du profil de pression en entrée. Il est donc possible de reproduire une injection à débit constant en imposant un contrôle en pression, adapté à la géométrie de la pièce injectée.

3.1.4.2 Injection à vitesse de front constante (débit contrôlé)

Afin d'optimiser le taux de vides en contrôlant l'imprégnation, il est bon de conserver une vitesse de front constante qui correspond au nombre capillaire optimal. Dans le cas présent, on a recours à un contrôle de l'injection en pression. La simulation fait intervenir le module d'optimisation de la vitesse du logiciel PAM-RTM. Ce module requiert en entrée des paramètres pour définir le nombre capillaire optimal.

$$Ca^* = \frac{\mu \times v}{\gamma \times \cos\theta} \qquad (6)$$

Comme c'est la vitesse d'imprégnation v qui est calculée par le logiciel, il faut fournir en entrée le produit de la tension de surface γ et de l'angle θ de contact entre la résine et la fibre et le nombre capillaire optimal $Ca*$. Les simulations sont effectuées pour les valeurs données dans le Tableau 3-3 :

Tableau 3-2 Caractéristiques de la simulation

v	$Ca*$	$\gamma\cos(\theta)$
1 cm.s^{-1}	0,00286	0,35

Le profil de pression à l'injection résultant de la simulation est donné dans la Figure 3-9 :

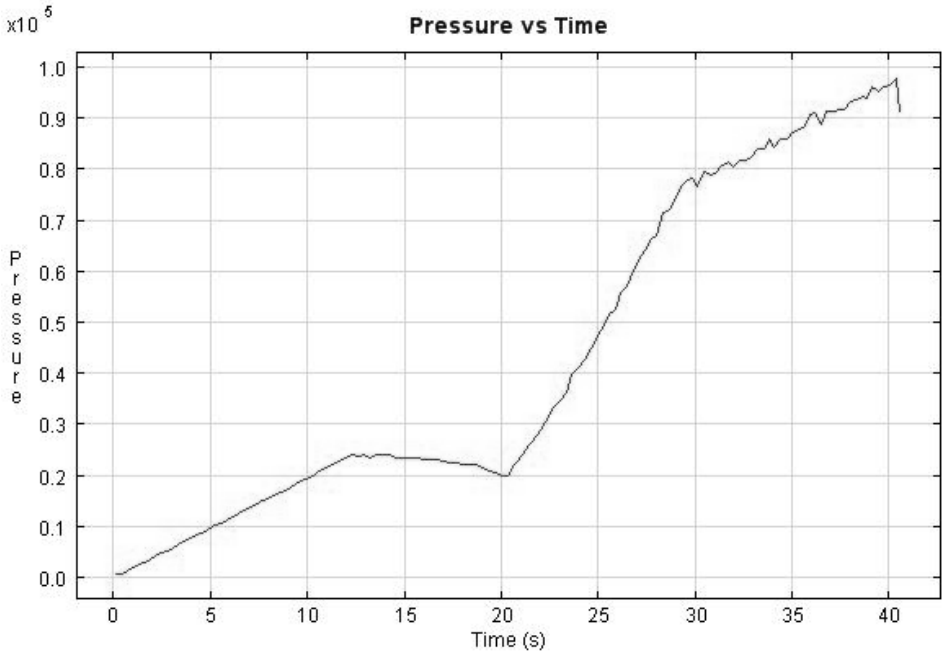


Figure 3-9 Pression au port d'injection en fonction du temps.

En comparaison avec le profil de pression issu de la solution analytique, les écarts tracés à la Figure 3-10 sont très faibles. Lors du calcul de la solution par la méthode analytique, une hypothèse forte est faite sur la forme du front de résine : le front est rectiligne quelle que soit sa position dans le moule. Lors de l'arrivée dans le domaine de convergence, le front de résine prend une forme concave, et dans le domaine divergent, il est convexe. Ces différences de géométrie du front permettent d'expliquer l'écart entre les méthodes numérique et analytique.

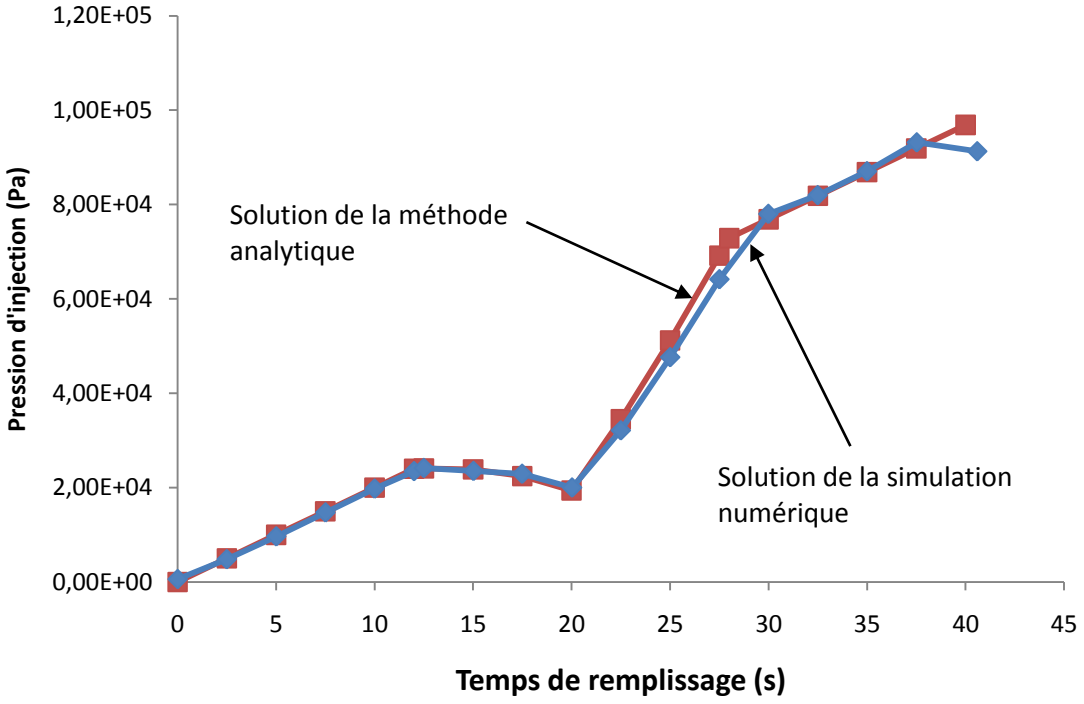


Figure 3-10 Comparaison entre la solution analytique et la pression calculée par le logiciel PAM-RTM.

Le profil de pression de la Figure 3-11 correspond à une vitesse d'injection donnant une vitesse de front constante. Il peut être comparé à un facteur multiplicatif près avec le profil du débit d'injection.

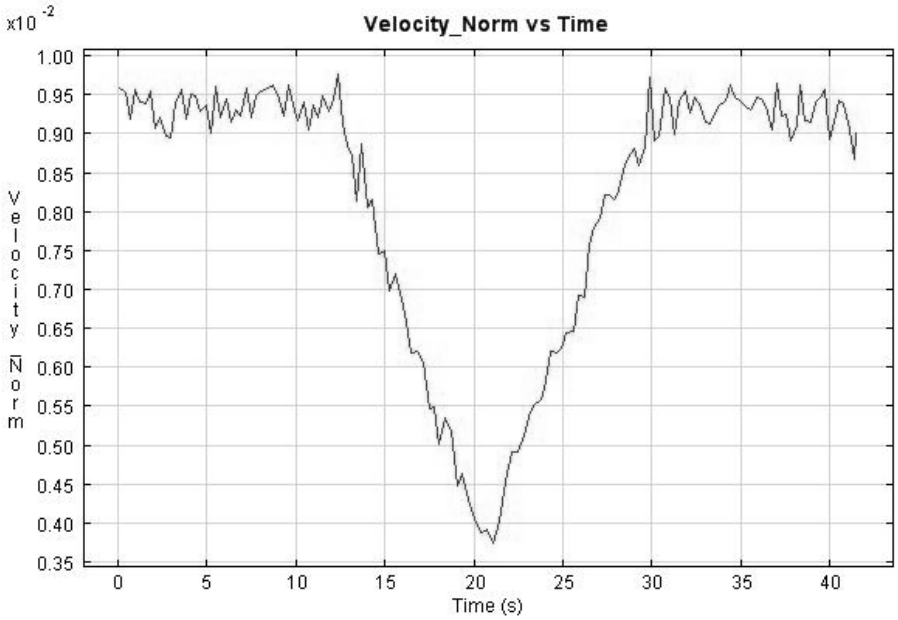


Figure 3-11 Profil de vitesse d'injection résultant en fonction du temps.

La simulation peut être validée en prenant le profil de pression sur la ligne d'injection calculé dans la simulation d'optimisation du débit avec le nombre capillaire pour effectuer une injection commandée en pression. On peut alors vérifier que le débit obtenu dans cette simulation en pression correspond bien à la commande optimale en débit donnée au départ par le logiciel PAM-RTM. On peut ainsi vérifier la possibilité d'avoir une injection respectant le nombre capillaire optimal en commandant l'injection en pression et non en débit comme le module d'optimisation du logiciel PAM-RTM le fait par défaut. Afin de simplifier la saisie de données, le profil de pression est approché par une série de droites, comme présenté sur la Figure 3-12. C'est ce profil simplifié qui contrôle l'injection avec la commande en pression.

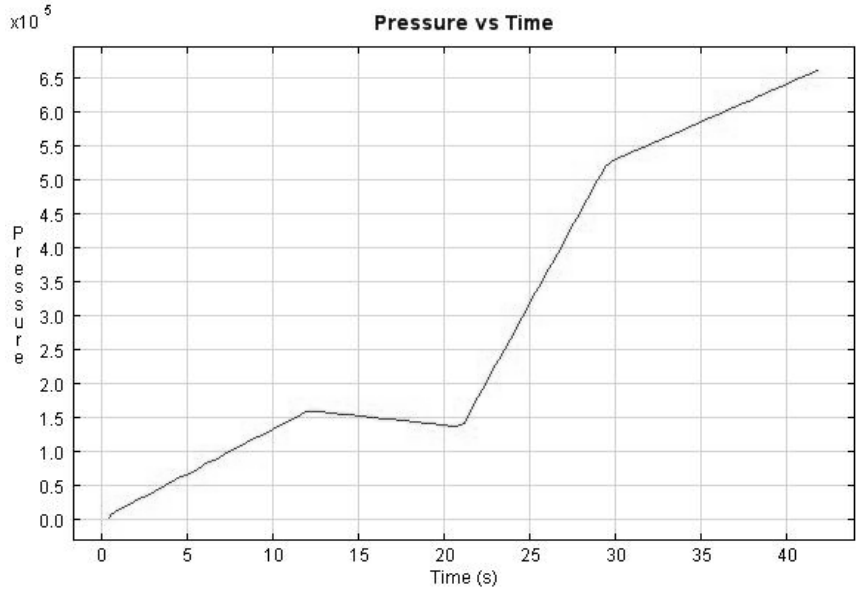


Figure 3-12 Profil de pression d'injection pour simulation de bouclage.

Avec ce type de commande en pression, on obtient le résultat suivant pour la vitesse d'injection.

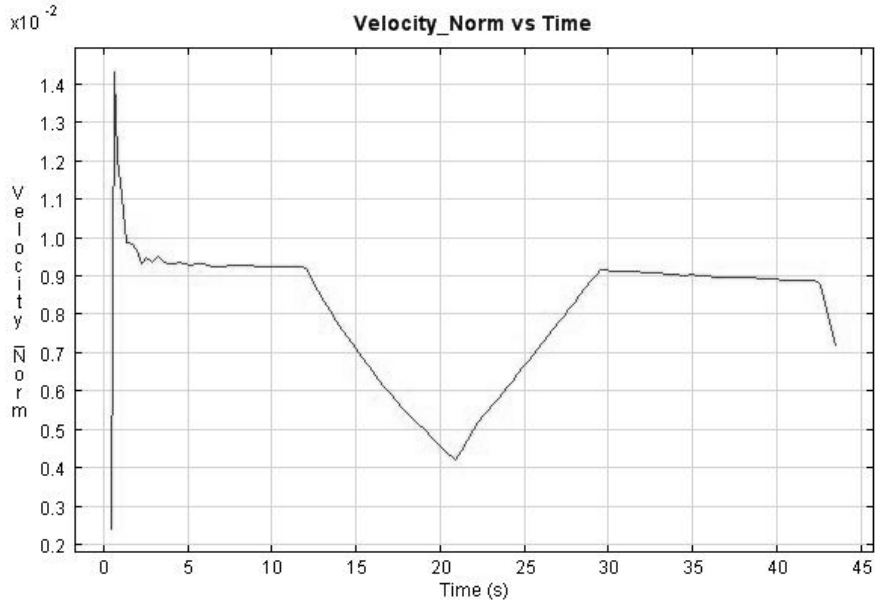


Figure 3-13 Profil de vitesse d'injection en fonction du temps.

La corrélation avec le profil de vitesse obtenu lors de l'utilisation du module d'optimisation du nombre capillaire est très bonne, le profil de vitesse de l'injection à commande en pression donne les mêmes points extrêmes et les pentes de décélération et d'accélération sont identiques. On note quand même une légère décroissance de la vitesse dans les parties constantes de la pièce. Comme précédemment, cet écart peut être attribué à la linéarisation du profil de pression. On a donc la confirmation qu'avec le profil nécessaire, on peut reproduire n'importe quelle commande en débit au moyen d'une commande en pression.

3.2 Conclusion

Ce chapitre permet de faire la validation du module d'optimisation de la vitesse de front. La corrélation entre les résultats analytiques et numériques est très bonne, ce qui confirme l'efficacité du module à maintenir une vitesse de front constante en optimisant le débit d'injection. La seconde partie de l'étude s'attache à valider la réversibilité des commandes d'injection, c'est-à-dire le passage d'une commande en pression à une commande en débit pour une même injection. Il a été possible de changer une commande en débit pour une injection à débit constant par une commande en pression, avec un profil de pression simplifié issu de la simulation numérique. La même permutation a été réalisée pour une injection à vitesse de front constante. En s'appuyant sur les résultats obtenus, le module d'optimisation de la vitesse de front va être appliqué à une pièce aéronautique complexe.

Chapitre 4 - Optimisation de la fabrication d'une pièce aéronautique complexe par le procédé RTM

Les études menées dans le chapitre précédent concernaient des géométries simples. La simulation d'une pièce de géométrie complexe permettra de compléter l'évaluation du module d'optimisation. Le projet CRIAQ fournit un cadre approprié pour cette étude puisqu'il porte sur la conception et la fabrication par le procédé RTM d'un stabilisateur aérodynamique d'hélicoptère. Après une première partie donnant les valeurs des paramètres utilisés dans le chapitre, le module d'optimisation est utilisé lors d'une simulation de remplissage. L'observation des résultats de taux de vides permet de définir les limites du module d'optimisation.

4.1 Présentation de la pièce et caractéristiques

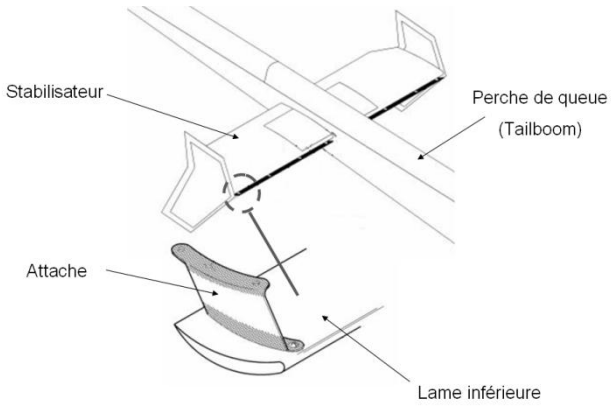


Figure 4-1 Structure du stabilisateur aérodynamique de l'hélicoptère.

L'étude porte sur une pièce prototype extraite du système. La géométrie du prototype est décrite dans les Figures 4-1 et 4-2. La pièce a une envergure de 400 mm par 280 mm et une hauteur maximale de 100 mm (voir Figure 4-2). Elle comporte une

moitié d'attache, une attache complète, un bord de fuite et un bord d'attaque (voir Figure 4-3).

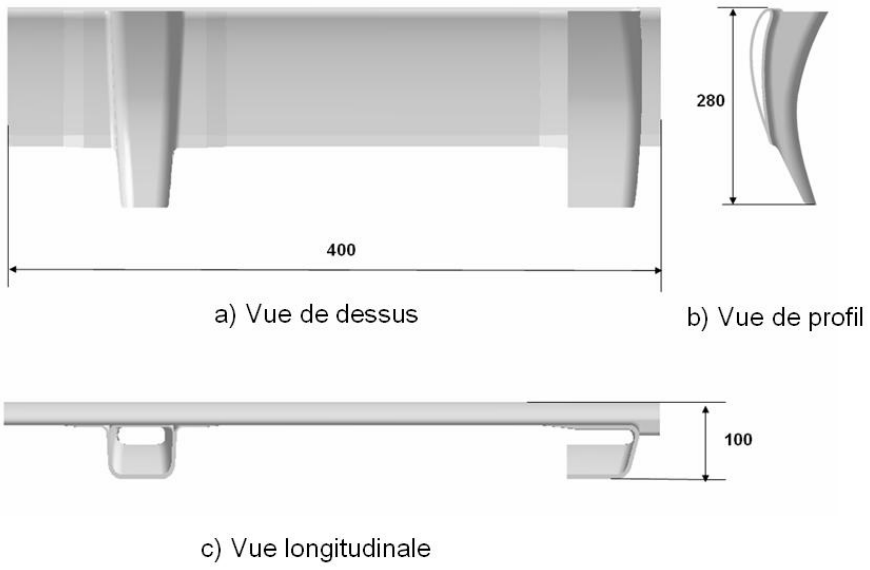


Figure 4-2 Plan détaillé du prototype.

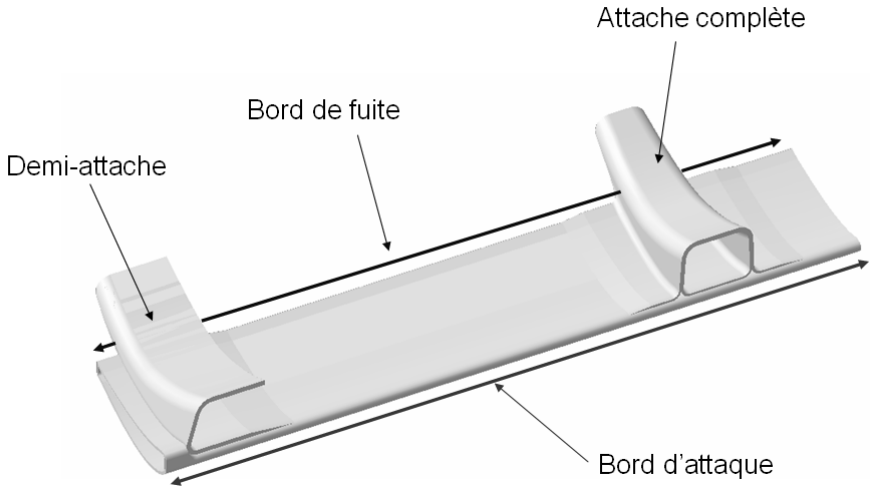


Figure 4-3 Vue 3D du prototype.

Le stabilisateur est en aluminium. Il est placé sur la perche de queue de l'hélicoptère. Il est composé d'un stabilisateur et d'une lame inférieure fixés l'un à l'autre par des attaches (voir Figure 4-1). L'évolution que propose le projet est la fabrication de la lame et des attaches en une seule « pièce » composite.

4.1.1 Contexte et objectif de l'optimisation

L'étude intervient après la conception totale de la pièce et du moule. Les matériaux sont entièrement définis, ainsi que les quantités utilisées. Le moule est également conçu et opérationnel. Les prototypes sont donc en fabrication. L'objectif de cette étude est d'optimiser l'injection afin de conserver une vitesse de progression du front constante pour maintenir un nombre capillaire aussi proche que possible de sa valeur optimale. Comme le système d'injection utilisé pour la fabrication de cette pièce est commandé en pression, il s'agit donc de définir le profil de pression à appliquer pour assurer une injection optimale de la résine dans le moule.

4.1.2 Support et données de l'étude

Le modèle utilisé pour la simulation et l'optimisation de l'injection est un maillage 2.5D du stabilisateur évidé. Le modèle et le maillage sont obtenus grâce au logiciel de conception CATIA. Ils proviennent de l'étude de la stratégie d'injection réalisée précédemment.

Figure 4-4 Maillage de la géométrie représentative.

Des études précédentes ont permis de choisir les matériaux et la stratégie d'injection les plus appropriés. Ainsi en reprenant les travaux de Feuvrier [50], les matériaux présentent les caractéristiques regroupées dans le Tableau 4-1 :

Tableau 4-1 Caractéristiques des matériaux

Perméabilité *K*	Viscosité μ
$1x10^{-9}$ m^2	0.39 Pa.s

Le renfort et la résine utilisés pour la fabrication de cette pièce présentent les mêmes caractéristiques pour l'optimisation que lors de l'étude précédente. On reprend donc les données du Tableau 4-2 pour effectuer la simulation de remplissage.

Tableau 4-2 Données d'entrée pour le module d'optimisation

v	$Ca*$	$\gamma\cos(\theta)$
1 $cm.s^{-1}$	0,00286	0,35

Le taux de vides en fonction du nombre capillaire reprend également les valeurs précédemment citées avec les équations suivantes, permettant de connaître le taux de vides ainsi que les types de vides présents pour un nombre capillaire connu.

$$V_m = 2.35 \cdot \log\left(3.5 \cdot Ca*\right) + 3.31$$
$$V_M = -11.8 \cdot \log\left(3.5 \cdot Ca*\right) - 0.166$$

La stratégie d'injection a été déterminée dans les conclusions de l'étude de Feuvrier [50], elle comprend deux ports d'injection et deux évents, telle qu'illustrée à la Figure 4-5.

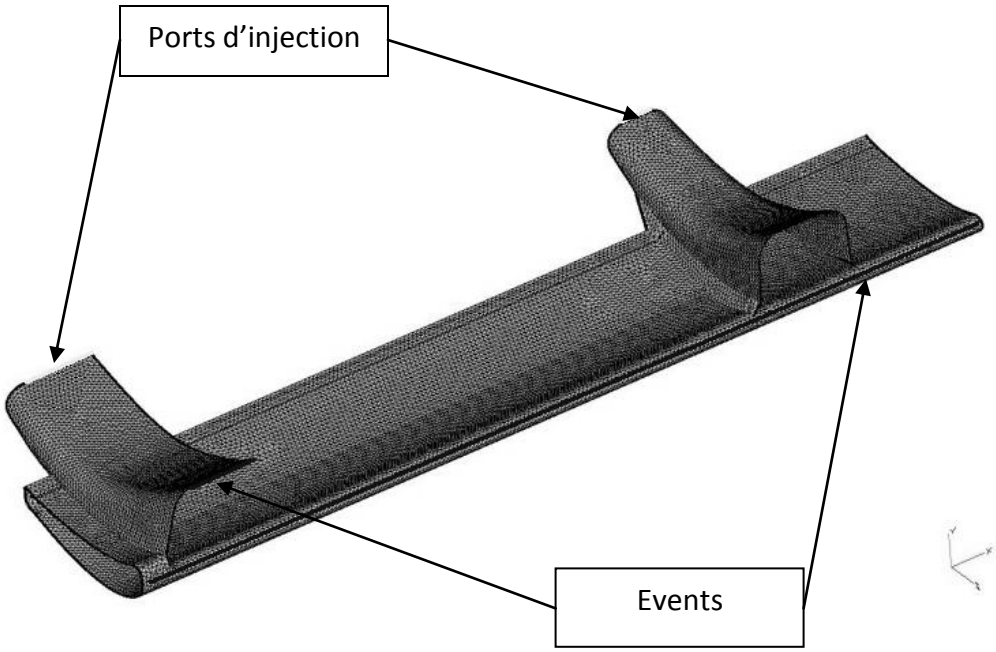


Figure 4-5 Stratégie d'injection.

Une première simulation est réalisée à débit constant afin de disposer d'un point de comparaison. Le débit de l'injection est fixé à 1.67 10^{-7} $m^3.s^{-1}$. Le temps de remplissage est alors de 22 s. Le profil de remplissage correspond à la Figure 4-6.

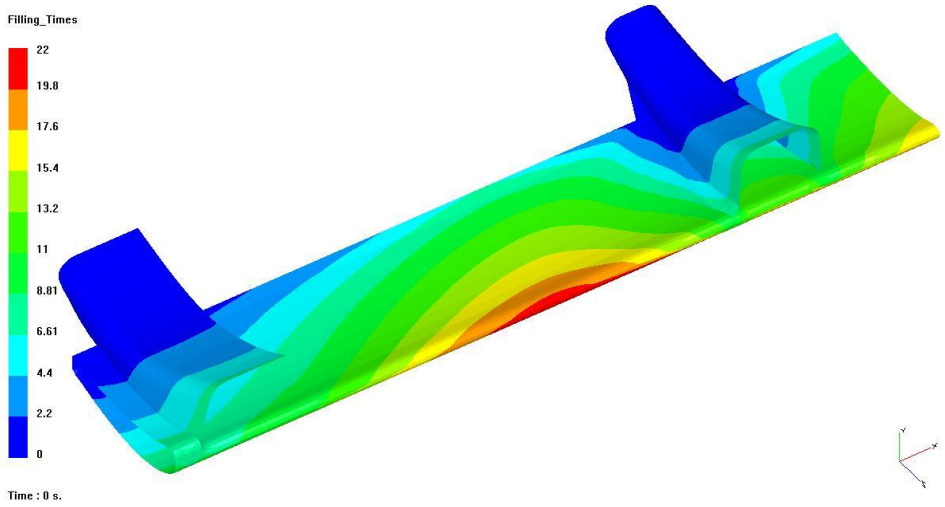


Figure 4-6 Temps de remplissage du stabilisateur lors d'une injection à débit constant.

La simulation suivante fait intervenir le module d'optimisation de la vitesse du front. Les paramètres décrits dans la partie précédente constituent les données d'entrée du module. La vitesse du front doit idéalement être maintenue à 1 cm.s^{-1}. On obtient alors le type de remplissage montré à la Figure 4-7.

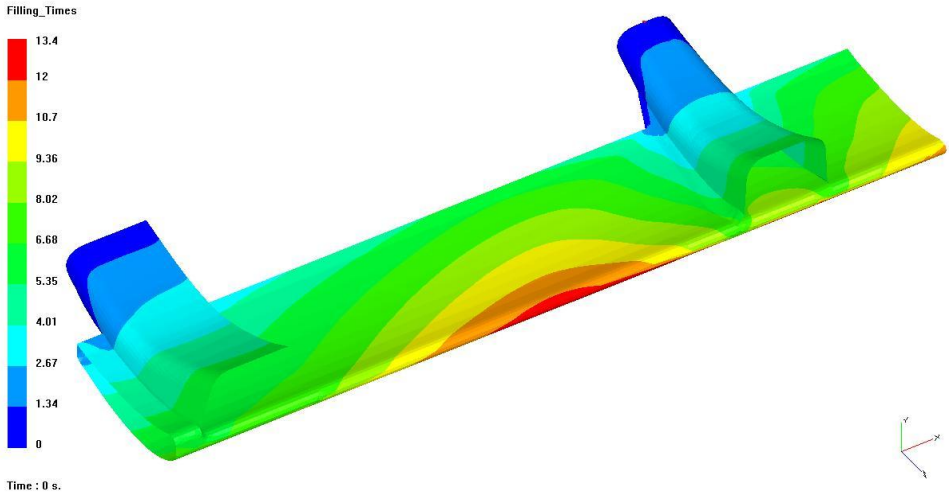


Figure 4-7 Temps de remplissage du stabilisateur lors d'une injection optimisée.

Les premiers résultats montrent une réduction du temps de remplissage lors de l'optimisation, ce qui suggère une injection trop lente dans le premier cas et par conséquent une tendance à la création de macrovides. L'examen de la cartographie des vides va permettre de conclure sur ce point. Le logiciel PAM-RTM permet de visualiser la répartition des vides dans la pièce simulée. Il est donc possible de comparer les résultats entre l'injection à débit constant et l'injection à vitesse de front optimisée.

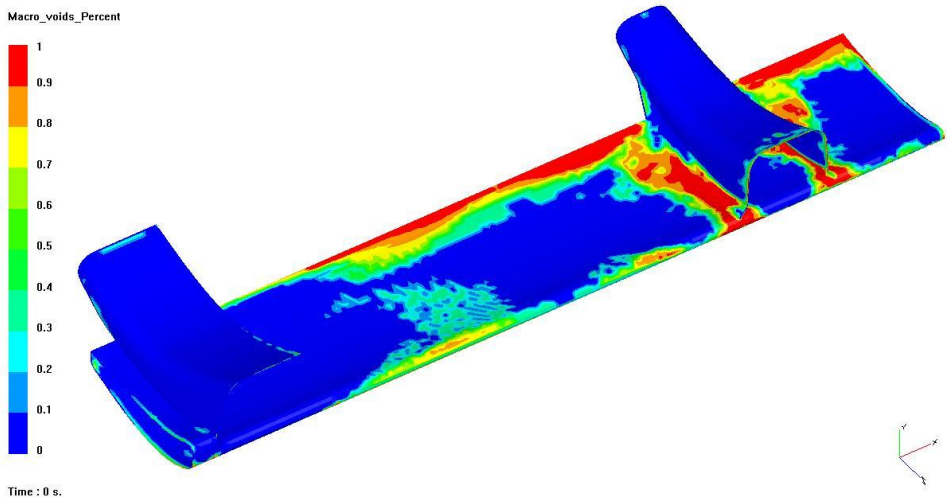


Figure 4-8 Taux de macrovides pour l'injection à débit constant.

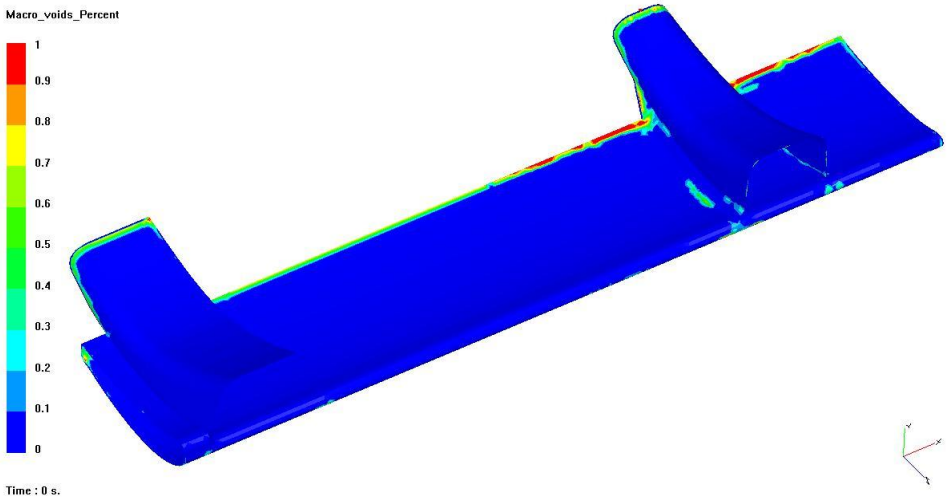


Figure 4-9 Taux de macrovides pour l'injection à vitesse de front optimisée.

La réduction des macrovides est visible entre les Figures 4-8 et 4-9 bien que le taux initial pour l'injection à débit constant soit déjà faible. Malgré cela, il y a bien confirmation que l'on se rapproche de la plage de valeurs du nombre capillaire qui optimise la quantité finale de vides.

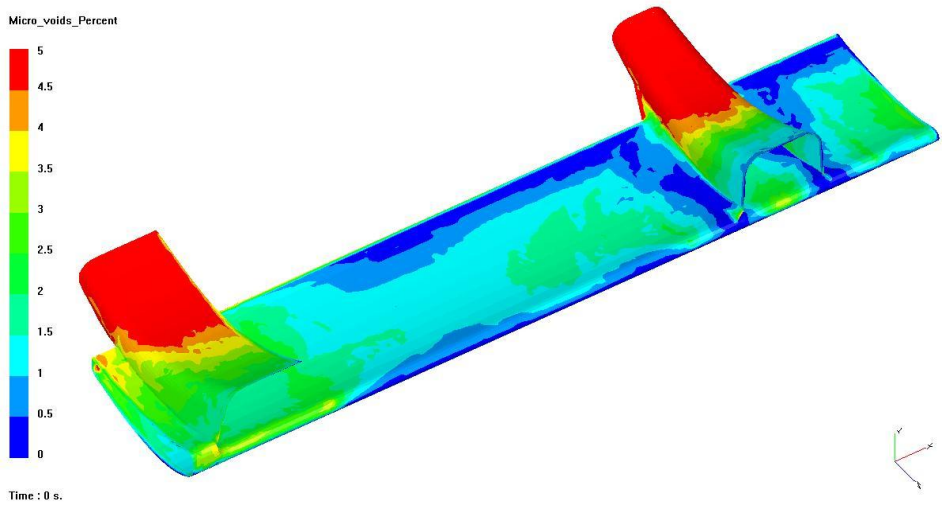


Figure 4-10 Taux de microvides pour l'injection à débit constant.

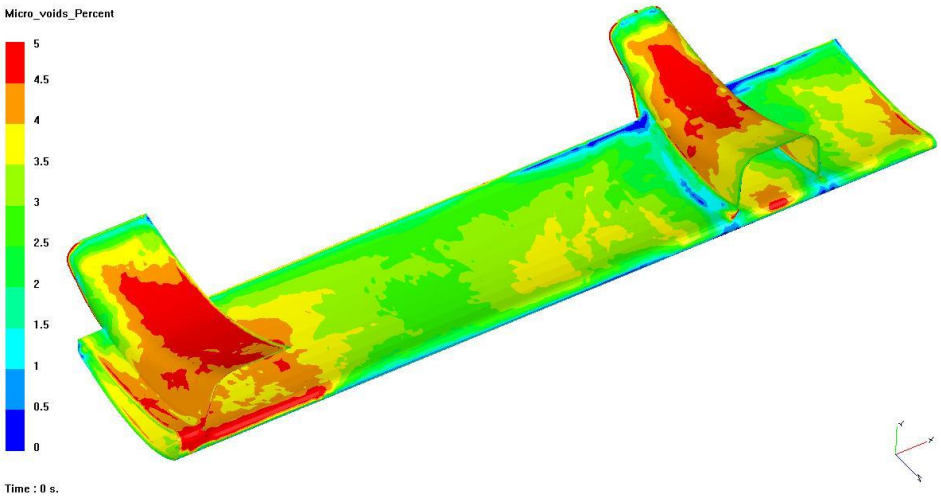


Figure 4-11 Taux de microvides pour l'injection à vitesse de front optimisée.

Ces figures donnent une interprétation différente : la part de microvides lors de l'injection à débit constant est plus importante. Néanmoins avec l'utilisation du module d'optimisation, le taux moyen de microvides ne diminue pas beaucoup. En revanche, la répartition est homogène sur la surface de la pièce. Il est possible que le module d'optimisation rencontre un obstacle à cause de la forme complexe du front de résine. Le module se basant sur la moyenne des vitesses du front à chaque pas de temps, la disparité entre celles-ci peut conduire à ce que les valeurs extrêmes le long du front s'éloignent sensiblement de la valeur cible. De plus, il est clairement visible sur la Figure 1-4 du Chapitre 1 qu'une hausse de la vitesse vers la partie propice aux microvides de la courbe crée un taux relativement important de microvides.

La commande en pression nécessaire pour l'optimisation de l'injection est représentée sur la Figure 4-12. L'injection se fait par deux ports d'injection différents et les aires de ces 2 ports sont également différentes. Les deux profils de pression appliqués sont donc identiques. En revanche, les profils de débit au point d'injection seront proportionnels à l'aire des ports d'injection, ce qui est visible sur la Figure 4-13.

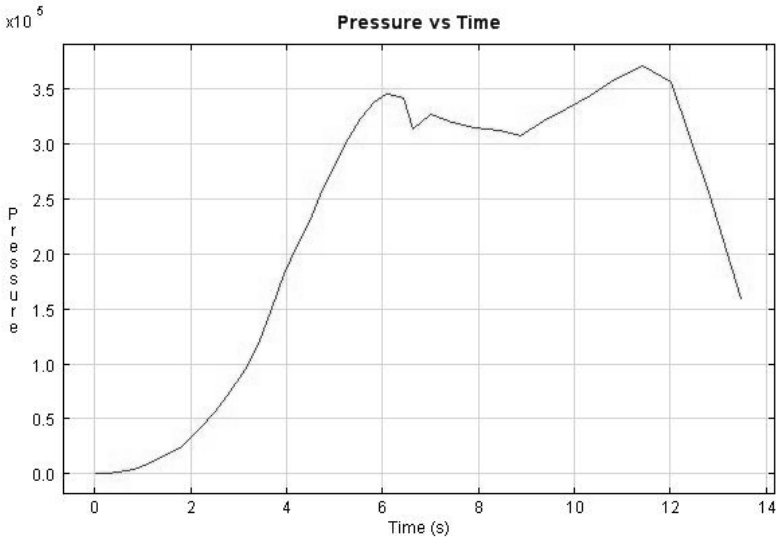


Figure 4-12 Profil de pression d'injection pour l'injection à vitesse de front optimisée.

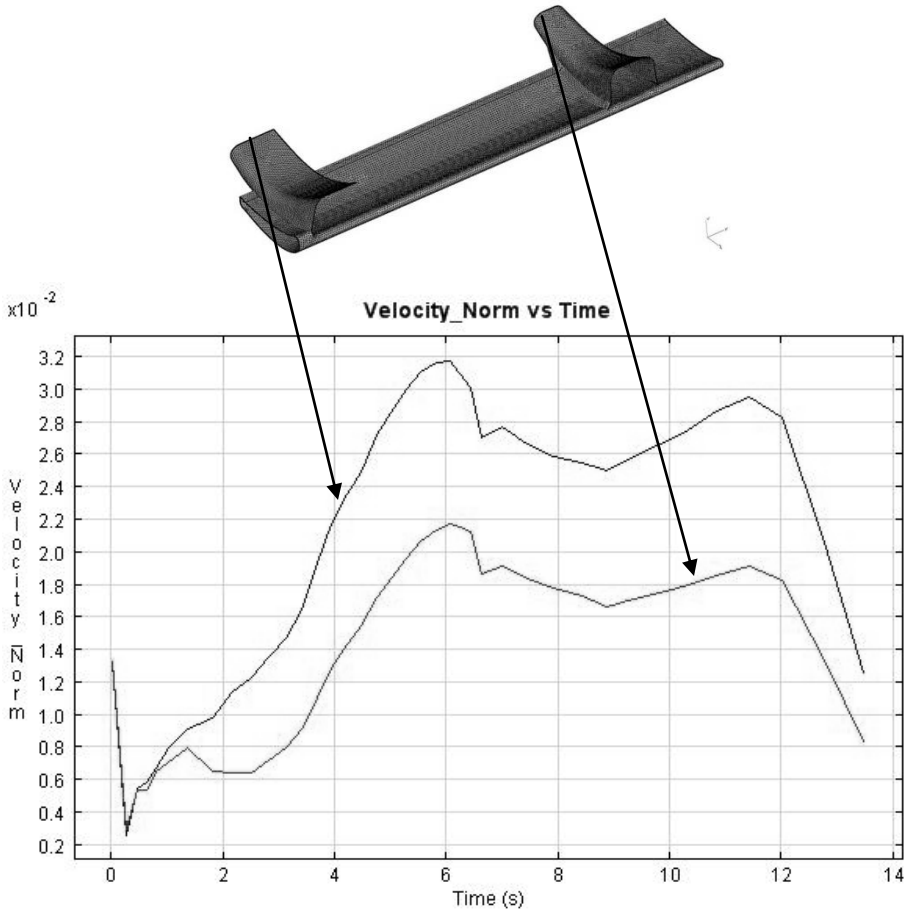


Figure 4-13 Profil des vitesses aux 2 ports d'injection pour l'injection à vitesse de front optimisée.

4.2 Conclusion

Une application a été réalisée sur une pièce aéronautique. La géométrie plus complexe révèle les limites du module d'optimisation : la forme complexe du front de résine donne un écart-type des vitesses important, le fait de se baser sur la moyenne de ces vitesses pour déterminer une valeur cible de vitesse de front est alors source d'erreurs. La solution d'injection calculée par le module réduit néanmoins la quantité de vides et homogénéise leur répartition.

Chapitre 5 - Conception d'un moule par simulation pour une application automobile.

Cette partie présente l'étude du remplissage d'un moule. Cette pièce a été choisie au cours du programme de recherche avec la société General Motors (GM) du Canada afin de démontrer le potentiel de l'injection flexible. La géométrie retenue est extraite d'un prototype de capot d'automobile. Ce type de pièce est généralement un composite de 3 mm d'épaisseur comprenant 30 % de fibres de verre et produit par le procédé SMC (« Sheet Moldig Compound »). L'objectif de ce chapitre est de démontrer la possibilité de la simulation numérique pour aider à mettre en place une fabrication par injection flexible. Tout d'abord, la pièce et ses caractéristiques sont détaillées ainsi que la géométrie représentative extraite pour la simulation. L'étude numérique du remplissage a été réalisée à l'aide du logiciel PAM-RTM afin de sélectionner une bonne stratégie d'injection. Comme nous ne disposons pas d'outil logiciel permettant de simuler le nouveau procédé d'injection flexible, l'étude sera menée dans le cas du procédé RTM (injection en moule rigide). Comme le début du remplissage de la cavité en injection flexible peut être assimilé au cas du RTM avec une surépaisseur, cette étude permettra néanmoins de choisir une stratégie d'injection.

5.1 Pièce originale

Différentes vues du capot d'automobile sélectionné comme pièce de démonstration sont disponibles sur la Figure 5-1. Cette pièce est un exemple de complexité moyenne. Les données initiales sont sous la forme d'un fichier IGES transmis par GM. La fabrication sera réalisée au Laboratoire de Fabrication Intégrée des Composites (LFIC), le laboratoire de recherche industriel du CCHP, qui est équipé pour produire des pièces de ce type.

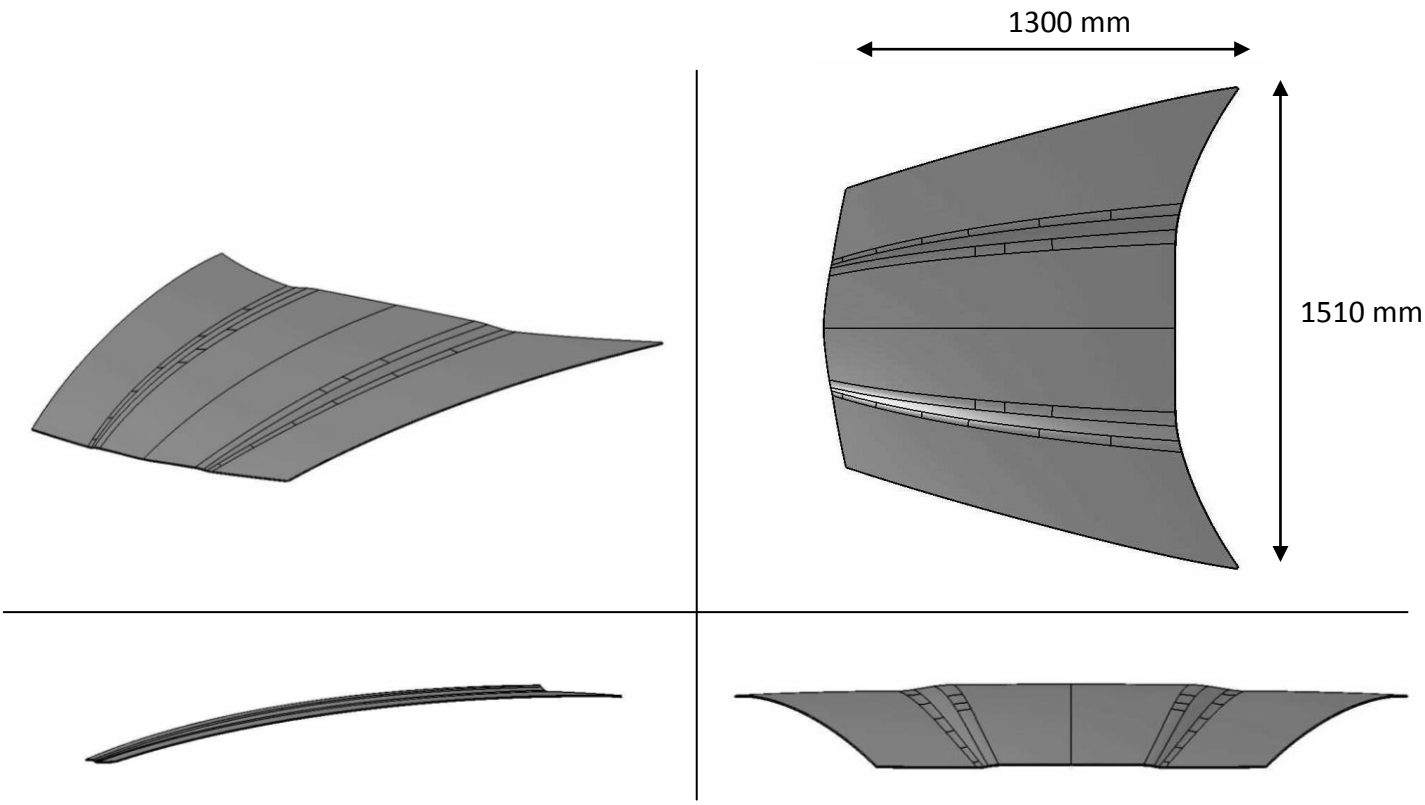


Figure 5-1 Vues de la pièce d'origine.

5.2 Pièce extraite

Afin de réaliser les simulations de remplissage, la géométrie est simplifiée en deux étapes. Pour commencer, la géométrie de la pièce réelle est réduite à un modèle 2.5D en ne conservant que la surface supérieure, ce qui permet de réaliser un maillage surfacique et réduire la charge de calcul. La seconde simplification concerne le rognage des nervures bordant la pièce. Le modèle original et le modèle simplifié sont présentés sur la Figure 5-2. L'épaisseur de la pièce de démonstration sera de 2.5 mm, cependant, suivant le renfort employé, elle peut atteindre 2.2 mm pour la fibre de verre et même à 2 mm pour de la fibre de carbone. Finalement, des canaux préférentiels sont ajoutés sur le pourtour de la pièce extraite. Comme le montre la Figure 5-2, à l'issue de la

première modification, les nervures entourant la pièce sont toujours présentes, ce qui donne la possibilité d'étudier leur impact sur le remplissage. La seconde version les supprime afin de rendre possible une comparaison rapide entre les différentes configurations d'injection.

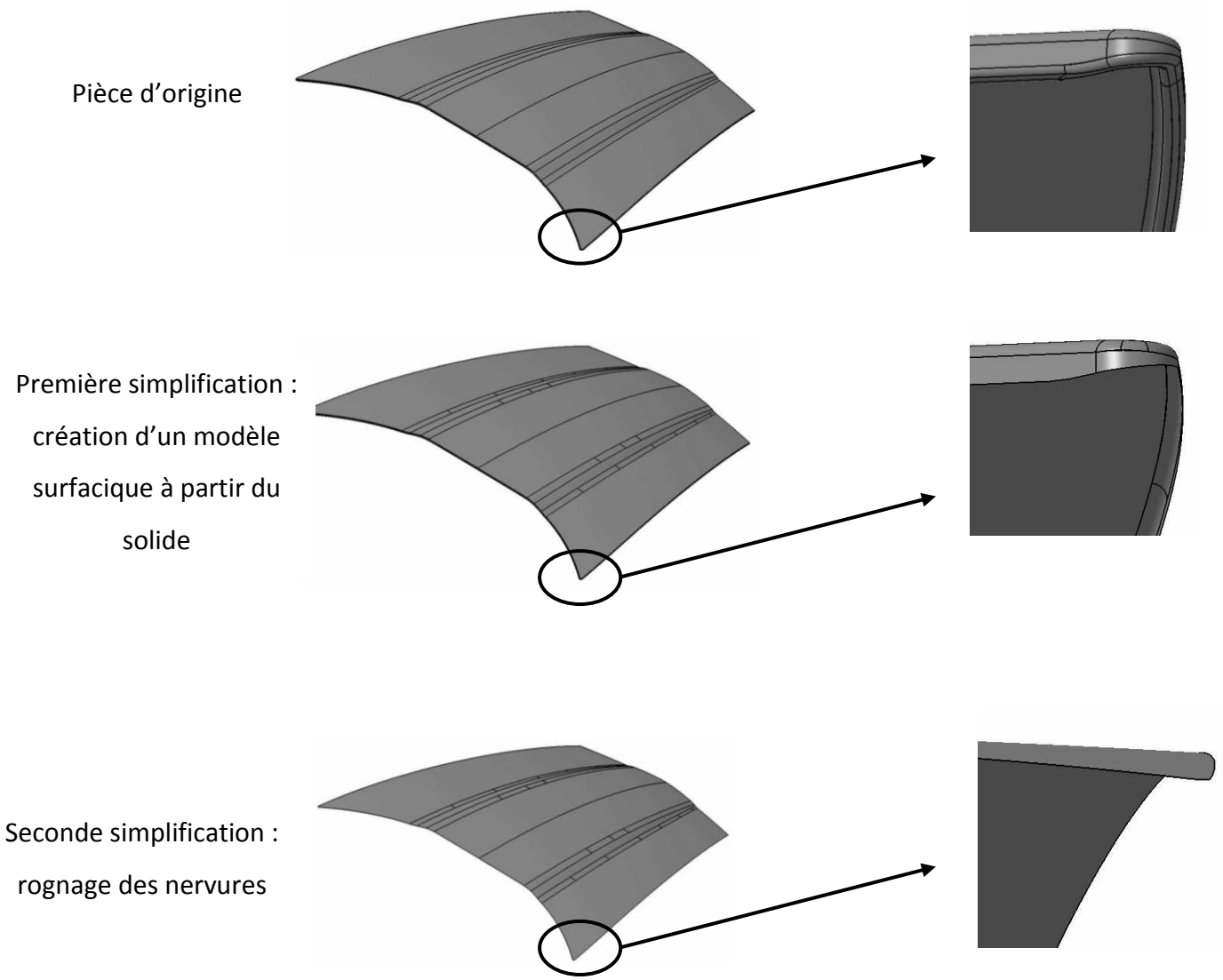


Figure 5-2 Simplifications de la pièce originale.

5.3 Maillage de la pièce de démonstration

5.3.1 Maillage pour les simulations de remplissage

Les simulations par éléments finis permettent de prédire le remplissage du moule. Pour cela, la géométrie est corrigée à l'aide du logiciel GAMBIT, afin de supprimer certains défauts sur le modèle surfacique comme certains trous. Un maillage est ensuite produit en utilisant des éléments triangulaires. Ce maillage est exporté dans un format neutre *neu* par GAMBIT, puis traduit dans le format *unv* avec GMSH pour satisfaire les standards de PAM-RTM. Ce maillage de base présenté dans la Figure 5-3 est constitué de 16 524 éléments et 8790 nœuds.

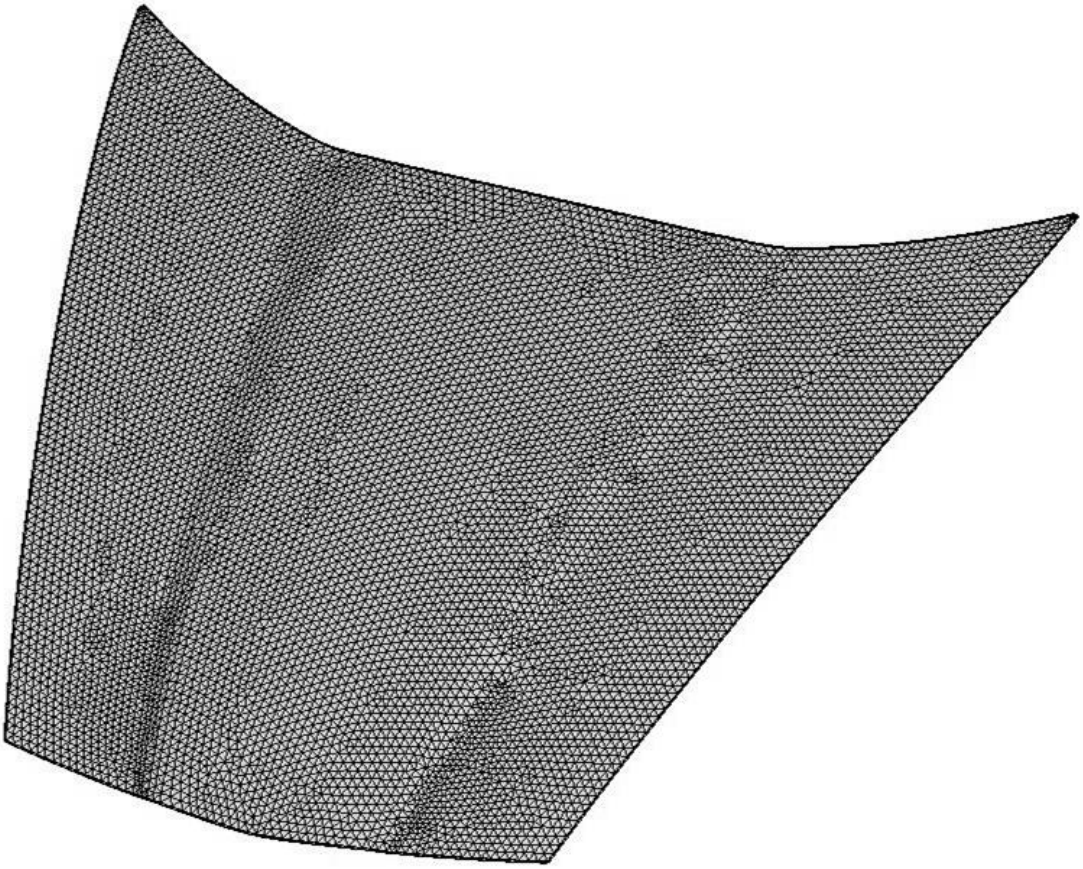


Figure 5-3 Vue du maillage.

5.3.2 Raffinement du maillage sur le contour de la pièce

Afin de prendre en compte les effets de bord pendant le remplissage, le maillage doit être adapté et intégrer un intervalle entre le bord du moule et le renfort. Cet espace se comporte alors comme un canal préférentiel lors de l'écoulement de résine. La perméabilité étant plus élevée le long des frontières que dans le renfort, l'afflux de résine au niveau des parois du moule est important, et modifie l'allure du remplissage du moule. L'intégration de cet effet de bord, également appelé « *race tracking* » en anglais, nécessite le remaillage des contours de la pièce. La largeur du canal est fixée à 3 mm et le maillage est construit avec 3 couches de triangles tel qu'illustré à la Figure 5-4. La modification de la géométrie correspond à l'ajout d'une bande avec le logiciel de CAO CATIA, puis le maillage reprend la procédure précédente.

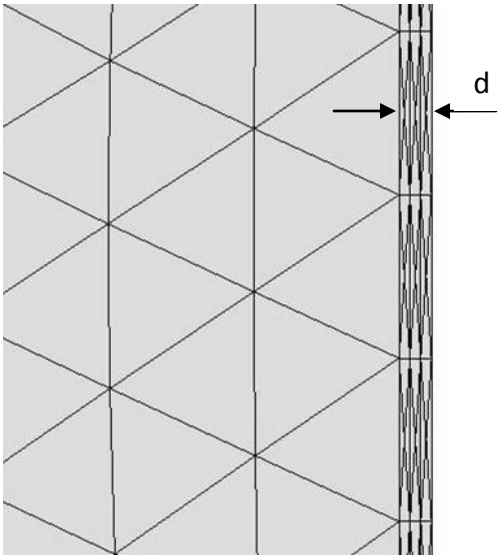


Figure 5-4 Remaillage du périmètre de la pièce pour représenter le canal d'écoulement préférentiel le long des bords de la pièce.

5.4 Matériaux

Dans le cas d'un remplissage de moule isotherme, la vitesse de Darcy dépend de la viscosité de la résine, si bien que le motif de remplissage sera identique pour n'importe quelle résine de même viscosité. De plus, comme l'équation de Darcy fait intervenir la perméabilité du renfort et la viscosité de la résine comme des facteurs de proportionnalité linéaires, l'allure du remplissage reste la même si la perméabilité et la viscosité changent. Seuls les temps de remplissage seront affectés : ils seront accélérés dans le cas d'une perméabilité plus grande ou d'une viscosité plus faible, et inversement le remplissage est ralenti dans le cas d'une perméabilité plus faible et d'une viscosité plus grande. Les simulations qui suivent seront menées pour la résine polyester T580-63 produite par AOC, qui présente une viscosité de 0.1 $Pa.s^{-1}$ à 80 °C, comme le montre la mesure de viscosité à la Figure 5-5.

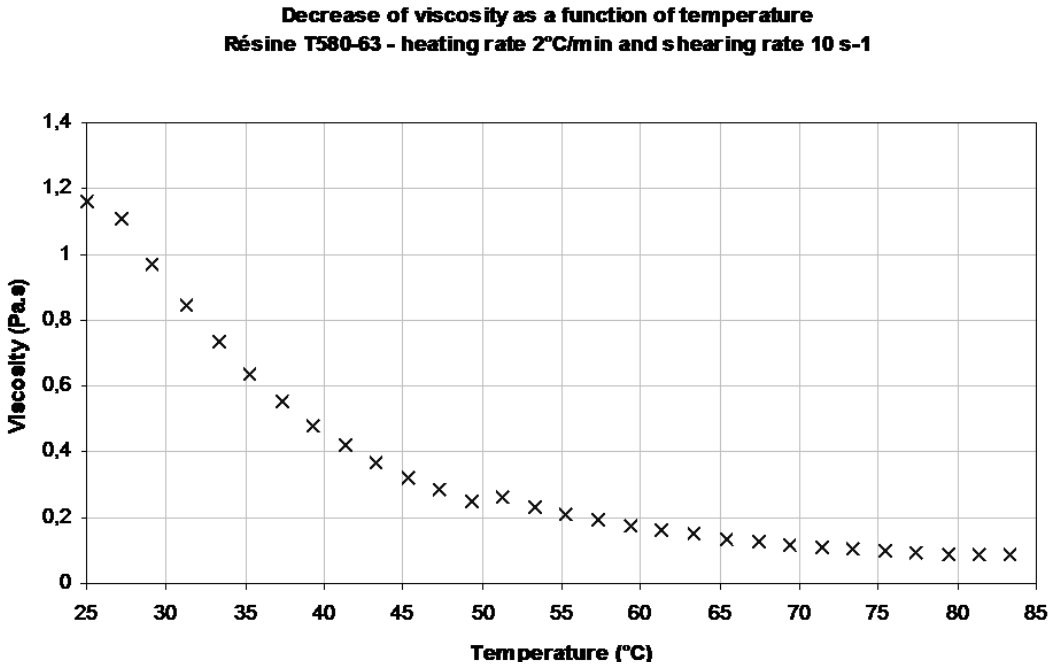


Figure 5-5 Évolution de la viscosité en fonction de la température de la résine polyester de AOC (tiré de [51]).

Le renfort considéré est un mat M8610 de densité surfacique 300 g/m^2 produit par Owens Corning. Les mats permettent de fabriquer des pièces de formes complexes grâce à une bonne drapabilité. Le mat sélectionné présente une compatibilité accrue avec les résines polyesters.

5.5 Analyse de remplissage isotherme

Avant de terminer la conception du moule, la stratégie de remplissage doit être clairement identifiée. Pour cette pièce, deux stratégies sont envisagées dans un premier temps, l'injection périphérique et l'injection centrale, semblent pertinentes d'un point de vue pratique et vont donc être simulées dans la suite. On commencera toutefois par déterminer les valeurs des paramètres physiques des matériaux, soit la viscosité de la résine et la perméabilité du renfort.

5.5.1 Perméabilité par zones

Conformément aux hypothèses de départ, la fraction volumique de fibres est fixée à $V_f = 30\%$. La relation de Kozeny-Carman permet de définir la perméabilité du renfort. Cette équation relie la perméabilité à la fraction volumique de fibres V_f de la façon suivante :

$$K = k \cdot \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^{\,2}} \qquad (1)$$

où k est la constante de Kozeny-Carman [m^2]. Pour les mats à fibres continues, la constante de Kozeny-Carman peut être approchée avec k = 1 10^{-10}m^2 [2]. En utilisant l'équation (1), la perméabilité du renfort est établie à K = 3.8 10^{-10} m^2. Toutefois, dans les abords immédiats de l'évent, les fibres sont tassées, ce qui affecte localement la fraction volumique de fibres ainsi que la perméabilité. Le volume de fibres prend alors une valeur de l'ordre de $V_f = 45\%$, ce qui conduit à diminuer la perméabilité locale à K_{local} = 8.2 10^{-11} m^2.

5.5.2 Cahier des charges de l'injection

Les conditions d'injection doivent respecter les points suivants :

- pression d'injection maximum : 5 bar,
- nombre de ports d'injection : de préférence 1 ou 2 au maximum,
- pression à l'évent : 0.1 bar,
- minimisation du nombre d'évents,
- diamètre maximum du port d'injection : 10 mm.

5.5.3 Injection périphérique

Le motif du remplissage lors d'une injection périphérique montre un écoulement de la résine depuis les contours vers le centre de la pièce. Pour produire ce type de motif, des canaux d'écoulement sont disposés le long des bords de la pièce afin de créer un écoulement préférentiel sur le pourtour de la cavité.

5.5.4 Effets de bords

Le principal obstacle à la modélisation des effets de bords se trouve dans la différence entre la perméabilité au milieu poreux représenté par le renfort fibreux et l'espace interstitiel qui est généralement plein d'air. L'écoulement de la résine est alors décrit par des équations différentes dans chacune des régions. Une approche simple, mais néanmoins fiable, a été développée par Hammami et al. [52]. L'interstice est considéré comme un milieu poreux. À condition que la largeur ne descende pas sous une valeur critique, il est possible d'obtenir une approximation de la perméabilité équivalente du canal. Le remplissage du moule est simulé en résolvant l'équation de Darcy sur l'ensemble du domaine. Pour un interstice infini, plan et de largeur d dans un milieu poreux, une approximation par excès de la perméabilité équivalente est donnée par la relation suivante :

$$K_{c,ave} = d^2/12 \tag{2}$$

L'évolution de la perméabilité équivalente en fonction de la largeur du canal est tracée sur la Figure 5-6. Pour un canal de largeur 3 mm, la perméabilité équivalente est fixée à 7.5 10^{-7} m^2.

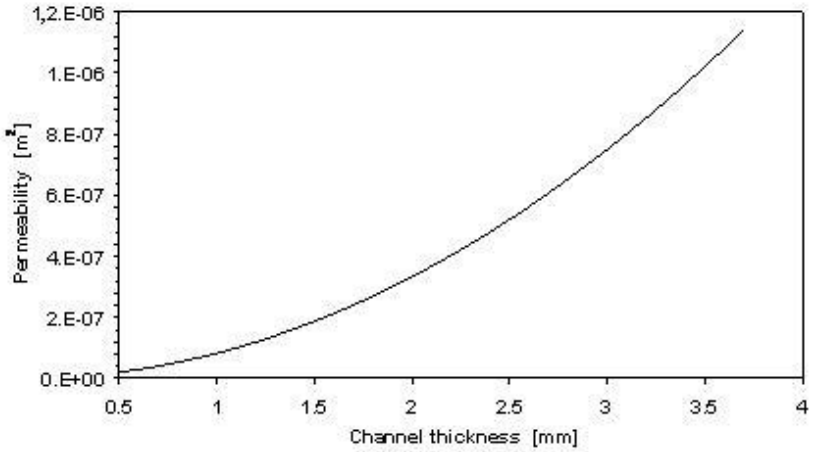


Figure 5-6 Perméabilité d'un canal ouvert (tiré de [51]).

5.5.5 Simulations de l'injection

La contrainte d'un port d'injection unique rend l'emploi des canaux d'écoulement préférentiels indispensables, car leur présence modèle le front de la résine. Quatre stratégies d'injection sont étudiées dans ce chapitre : une injection périphérique, deux injections lignes et une injection centrale. La simulation numérique fournit le temps de remplissage et la pression maximum dans le moule comme critères de comparaison entre les différentes stratégies d'injection.

- <u>Injection périphérique</u>

Cette stratégie d'injection requiert la présence de canaux d'écoulement sur tout le pourtour de la cavité.

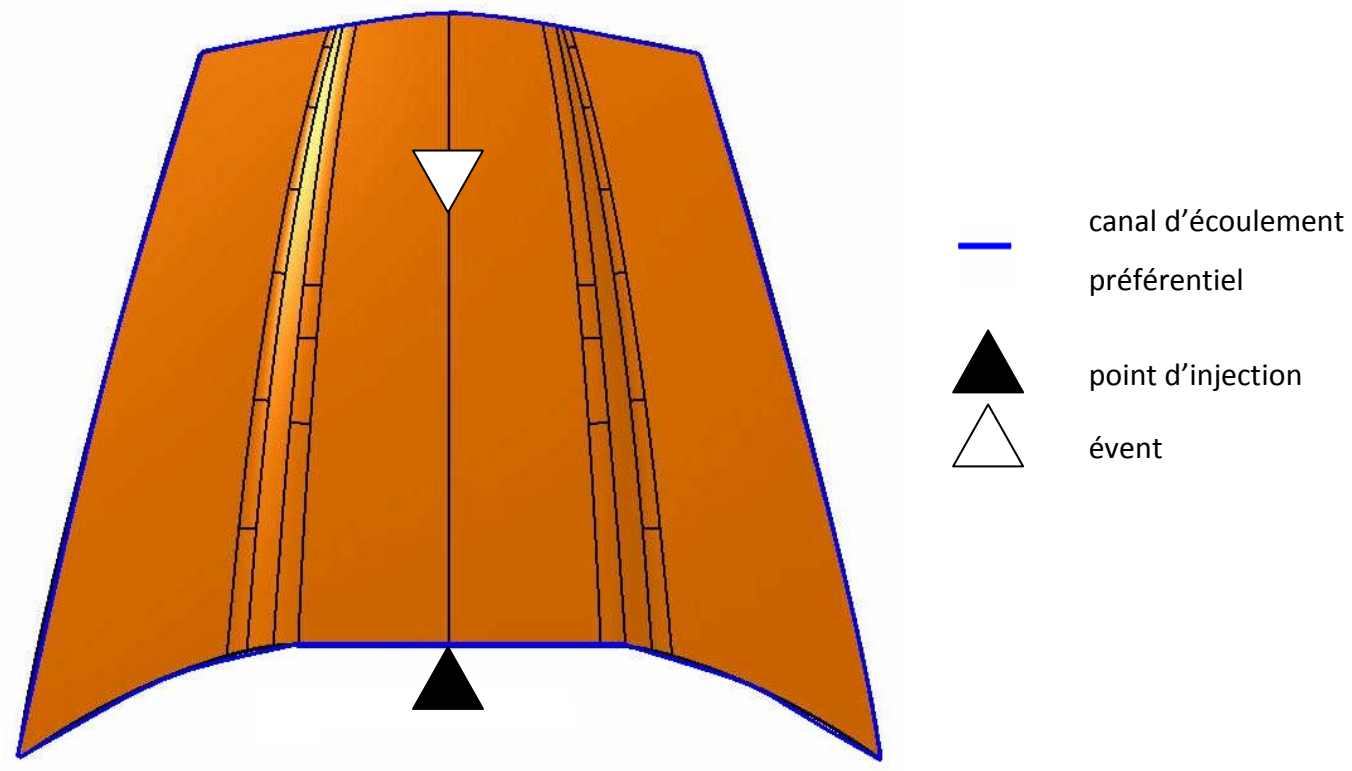


Figure 5-7 Configuration de l'injection périphérique.

La Figure 5-8 montre les principales étapes du remplissage du moule en fonction du temps. Les canaux d'écoulement préférentiels situés sur le pourtour de la pièce créent un écoulement convergent qui requiert un évent à l'intérieur de la pièce.

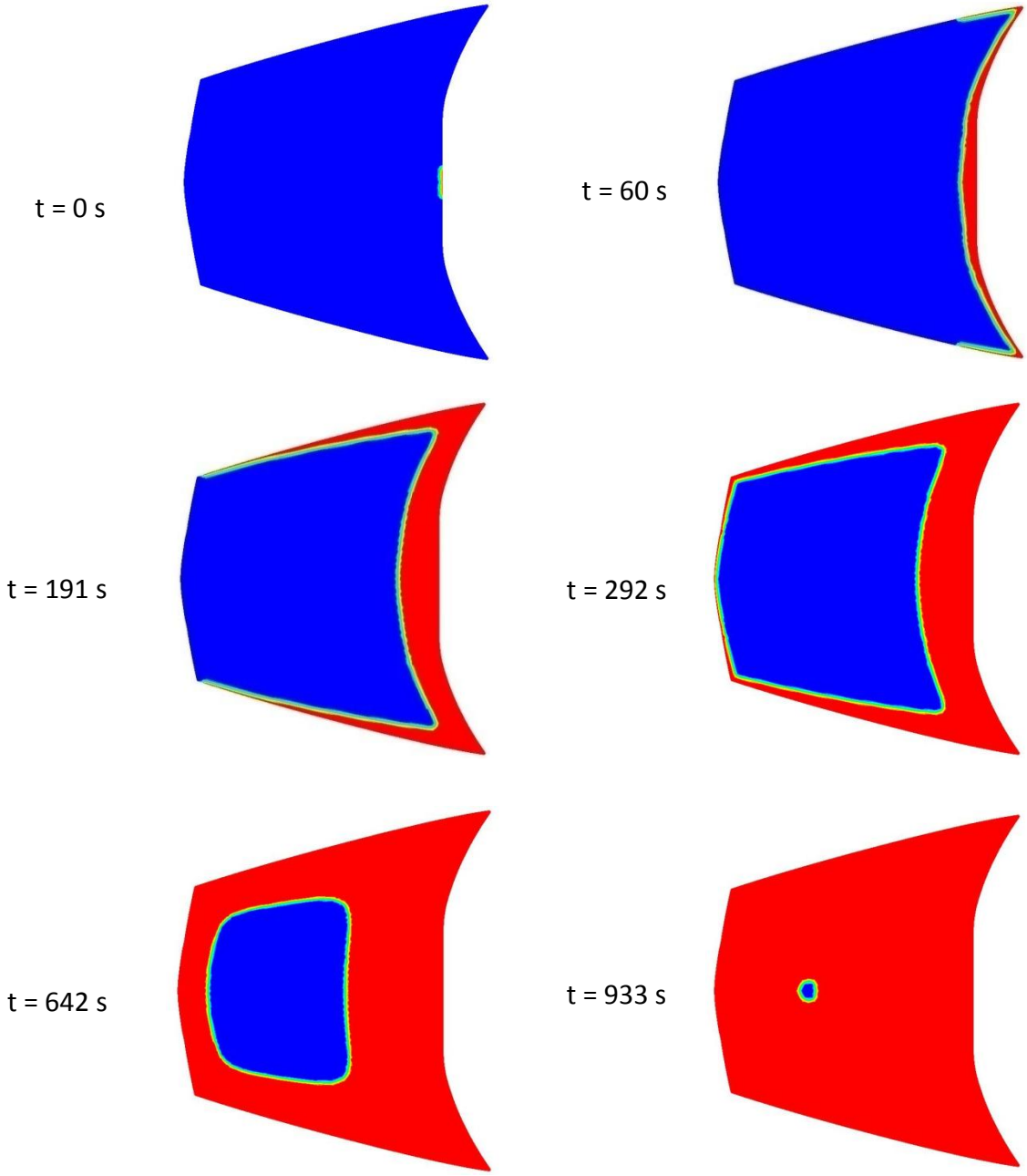


Figure 5-8 Remplissage lors de l'injection périphérique (t_{final} = 942 s).

- <u>Injection ligne (configuration 1)</u>

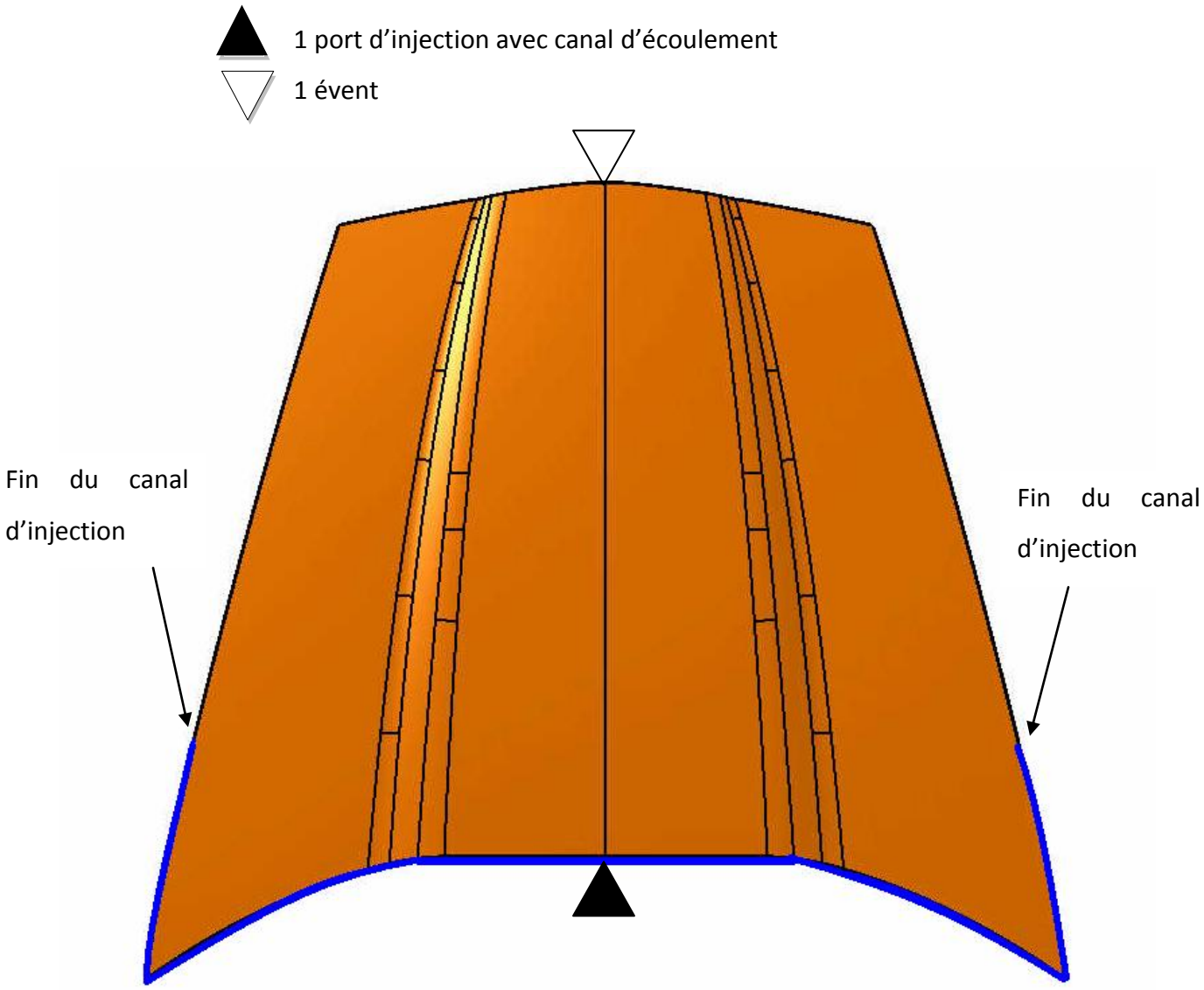


Figure 5-9 Configuration de l'injection ligne (configuration 1).

Dans cette configuration, les canaux d'injection ne sont présents que sur une partie de la bordure du moule. Le port d'injection et l'évent sont placés sur le pourtour de la pièce. Une fois le premier quart de la pièce rempli, le front de résine prend la forme

d'une ligne droite. Quand la moitié du moule est atteinte, le remplissage peut être qualifié de convergent. L'écoulement de la résine s'accélère et remplit la pièce jusqu'à ce que l'évent soit atteint sur le bord opposé.

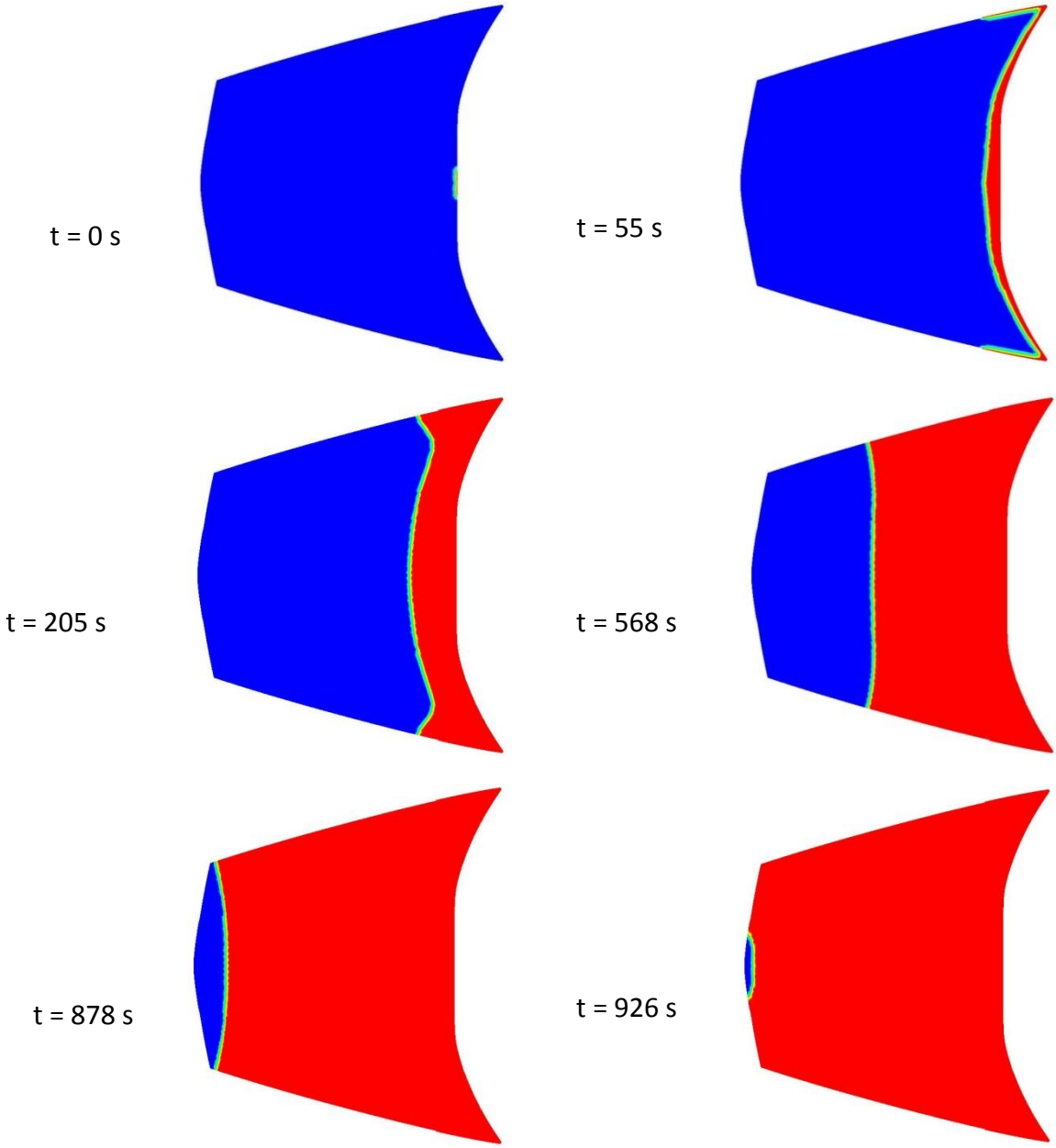


Figure 5-10 Remplissage lors de l'injection ligne, configuration 1 (t_{final} = 940 s).

- <u>Injection ligne (configuration 2)</u>

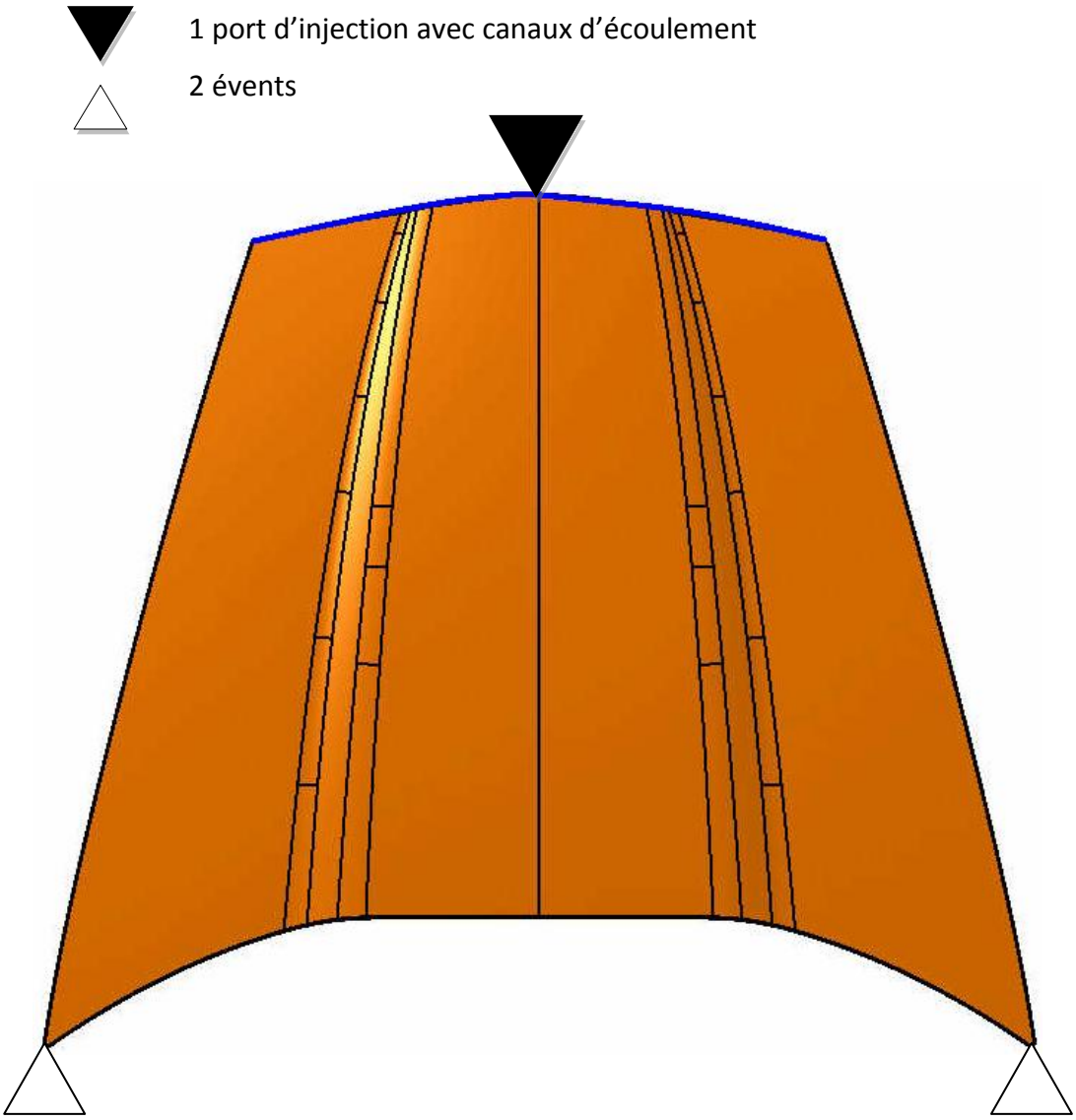


Figure 5-11 Configuration de l'injection ligne (configuration 2).

Dans ce cas, les évents et le port d'injection sont situés sur la bordure de la pièce. Quand le premier tiers du moule est atteint, le front de résine prend la forme d'une ligne, puis converge vers les évents situés sur le bord opposé.

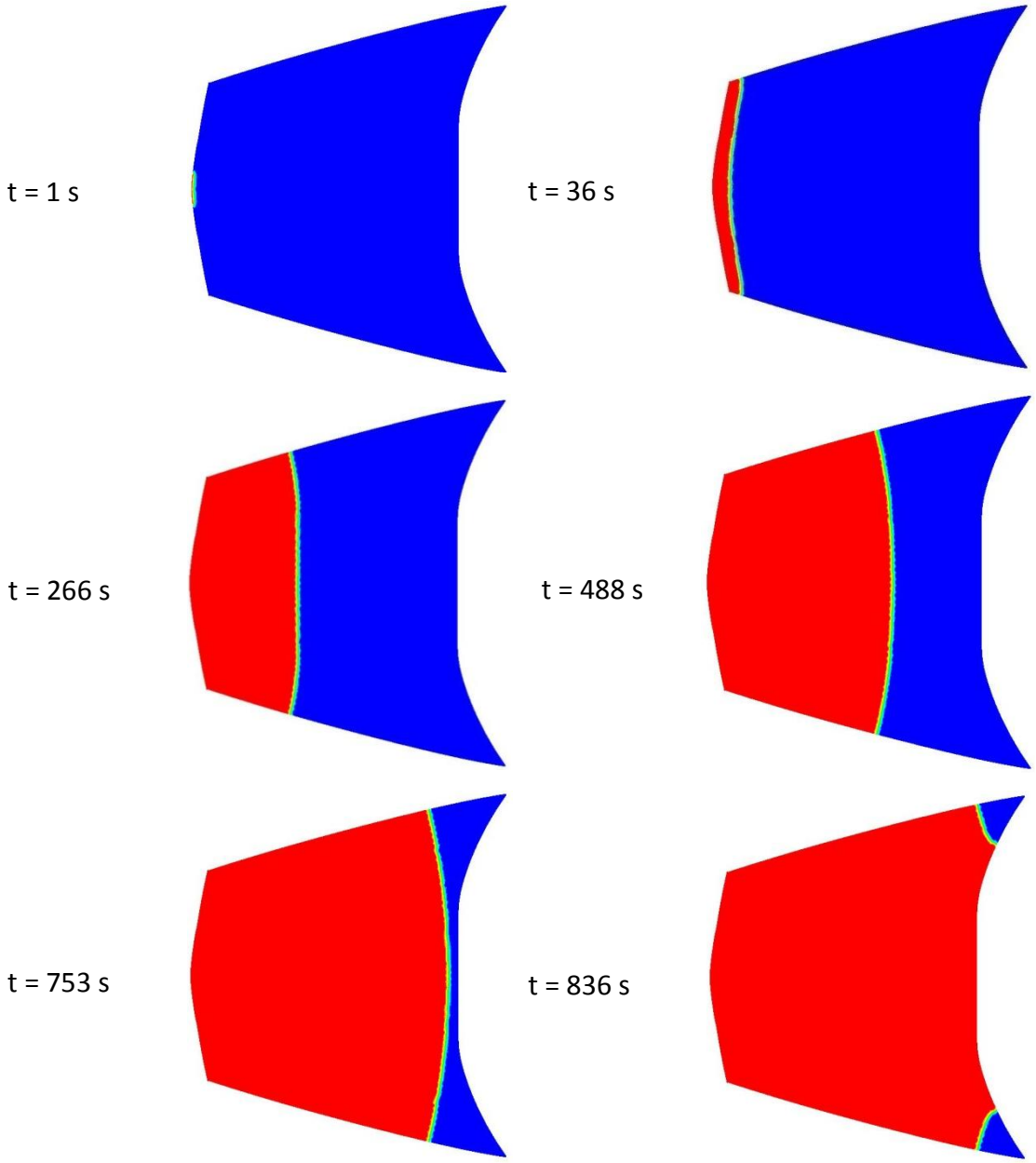


Figure 5-12 Remplissage lors de l'injection ligne, configuration 2 (t_{final} = 864 s).

- <u>Injection centrale</u>

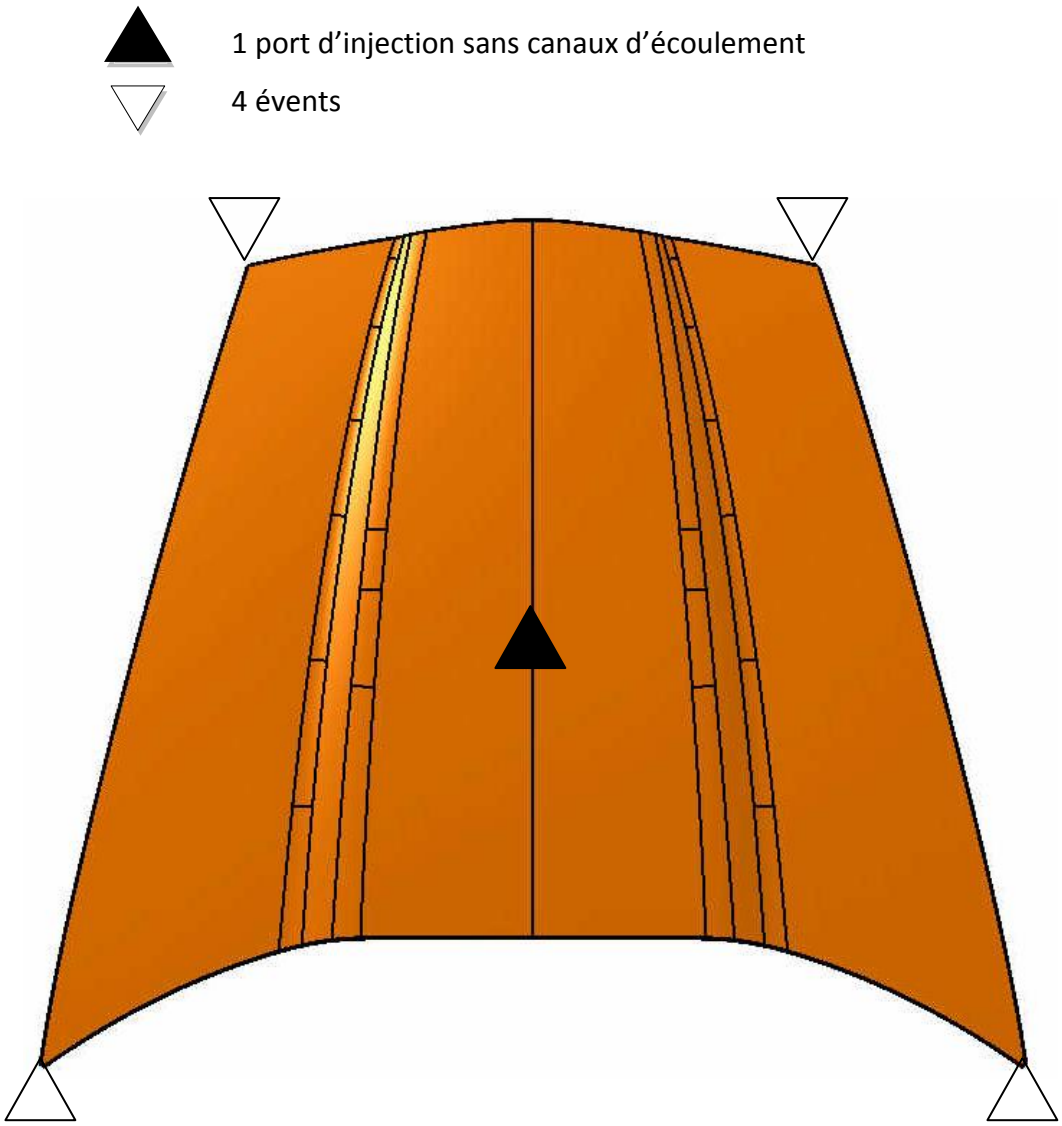


Figure 5-13 Injection centrale.

La configuration d'injection centrale nécessite 4 évents, un à chaque coin du moule. Les évents doivent être situés sur le bord de la pièce lorsque le port d'injection est placé à l'intérieur de la cavité du moule. Contrairement aux autres configurations, il n'y a pas de gaspillage de résine dans cette configuration, mais celle-ci réclame plus d'évents.

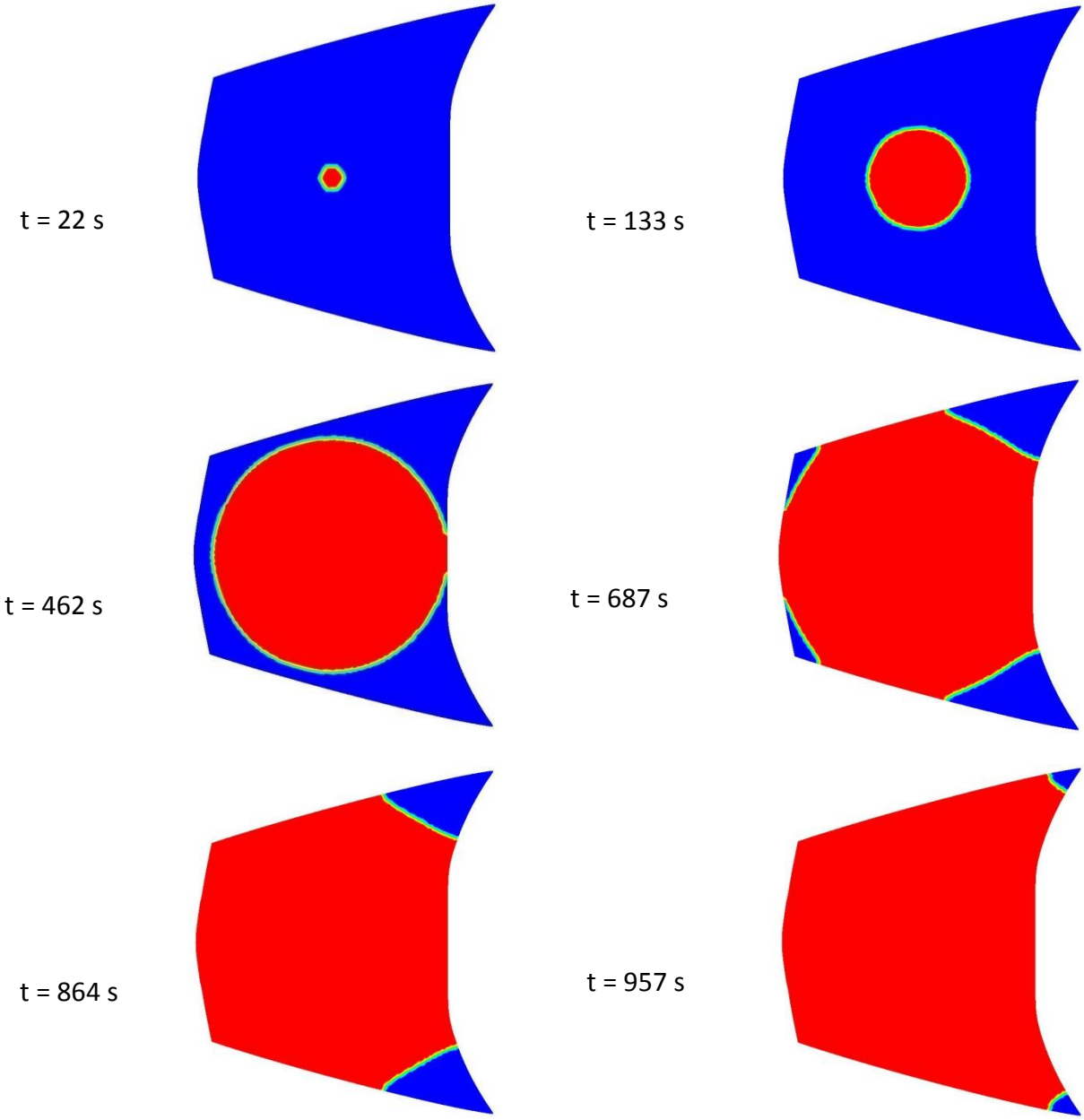


Figure 5-14 Remplissage lors de l'injection centrale (t_{final} = 1032 s).

5.5.6 Analyse des résultats numériques

<u>Simulations de remplissage</u>

Les simulations numériques ont été réalisées avec le logiciel de calcul par éléments finis PAM-RTM. Les paramètres principaux de la modélisation sont énumérés dans le

Tableau 5-1. On retrouve la viscosité de la résine, la perméabilité du renfort fibreux, la fraction volumique de fibres, la porosité et l'épaisseur de la pièce, et finalement, la perméabilité équivalente des canaux d'écoulement.

Tableau 5-1 Paramètres de l'injection

	Propriété	**Valeur**
Résine	Viscosité (μ)	0.1 Pa.s
Renfort	Perméabilité (K)	$3.8\ 10^{-10}$ m^{-2}
	Fraction de fibres (V_f)	0.3
	Porosité (Φ)	0.7
Pièce	Épaisseur (h)	2.5 mm
	perméabilité équivalente des canaux ($K_{éq}$)	$7.5\ 10^{-7}$ m^{-2}

Les simulations sont réalisées avec le logiciel PAM-RTM pour les quatre configurations citées précédemment, bien que ce dernier ne permette pas de simuler le procédé d'injection flexible. Les effets du fluide de compaction sur l'imprégnation du renfort ne sont pas pris en compte dans cette étude. Un résumé des temps de remplissage obtenus pour chaque configuration est donné dans le Tableau 5-2. L'objectif principal de l'ajout des canaux d'écoulement préférentiel est d'accélérer l'écoulement et donc, de diminuer le temps de cycle. Trois des configurations proposées dans ce chapitre font intervenir un canal d'injection préférentiel : l'injection périphérique et les deux injections lignes.

Tableau 5-2 Comparaison des temps de remplissage

Configuration	Temps (s)	Pression maximum (bar)
Injection périphérique	942	1.02
Injection ligne (configuration 1)	942	2.96
Injection ligne (configuration 2)	864	4.72
Injection centrale	1032	4.62

Les quatre configurations d'injection considérées dans ce chapitre vont être comparées en termes de temps de remplissage, pression maximum à l'intérieur du moule, nombre d'évents et positions des évents et du port d'injection.

- Comme attendu, l'injection périphérique donne un temps de remplissage court, ainsi qu'une pression maximale plus faible. Afin de réaliser une injection périphérique à partir d'un port d'injection unique, l'utilisation de canaux d'injection est indispensable. Cela conduit à un gaspillage de résine à chaque injection. Cette configuration nécessite un port d'injection sur le bord de la pièce et un évent à l'intérieur de la cavité du moule.
- La première configuration de l'injection ligne donne le même temps de remplissage que l'injection périphérique, mais requiert une pression maximale environ trois fois supérieure, tout en restant dans les limites établies précédemment. Les canaux d'injection couvrent moins de la moitié du pourtour de la pièce, réduisant d'autant les pertes de résine qu'ils occasionnent. Le port d'injection et l'évent sont situés sur le bord de la pièce, ce qui s'avère commode d'un point de vue pratique.
- La seconde configuration de l'injection ligne donne le temps de remplissage le plus court, mais réclame la pression maximale la plus élevée. Toutefois, en comparaison avec l'injection ligne partant du bord le plus large de la pièce, la position des évents est plus robuste. Dans la première configuration, si un effet de bord non désiré apparaît, l'écoulement convergent peut manquer l'évent placé au centre du bord

opposé. Dans le cas d'une injection ligne à partir du bord le plus petit (configuration 2), le même problème ne compromettrait pas l'injection puisque les évents sont situés dans les deux coins de la pièce, assurant de cette façon la convergence de l'écoulement vers les évents.

- L'injection centrale ne demande pas l'utilisation de canal d'injection. Il n'y a donc pas de gaspillage de résine. Toutefois, quatre évents sont nécessaires, deux d'entre eux devant être fermés pendant l'injection afin d'éviter les fuites de résine. Le temps de remplissage est supérieur de 150 secondes aux deux précédentes stratégies. La pression maximale est plus de 1.5 fois au-dessus de celle d'une injection ligne.

En conclusion, l'injection centrale et l'injection périphérique sont rejetées, car elles nécessitent plus de résine et une opération d'ébarbage lourde. En ce qui concerne les injections ligne, les temps de remplissage et pressions maximales respectent les besoins initiaux. De plus, ces stratégies proposent une répartition des évents et du port d'injection sur les bords de la pièce, alors que les autres sont plus délicates à mettre en œuvre, car les ports d'injection et/ou les évents sont situés à l'intérieur de la cavité du moule. Comme ceci facilite de façon notable la conception du moule, les injections ligne représentent de bonnes solutions.

À partir des simulations précédentes, une nouvelle stratégie d'injection est proposée en s'appuyant sur la seconde configuration injection ligne partant du bord le plus court de la cavité. Pour des raisons pratiques de fabrication du moule, le port d'injection est placé dans un coin. Cette nouvelle configuration est illustrée sur la Figure 5-15. Le motif de remplissage est montré sur la Figure 5-16. Le résultat est légèrement différent du comportement de la seconde configuration de l'injection ligne, mais néanmoins similaire. Le temps de remplissage reste inchangé et la pression maximum présente une légère hausse visible dans le Tableau 5-3.

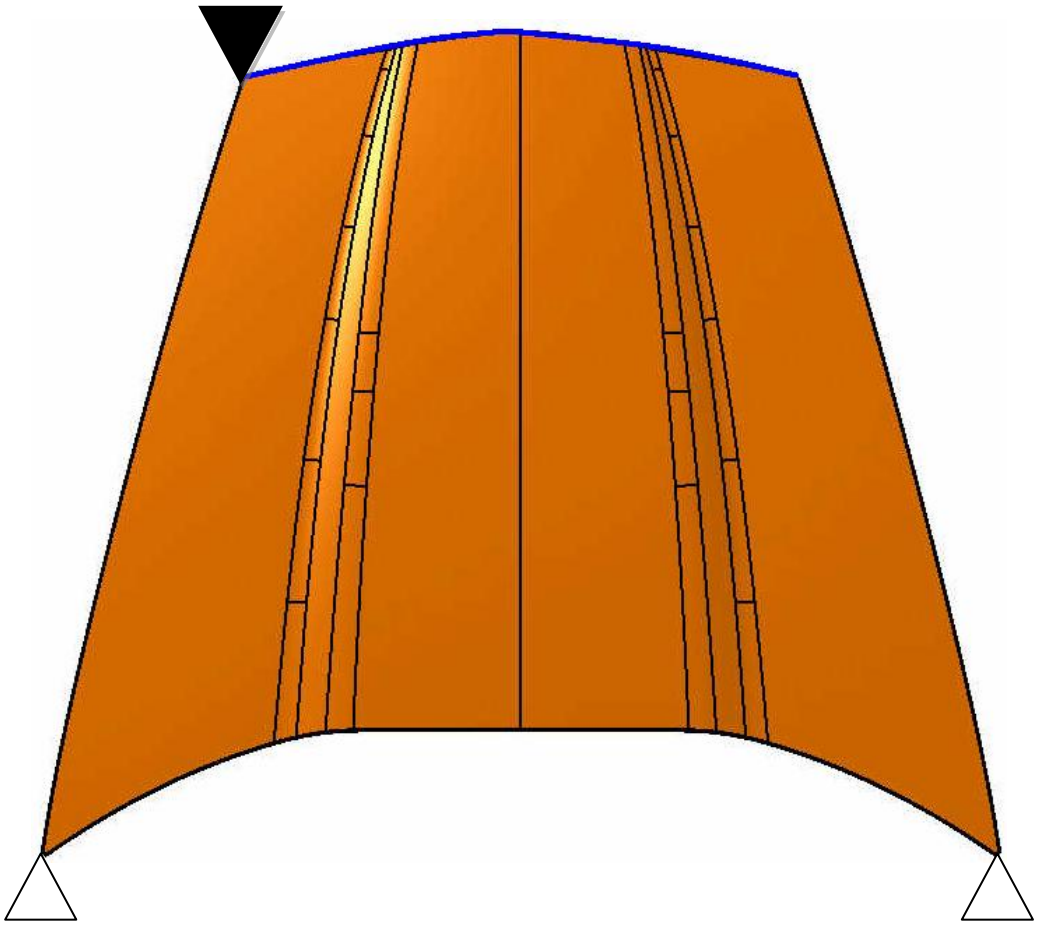


Figure 5-15 Configuration utilisée pour la conception.

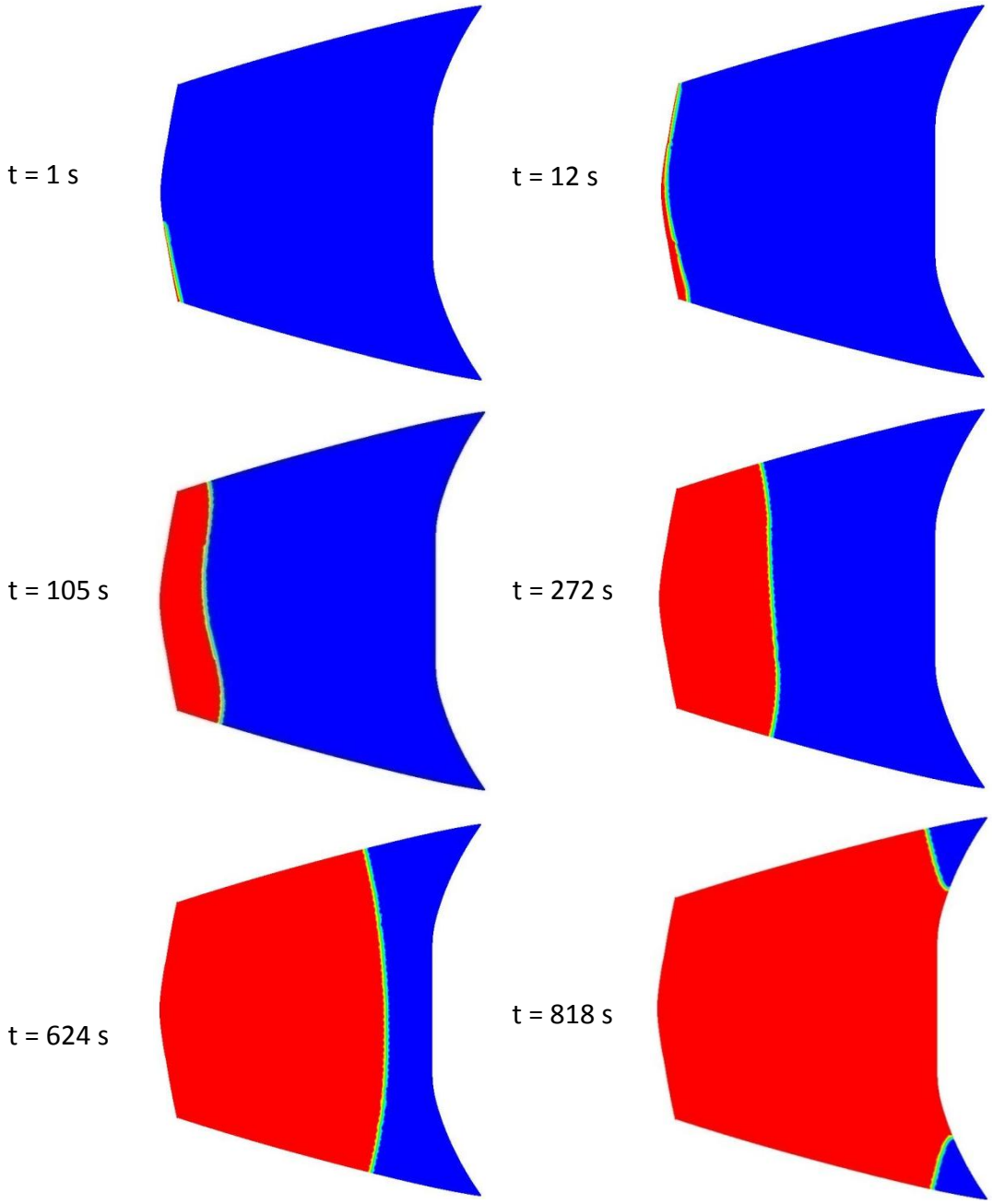


Figure 5-16 Remplissage lors de l'injection ligne, troisième configuration (t_{final} =866 s).

Tableau 5-3 Résultats pour la configuration de conception

Temps de remplissage	866 s
Pression maximum	5.16 bar

5.5.7 Injection flexible

Les simulations précédentes ont été réalisées pour le procédé RTM. Afin d'obtenir un ordre de grandeur du temps de remplissage en injection flexible, le remplissage RTM d'une pièce avec surépaisseur va être calculé. Ceci correspond à la première étape, la plus longue, de l'injection flexible,c'est-à-dire l'injection de la résine avant celle du fluide de compaction.

Tableau 5-4 Caractéristiques de la pièce finale

Épaisseur de la pièce finale	2.1 mm
Épaisseur de la chambre de compaction	0.7 mm
V_f de la pièce finale	0.45
Perméabilité (V_f = 0.45)	3.65 10^{-10} m^2
Volume de la pièce	0.003 m^3
Volume de résine injecté	0.0015 m^3
Viscosité	0,1 Pa.s

La simulation est donc réalisée pour une épaisseur de la cavité du moule de 2.8 mm (épaisseur de la pièce + épaisseur de la chambre de compaction) à comparer avec une pièce de 2.1 mm d'épaisseur. Le changement d'épaisseur affecte la fraction volumique de fibres ainsi que la perméabilité, car l'hypothèse du renfort occupant tout l'espace de la cavité du moule est consistante. Le volume de résine injecté est évalué à partir du volume de la pièce d'origine et de la porosité du renfort. Le Tableau 5-5 donne les nouvelles valeurs des différents paramètres.

Tableau 5-5 Paramètres pour l'injection flexible (étape d'injection de la résine)

Volume de la cavité du moule	0.004 m^3
V_f dans la grande cavité	0.3375
Perméabilité (V_f = 0.33)	1.25 10^{-9} m^2

Le volume de la cavité du moule est évalué à partir de celui de la pièce originale pour une épaisseur de 2.8 mm avec l'aide du logiciel de conception CATIA. La nouvelle fraction volumique de fibres est calculée à partir du volume de la cavité en faisant l'hypothèse que le renfort remplit toute la cavité. Afin d'obtenir la nouvelle perméabilité du renfort, toujours en tenant compte de l'hypothèse précédente, on utilise l'équation de Kozeny-Carman [53] qui fournit une relation entre la perméabilité et la fraction volumique de fibres. On peut ainsi calculer la perméabilité du renfort pour n'importe quelle fraction volumique de fibres.

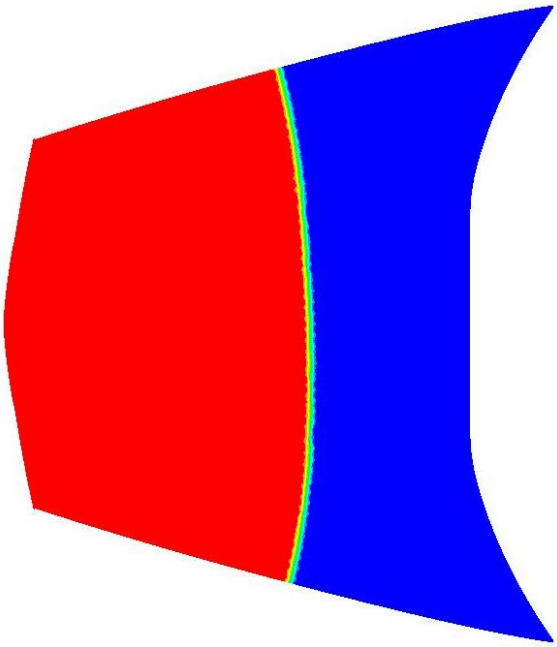


Figure 5-17 Remplissage RTM en injection flexible (étape d'injection de la résine).

La Figure 5-17 montre la position du front à la fin du remplissage RTM pendant la première étape de l'injection flexible, soit l'injection de résine. La cavité du moule est remplie à 66 % et la forme du front de résine est favorable pour l'étape suivante du procédé, soit l'injection du fluide de compaction. Pour évaluer le gain de temps obtenu avec l'injection flexible, la première étape d'injection de la résine est comparée à l'injection RTM de la pièce originale. La pression d'injection est fixée à 7 bars, et la pression de vide à 0.1 bar. La résine est injectée en 45 secondes (voir Figure 5-18). Il est intéressant de noter la progression non symétrique du front de résine le long des bords de la pièce. C'est la conséquence du positionnement du port d'injection sur un des coins de la pièce. Ceci présente l'avantage de s'assurer que c'est toujours le même évent qui est atteint par la résine à la fin du remplissage du moule, augmentant ainsi la robustesse de cette stratégie d'injection. La même pièce fabriquée avec le procédé RTM se remplit en 533 secondes (voir Figure 3-19). L'injection flexible permet donc un gain de temps par un facteur 10.

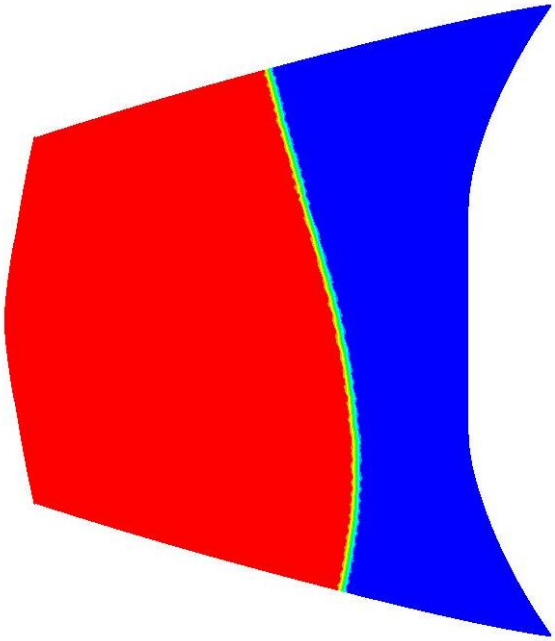


Figure 5-18 Position du front de résine à la fin de l'injection de la résine en injection flexible (45 s).

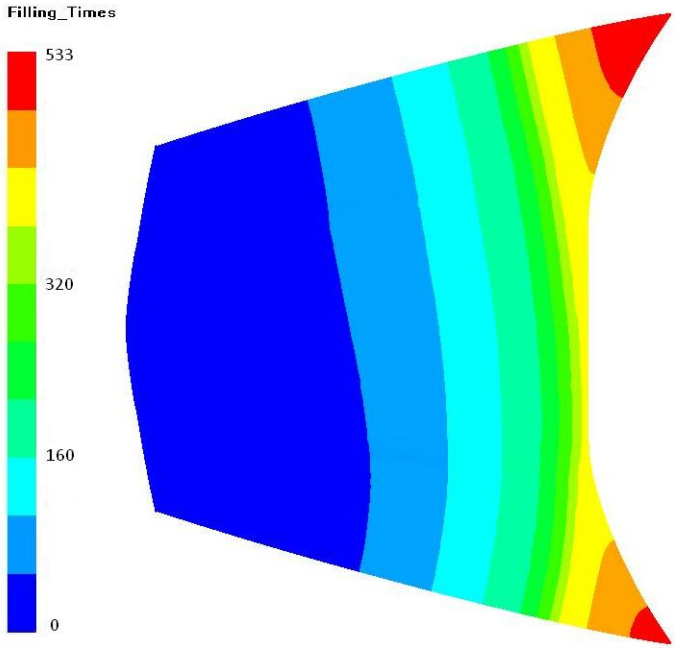


Figure 5-19 Remplissage de la pièce originale en RTM (t_{final} = 533 s).

En injection flexible, l'injection du fluide de compaction achève l'étape d'injection quelques secondes après que la quantité mesurée de résine ait été injectée. Par conséquent, il est possible d'estimer, à partir de nos expériences et des résultats des simulations numériques, que la fabrication de cette pièce par injection flexible est environ dix fois plus rapide que par le RTM.

5.6 Conclusion

Ce chapitre propose de choisir une stratégie d'injection pour la fabrication par injection flexible d'une pièce composite. Cette pièce est un capot automobile dont les dimensions globales approximatives sont 1.51 m x 1.3 m et d'épaisseur 2.5 mm. Des simulations numériques sont conduites pour différentes configurations d'injection dans le cas d'une analyse isotherme. L'étude vise à simuler le remplissage de la pièce complète avec le procédé RTM. Même si les simulations du procédé RTM ne représentent pas complètement le procédé d'injection flexible, les calculs numériques

fournissent une première approximation du remplissage du moule qui va aider le concepteur à placer adéquatement les ports d'injection et évents dans le moule.

La résine utilisée est soit une résine polyester avec une viscosité de 0.1 Pa.s à 80 ˚C soit l'époxy ACE de GM qui présente une viscosité de 0.01 Pa.s à 85 ˚C. Dans ce dernier cas, les temps de remplissage seront environ dix fois plus rapides, et l'allure du remplissage de la cavité restera identique. Le renfort fibreux est un mat à fibres continues aléatoires M8610 du fabricant Owens Corning. La perméabilité pour une fraction volumique de 30 % est 3.8 10^{-10} m^2. La largeur des canaux d'écoulement préférentiel est fixée à 3 mm, ce qui leur donne une perméabilité équivalente de 7.5 10^{-7} m^2.

Les calculs numériques du remplissage sont effectués pour un modèle éléments finis dérivé d'une géométrie simplifiée de la pièce originale. Quatre stratégies d'injection ont été simulées et discutées. Les configurations d'injection ligne ont été retenues à cause de la réduction simultanée du temps d'injection et du nombre de ports d'injection. La stratégie d'injection ligne à partir du côté le plus court se démarque en raison de la robustesse du remplissage. Il est également bon de noter que la pression dans le moule peut être diminuée en régulant le débit d'injection.

L'analyse des résultats de simulation a conduit à définir l'outillage pour la production de la pièce de démonstration avec un positionnement adéquat du port d'injection et des évents pour une injection ligne à partir d'un des coins du moule. Une approximation du temps de remplissage en injection flexible a également été évaluée. Cette étude montre que l'injection flexible est environ dix fois plus rapide que le procédé RTM.

Chapitre 6 - Visualisation et prédiction de la saturation progressive d'un renfort fibreux

Dans ce chapitre, le problème du suivi de la saturation progressive d'un renfort fibreux pendant l'injection d'une résine polymère est abordé du point de vue analytique et expérimental. Un modèle analytique de la saturation est en cours de développement. Concernant le suivi expérimental de la saturation progressive d'un renfort fibreux, un nouveau montage de laboratoire a été développé. Sa description ainsi qu'un plan d'expériences associé sont décrits dans ce chapitre.

6.1 Visualisation de la saturation lors de l'injection d'une pièce composite.

6.1.1 Montage expérimental

Le suivi expérimental de la saturation pendant le remplissage d'un moule a déjà fait l'objet de nombreux travaux (voir revue bibliographique). La technique retenue pour le montage proposé ici est la transmission de la lumière. Le choix de cette méthode est guidé par le besoin de réaliser l'expérience dans le cadre d'un laboratoire de fabrication avec des moyens conventionnels et économiques, sans toutefois sacrifier la qualité des résultats.

L'injection est réalisée grâce à un système d'injection conçu sur mesure afin de contrôler précisément la fabrication. L'architecture retenue s'appuie sur deux pistons alimentant séparément le montage en résine et en catalyseur. Les pistons ont été préférés à des pompes classiques à palettes, car ils proposent une meilleure répétabilité pour le type d'injection choisi. On souhaite contrôler les injections en débit. On y parvient en régulant la vitesse du piston. Le mouvement des pistons est

commandé par deux machines de traction-compression, ce qui assure une maîtrise extrêmement précise de la vitesse et de la position des pistons. Ces machines déplacent le piston grâce à une traverse mue par deux vis à billes. Les capteurs qui mesurent la vitesse et la position de la traverse sont des encodeurs optiques d'une précision de 10,000 points par révolution. Au cours des expériences de fabrication, le débit maximum atteint par le système d'injection est de 10 mL/s, valeur située dans la zone de précision des capteurs. Les deux composants atteignent ensuite un mélangeur statique et finalement la tête d'injection fixée au moule. Le montage comporte également un système de nettoyage qui permet d'évacuer la résine activée restant dans les tuyaux à l'issue d'une injection, sans intervention directe sur l'installation. Le réseau de capteurs installé permet de connaître la pression au point d'injection ainsi que sur les lignes d'acheminement de chaque composant. Un débitmètre est également monté sur la ligne de résine.

Le schéma du montage est visible sur la Figure 6-1. L'élément central de ce dispositif expérimental est le moule PF1, destiné à fabriquer une pièce rectangulaire d'épaisseur constante. Les parties supérieure et inférieure du moule sont en acrylique transparent, une caractéristique indispensable pour l'expérience.

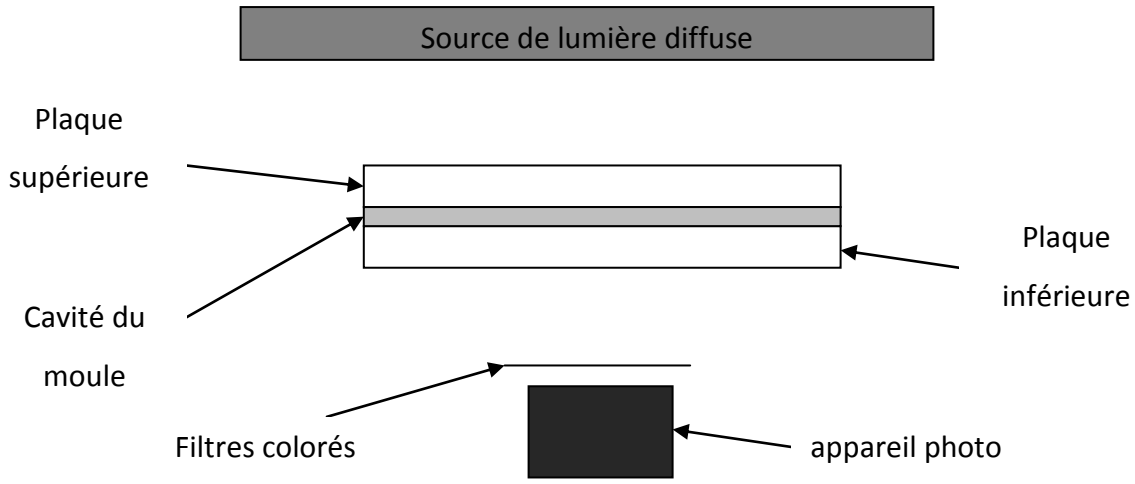


Figure 6-1 - Schéma de principe du montage expérimental.

Le moule est fabriqué en acrylique. Il possède la particularité importante d'être transparent et donc de permettre une visualisation des phénomènes reliés à l'injection. L'expérience porte sur l'injection d'une résine vinylester sur un renfort en fibres de verre. Le verre et la résine possèdent des indices de milieu proches (autour de 1,5), alors que l'air affiche un indice de 1. Ainsi lorsque le renfort n'est pas saturé (présence d'air dans les pores), l'intensité transmise est faible (forte réflexion due à la différence d'indices entre le verre et l'air). Dans le cas d'un milieu fortement saturé, les indices de la résine et du verre étant proches, ceci permet une transmission élevée de l'intensité lumineuse. On peut donc mettre en relation la saturation du milieu poreux avec l'intensité lumineuse émergente.

Le moule est chargé avec 5 plis de tissus bidirectionnels TG 15N60 afin de fabriquer des pièces rectangulaires de 34 cm x 11 cm ayant une épaisseur de 3,175 mm et un volume de fibres de 32 %. La résine est une formulation vinylester Derakane 411-350.

La source lumineuse est constituée de deux tubes fluorescents au mercure. Le spectre de ce type de lampe présente une raie prédominante autour de 546,1 nm. Cette

longueur d'onde est dans le domaine du vert. Afin de profiter de ce pic d'intensité, la lumière transmise à travers l'échantillon est filtrée à l'aide de filtres colorés superposés afin d'isoler au mieux la raie d'intensité. On parvient par exemple à supprimer efficacement une autre raie présente à 435,8 nm. Le résultat de la superposition des filtres est visible sur la Figure 6-2. Deux plaques de verre dépoli disposées entre la source lumineuse et la partie supérieure du moule sont utilisées pour diffuser la lumière et garantir ainsi une intensité incidente homogène sur toute la surface de la plaque supérieure du moule.

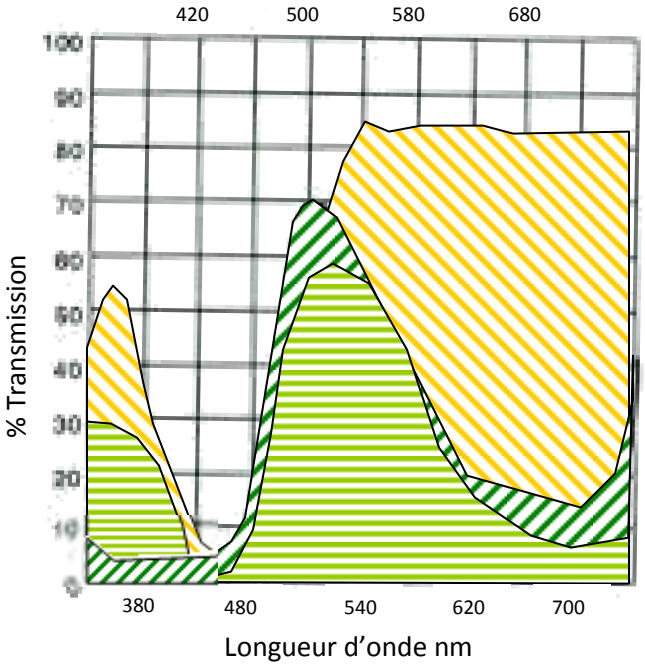


Figure 6-2 Superposition des transmitances des filtres en fonction de la longueur d'onde.

Les prises de vue sont réalisées à l'aide d'un appareil photo, un Canon Powershot G10. Les clichés sont pris à intervalles réguliers de 10 s et les caractéristiques de prise de vue sont constantes et réglées en mode manuel (voir Tableau 6-1).

Tableau 6-1 Réglages de l'appareil photo

Ouverture du diaphragme	Temps d'ouverture	Sensibilité lumineuse
f8.0	1/60	ISO 400

La position de l'appareil permet d'avoir une vue d'ensemble de la pièce fabriquée. Un support disposé sous le moule assure un positionnement identique lors de chaque expérience. La proximité de l'appareil avec le montage induit des artéfacts optiques comme de la distorsion (les lignes droites se courbent lorsqu'on s'éloigne du centre de l'image) ou du vignettage (assombrissement des coins de l'image). Un post-traitement des images est donc nécessaire pour supprimer ces effets avec le logiciel DXO optics [54].

À l'issue de cette étape, les photos doivent être traitées afin d'appliquer la relation entre intensité et saturation. L'algorithme permet également de suivre la position du front de résine en le délimitant précisément sur les images recueillies. Les images sont converties en niveau de gris afin de faciliter le traitement. L'intensité de chaque image est alors normalisée de la façon suivante :

$$I_{vn} = \frac{I_v - I_{sec}}{I_{sat} - I_{sec}}$$

Telle que détaillée dans la revue bibliographique, la relation entre saturation et intensité est de nature logarithmique :

$$S = \frac{\ln\left[I_{vn}\left[\left(I_{sat}/I_{sec}\right)-1\right]+1\right]}{\ln\left(I_{sat}/I_{sec}\right)}$$

Cet algorithme traite la saturation à l'échelle des Volumes Élémentaires Représentatifs (VER : volume au dessus duquel la porosité ne varie plus). Dans le cas de l'expérience, ce volume est déterminé en mesurant le taux de fibres (complémentaire de la porosité)

pour des échantillons de renforts de volumes croissants jusqu'à stabilisation de la valeur relevée. Ceci permet de mailler la plaque fabriquée au cours de l'expérience avec 20 VERs dans la longueur et 3 VERs dans la largeur de la pièce. Il affecte une valeur de saturation à chacun de ces VERs. La valeur des intensités de référence I_{sat} et I_{sec} est obtenue de la façon suivante :

- I_{sat} correspond à l'intensité émergente d'une zone complètement saturée comme illustrée par la Figure 6-3. Cette valeur est commune à tous les VERs de la pièce et correspond à celle du VER présentant l'intensité maximale sur le dernier cliché de l'injection.

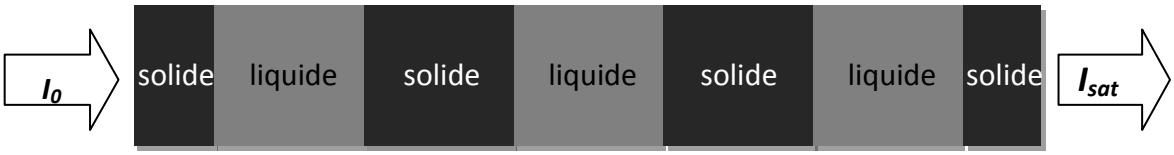


Figure 6-3 Modèle donnant l'intensité saturée.

- I_{sec} correspond à l'intensité émergente d'une zone complètement sèche, correspondant à la Figure 6-4. Sa valeur correspond à l'intensité initiale pour chacun des VERs.

Figure 6-4 Modèle donnant l'intensité sèche.

L'intensité émergente mesurée dans le temps I_v est la moyenne de l'intensité sur le VER considéré. Il est alors possible d'affecter une valeur de saturation évoluant dans le temps à chacun des VERs de la pièce.

L'ensemble du montage est enfermé dans une chambre noire et le moule reçoit de part et d'autre des déflecteurs opaques afin de s'assurer que l'appareil photo capte seulement la lumière émergeant du moule.

6.1.2 Déroulement des expériences

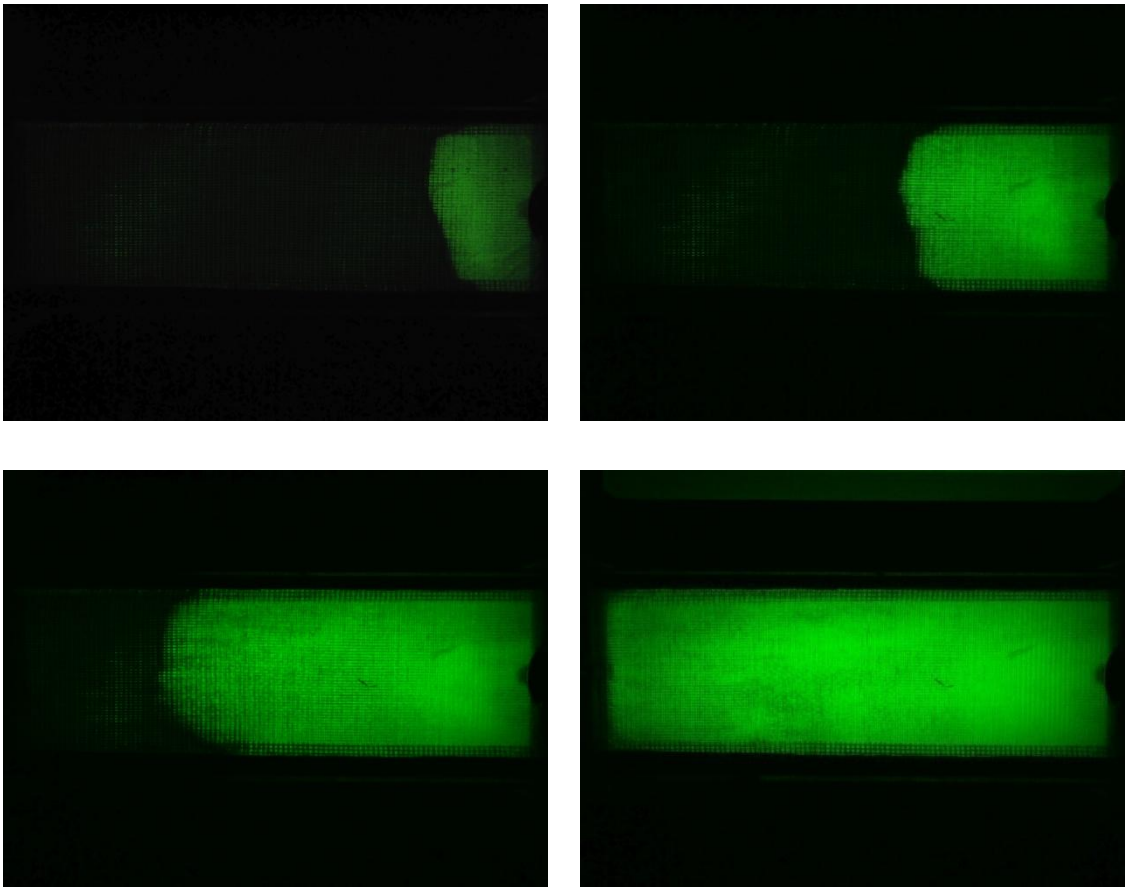


Figure 6-5 Étapes de l'injection RTM (photos post-traitées).

L'expérience commence avec l'injection de la pièce. Au cours de l'injection, des clichés sont réalisés à intervalles de 10 s et le système de capteur suit l'évolution du montage. Les données des capteurs et les photos sont transférées sur un poste informatique différent, en vue du traitement des données. La plaque fabriquée est démoulée à l'issue de sa polymérisation. Après avoir noté les informations importantes concernant

la fabrication (vitesse d'injection, sens d'injection, proportion de catalyseur), elle est enregistrée en prévision d'analyses ultérieures.

Les photos sont post-traitées par l'algorithme de conversion afin de générer une cartographie de la saturation. On retrouve quelques étapes de l'injection sur les clichés de la Figure 6-5. L'interface de commande de l'injection permet de paramétrer le débit d'injection et le volume de résine à injecter. C'est également par ce biais que les informations des capteurs sont enregistrées.

6.1.3 Résultats et interprétation

Une fois l'expérience effectuée et les photos traitées par l'algorithme de conversion, il est possible de tracer l'évolution de la saturation relative en fonction du temps pour chaque Volume Élémentaire Représentatif. La Figure 6-7 montre l'évolution de 5 VERs placés sur la ligne médiane de la pièce et à intervalles réguliers du port d'injection à l'évent, comme montré sur la Figure 6-6.

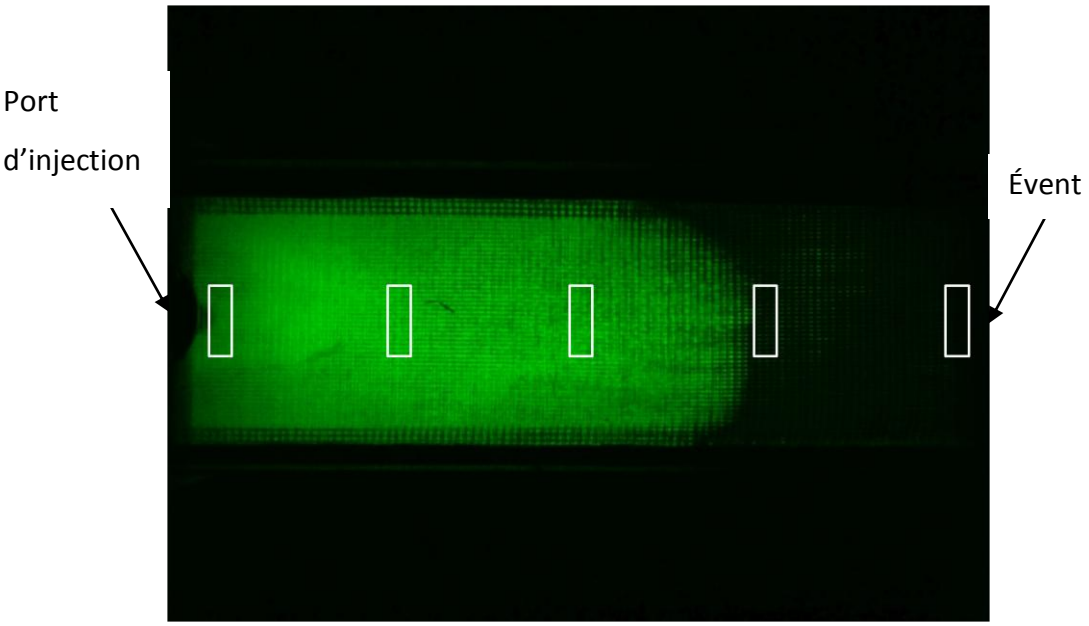


Figure 6-6 Emplacements des VERs suivis pour la représentation de la saturation.

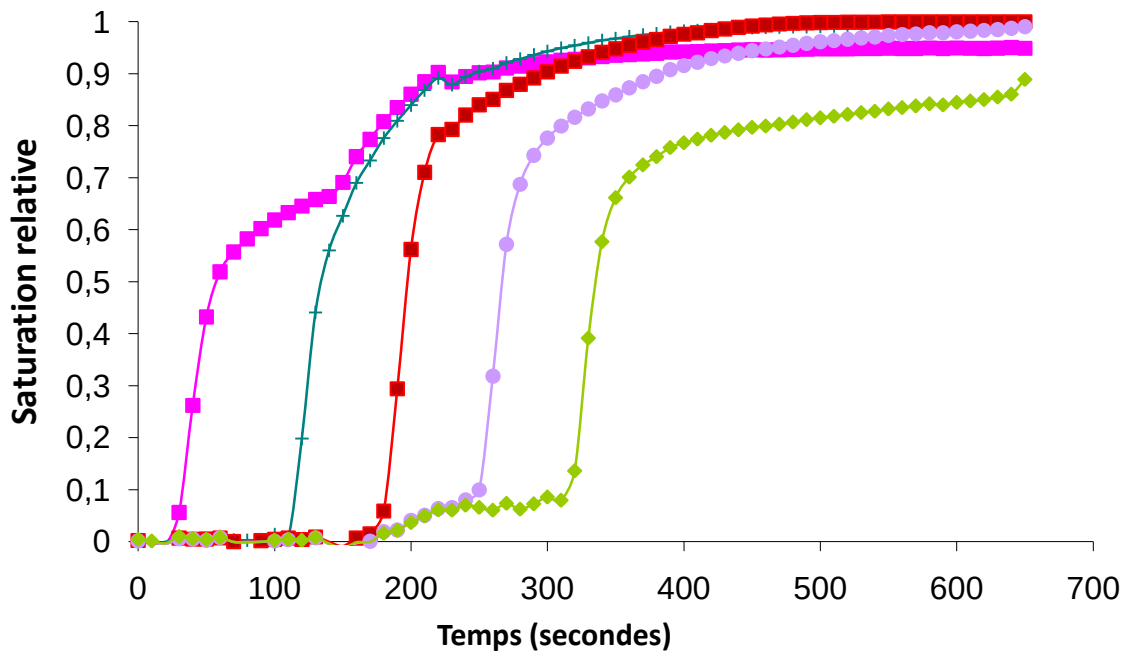


Figure 6-7 Évolution de la saturation relative en fonction du temps d'injection.

Les courbes de saturation des 3 VERs centraux atteignent une saturation relative de 1. La saturation du VER proche de l'évent donne une valeur finale de l'ordre de 0.85, ce qui corrobore les observations faites sur la Figure 6-5, où la zone proche de l'évent présente une intensité plus faible que le centre de la pièce. Les écarts observés sur le comportement du VER proche du port d'injection est à mettre sur le compte des défauts d'usure du moule transparent en PMMA, qui affectent la transmission de la lumière et également de l'ombre faite par le système de fixation du système d'injection. Lors de la mesure de l'intensité transmisse avant l'injection, la zone proche du point d'injection présente une différence d'éclairement avec le reste du montage de l'ordre d'un lux, ce qui représente un écart de 7,2%.

Le saut observé pour les deux VERs proches de l'évent autour de t = 170 s pourrait venir de la CCD de l'appareil photo. Ce décalage d'origine peut trouver son origne dans l'échauffement de la CCD causé par la prise de photos en rafale. Ce changement de

température serait à même de modifier l'enregistrement de l'intensité par l'appareil. Une caractérisation de ce composant serait donc nécessaire afin de confirmer cette hypothèse et, le cas échéant, connaître le décalage occasionné afin de le retrancher des données enregistrées.

6.2 Modélisation

La modélisation analytique proposée repose sur les équations classiques du problème que l'on retrouve aussi bien dans le domaine de la fabrication des composites que dans la mécanique des sols. Le développement initial est commun avec d'autres travaux publiés dans la littérature scientifique [39].

La saturation résiduelle de la phase non mouillante est un concept intéressant en mécanique des sols, puisqu'il permet de quantifier l'air piégé dans les pores au moment du remplissage. Ceci correspond au taux de vides formés lors du passage du front de résine. En associant la relation taux de vides/nombre capillaire modifié définie expérimentalement à la saturation résiduelle, il est possible de modéliser la création des vides au passage du front de résine. Comme discuté dans la revue bibliographique, l'introduction de la saturation résiduelle de la phase non mouillante S_r entraine une redéfinition de la saturation effective S_e du milieu poreux :

$$S_e = \frac{S - S_r}{S_s - S_r}$$

où S_s est la saturation maximum en fluide, équivalant à la porosité ϕ. On a choisi ici de privilégier la physique en transformant la porosité constante utilisée dans l'équation de conservation de la masse en porosité « saturable » ϕ_s et en la considérant comme le complémentaire de la saturation résiduelle de la phase non mouillante. Ce nouveau terme représente alors la proportion de pores effectivement disponibles pour le fluide en prenant en compte la création de porosité. On traite donc la formation des vides en

l'intégrant dans le terme d'accumulation. Elle est une fonction du phénomène de piégeage de la phase non mouillante et dépend donc du nombre capillaire modifié, de la porosité, de l'architecture du renfort, de l'historique de saturation et d'autres paramètres encore. L'équation de conservation de la masse ne change pas en substance :

$$\phi_s \rho S_e + \overline{S} = \rho \vec{\nabla} \vec{v}$$

où $\overline{S}$ est le terme source qui permettra de formuler les modèles d'évolution des vides, notamment pour leur déplacement ou leur dissolution, il est nul tant que $S_e < 1$.

Il est donc possible de déterminer de deux façons la porosité modifiée ϕ_s. La solution numérique reviendrait à résoudre un écoulement de Navier-Stokes dans un VER (Volume Élémentaire Représentatif) en tenant compte du phénomène de mouillabilité dynamique et obtenir ainsi un modèle prédictif. L'autre approche est phénoménologique, il est possible de s'appuyer sur la caractérisation du taux de vides en fonction du nombre capillaire modifié, cette relation illustrant une corrélation logarithmique entre la quantité de vides piégés dans une pièce et le nombre capillaire modifié caractérisant l'injection. Il existe une analogie avec la perméabilité qui correspond généralement à un terme d'ajustement permettant de relier la pression et la vitesse de Darcy. Sa valeur peut être obtenue par un étalonnage expérimental, mais on peut également prédire la perméabilité par simulation numérique via l'étude d'un VER.

La détermination de la porosité modifiée passe donc par l'expérience :

$$\phi_s = \phi - \%V\left(Ca*\right)$$

Le taux de vide en fonction du nombre capillaire modifié a déjà été présenté dans la revue bibliographique, cette relation est obtenue par l'expérience. Cette approche

permet de faire une caractérisation locale de la saturation à l'échelle d'un VER. Néanmoins, le modèle ne cherche pas à faire de distinction entre divers types de vides, on considère la saturation dans sa définition initiale, c'est-à-dire le rapport du volume de fluide sur le volume de pores accessibles.

6.3 Conclusion

Ce chapitre permet d'introduire un aspect plus pratique des problèmes reliés à la saturation d'un renfort fibreux. Le montage proposé permet de suivre l'évolution de la saturation au cours de l'injection à partir de clichés photographiques grâce à une technique de transmission de la lumière à travers l'échantillon. Les premiers résultats sont très encourageants et fournissent des pistes pour raffiner ces expériences. Les améliorations du montage passent essentiellement par un changement de moule, en passant d'un moule en PMMA à un moule en verre trempé, peu sensible aux aggressions chimiques et assurant une meilleur qualité optique. En parallèle, une recherche a été menée pour développer un nouveau modèle de prédiction de la saturation fondé sur l'utilisation de la saturation résiduelle de la phase non mouillante. Ce concept est intégré dans la porosité pour caractériser la proportion réelle de pores disponibles pour le fluide en prenant en compte les porosités créées. Le plan d'expérience proposé permettra plus tard de valider ce modèle.

Conclusion

Après une description des procédés de fabrication des composites et une partie détaillant la simulation et l'optimisation du procédé RTM, une revue bibliographique sur les problèmes reliés à la saturation d'un renfort fibreux est présentée en décrivant différents modèles de prédiction du comportement des vides. Néanmoins, aucun ne fournit de renseignements sur la formation des vides. La saturation progressive d'un renfort fibreux est directement reliée à la qualité finale d'un composite fabriqué par injection.

Tout d'abord, une validation d'un module d'optimisation du débit d'injection dans le logiciel de simulation PAM-RTM a été réalisée en confrontant les résultats des calculs analytiques à ceux issus de la simulation pour une pièce plane de type convergent-divergent. En contrôlant le débit d'injection, ce module de simulation vise à conserver la vitesse du front de résine proche d'une valeur optimale, de manière à optimiser la saturation du milieu poreux. Les résultats des comparaisons offrent une excellente concordance, ce qui fournit une validation supplémentaire du module d'optimisation. À l'issue de ces travaux, la fabrication d'une pièce complexe de l'industrie aéronautique a été simulée, puis étudiée avec le module d'optimisation. Cette étude a montré que pour des formes de front complexes, prendre la moyenne des vitesses de front comme variable à optimiser introduit une erreur non négligeable. Les travaux futurs sur ce module devraient permettre de lever cette limitation en changeant le paramètre à optimiser, la validation pouvant alors être complétée par une expérience comparant les taux de vide obtenus pour une injection classique avec ceux d'une injection utilisant le profil de débit calculé par le module d'optimisation du logiciel PAM-RTM.

Enfin, la conception d'un moule pour une pièce de démonstration automobile a été traitée à l'aide de la simulation numérique afin d'optimiser le placement des évents et

du point d'injection. Une fois la conception achevée, le temps de remplissage de la pièce a été estimé à partir des simulations de remplissage par le procédé RTM, afin d'évaluer le gain de temps apporté par ce nouveau procédé.

Pour terminer, afin de pouvoir prédire l'évolution de la saturation au cours de la fabrication d'une pièce, un modèle prédictif est en cours d'élaboration. Les principes de base retenus et les grandes lignes de cette nouvelle approche ont été décrits dans le dernier chapitre. Ce modèle devra être approfondi par la suite, puis muni d'un algorithme de résolution pour prédire l'apparition des porosités dans une pièce complexe. Parallèlement à ce travail analytique, un montage expérimental a été réalisé pour valider ce modèle. Fondé sur la transmission de la lumière à travers l'épaisseur de la pièce dans un moule rectangulaire transparent, ce montage constitue le point de départ d'un nouveau projet de recherche sur la saturation des renforts fibreux. Les images récupérées en cours d'injection sont traitées pour reconstruire l'évolution de la saturation dans le moule. Les résultats expérimentaux obtenus sont prometteurs et les possibilités d'amélioration laissent présager un suivi précis de la saturation au cours de la fabrication des composites par les procédés d'injections sur renforts.

Références

1. Bear, J., *Dynamics of fluids in porous media*. Dover edition ed. 1988, New York: Dover publications, Inc. 764.
2. Gebart, B.R. and L. Strömbeck, *Principles of Liquid Composite Molding*, in *Processing of Composites*, R.a.L. Dave, A., Editor. 2000, Hanser Publishers: Munich. p. 358-387.
3. Pillai, K.M., *Modeling the unsaturated flow in liquid composite molding processes: A review and some thoughts.* Journal of Composite Materials, 2004. **38**(23): p. 2097-2118.
4. Patel, N., V. Rohatgi, and L.J. Lee, *Micro scale flow behavior and void formation mechanism during impregnation through a unidirectional stitched fiberglass mat.* 1995. **35**(10): p. 837-851.
5. Chen, Y.-T., C.W. Macosko, and H.T. Davis, *Wetting of fiber mats for composites manufacturing: II. Air entrapment model.* 1995. **41**(10): p. 2274-2281.
6. Ruiz, E., et al., *Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites.* 2006. **66**(3-4): p. 475-486.
7. Dullien, F.A.L., *Capillary effects and multiphase flow in porous media.* 1998. **1**(1): p. 1-29.
8. Verrey, J., V. Michaud, and J.A.E. Manson, *Dynamic capillary effects in liquid composite moulding with non-crimp fabrics.* 2006. **37**(1): p. 92-102.
9. Labat, L., et al., *Void fraction prevision in LCM parts.* 2001. **16**(2): p. 157-164.
10. Patel, N. and L.J. Lee, *Modeling of void formation and removal in liquid composite molding. Part I: wettability analysis.* 1996. **17**(1): p. 96-103.
11. Leclerc, J.S., bastien, and E. Ruiz, *Porosity reduction using optimized flow velocity in Resin Transfer Molding.* 2008. **39**(12): p. 1859-1868.
12. *PAM-RTM, ESI Group*. [cited; Available from: www.esi-group.com.
13. *LIMS, AMPC Program*. [cited; Available from: http://www.ccm.udel.edu/Research/AMIPCindex.html.
14. *PAM-QUIKFORM.*
15. Trochu, F., et al., *Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization.* 2006. **37**(6 SPEC. ISS.): p. 890-902.
16. Sanchez, F., et al., *A process performance index based on gate-distance and incubation time for the optimization of gate locations in liquid composite molding processes.* 2006. **37**(6 SPEC. ISS.): p. 903-912.
17. Yoo, Y.-E. and W.I. Lee, *Numerical simulation of the resin transfer mold filling process using the boundary element method.* 1996. **17**(3): p. 368-374.

18. Trochu, F. and R. Gauvin, *Limitations of a boundary-fitted finite difference method for the simulation of the resin transfer molding process.* 1992. **11**(7): p. 772-786.
19. Martinez, M.A., et al., *Natural element meshless simulation of flows involving short fiber suspensions.* 2003. **115**(1): p. 51-78.
20. Mohan, R.V., N.D. Ngo, and K.K. Tamma, *On a pure finite-element-based methodology for resin transfer mold filling simulations.* 1999. **39**(1): p. 26-43.
21. Voller, V.R., S. Peng, and Y.F. Chen, *Numerical approaches for modeling filling in polymer molding processes.* 1994: p. 293.
22. Bruschke, M.V. and S.G. Advani, *Numerical simulation of the resin transfer mold filling process.* 1989: p. 1769-1773.
23. Trochu, F., R. Gauvin, and Z. Zhang. *Simulation of mold filling in resin transfer molding by non-conforming finite elements*. in *3rd International Conference on Computer Aided Design in Composite Material Technology - CADCOMP 92*. 1992. Newark, DE: Publ by Computational Mechanics Publ Southampton United Kingdom.
24. Dullien, F.A.L., *Porous media: fluid transport and pore structure, second edition.* 1995. **48**(3): p. B37-B37.
25. Breard, J., A. Saouab, and G. Bouquet. *Numerical simulation of void formation in LCM*. in *ICMAC 2001. International Conference for Manufacturing of Advanced Composites*. Belfast, Ireland: Elsevier Country of publication:UK Material Identity Number:E350-2003-008.
26. Dungan, F.D. and A.M. Sastry, *Saturated and unsaturated polymer flows: Microphenomena and modeling.* 2002. **36**(13): p. 1581-1603.
27. García, J.A., L. Gascón, and F.Chinesca, *A flux limiter strategy for solving the saturation equation in resin transfer molding process simulation*, in *FPCM 9*. 2008: Montréal.
28. Dave, R., *A UNIFIED APPROACH TO MODELING RESIN FLOW DURING COMPOSITE PROCESSING.* Journal of Composite Materials, 1990. **24**(1): p. 22-41.
29. Brinkman, H.C., *Calculation of viscous force exerted by flowing fluid on dense swarm of particles.* 1947. **A 1**(1): p. 27-34.
30. Simacek, P. and S.G. Advani, *A numerical model to predict fiber tow saturation during liquid composite molding.* 2003. **63**(12): p. 1725-1736.
31. Lundstrom, T.S., *Measurement of void collapse during resin transfer moulding.* Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 1997. **28**(3): p. 201-214.
32. Gourichon, B., C. Binetruy, and P. Krawczak, *A new numerical procedure to predict dynamic void content in liquid composite molding.* 2006. **37**(11): p. 1961-1969.
33. Chen, Y.-T., H.T. Davis, and C.W. Macosko, *Wetting of fiber mats for composites manufacturing: I. Visualization experiments.* 1995. **41**(10): p. 2261-2273.

34. Olivero, K.A., et al., *Effect of injection rate and post-fill cure pressure on properties of resin transfer molded disks.* 2002. **36**(16): p. 2011-2028.
35. Lundstrom, T.S. and B.R. Gebart, *INFLUENCE FROM PROCESS PARAMETERS ON VOID FORMATION IN RESIN TRANSFER MOLDING.* Polymer Composites, 1994. **15**(1): p. 25-33.
36. Chui, W.K., et al., *Process modeling in resin transfer molding as a method to enhance product quality.* 1997. **39**(4): p. 714-727.
37. Song, Y., et al., *Applications of front tracking to the simulation of Resin Transfer Molding.* 1997. **33**(9): p. 47-60.
38. Yamaleev, N. and R. Mohan, *Effect of the phase transition on intra-tow flow behavior and void formation in liquid composite molding.* 2006. **32**(10-11): p. 1219-1233.
39. Cao Y., E.B., Helmig R. (2007) *Fractionnal Flow Formulation for Two-phase Flow in Porous Media*. Non-linearities and upscaling in porous media **Volume**,
40. van Genuchten, M.T., *CLOSED-FORM EQUATION FOR PREDICTING THE HYDRAULIC CONDUCTIVITY OF UNSATURATED SOILS.* 1980. **44**(5): p. 892-898.
41. Brooks, R.H. and A.T. Corey, *Hydraulic properties of porous media.* 1964(3): p. 27.
42. M. Ding, A.K., *Monitoring Imbibition and Estimating Residual Gas Saturation Using Low Field NMR*, in *CSPG-CSEG-CWLS Joint Conference*. 2004.
43. Dimov, S.V. and V.V. Kuznetsov, *Conditions of mobilization of the nonwetting phase in a porous medium.* 1989. **23**(6): p. 888-894.
44. Dimov, S.V. and V.V. Kuznetsov, *Micromechanics of residual saturation formation during immiscible displacement in a porous medium.* 1994. **29**(3): p. 392-5.
45. Purcell, W.R., *Capillary pressures -- Their measurement using mercury and calculation of permeability therefrom.* 1949. **1**(2, Sec 3): p. 39-46.
46. Hoa, N.T., *NEW METHOD ALLOWING THE MEASUREMENT OF RAPID VARIATIONS OF THE WATER CONTENT IN SANDY POROUS MEDIA.* 1981. **17**(1): p. 41-48.
47. Niemet, M.R. and J.S. Selker, *A new method for quantification of liquid saturation in 2D translucent porous media systems using light transmission.* Advances in Water Resources, 2001. **24**(6): p. 651-666.
48. Neacsu, V., et al., *Use of magnetic resonance imaging to visualize impregnation across aligned cylinders due to capillary forces.* 2007. **42**(3): p. 425-440.
49. Tidwell, V.C. and R.J. Glass, *X-RAY AND VISIBLE-LIGHT TRANSMISSION FOR LABORATORY MEASUREMENT OF 2-DIMENSIONAL SATURATION FIELDS IN THIN-SLAB SYSTEMS.* Water Resources Research, 1994. **30**(11): p. 2873-2882.
50. Feuvrier, J., *ÉTUDE NUMERIQUE DU REMPLISSAGE ET DES TRANSFERTS THERMIQUES POUR LA FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES*

PAR INJECTION SUR RENFORTS, in *Génie mécanique*. 2007, Ecole Polytechnique: Montréal.

51. Leclerc, J., *Amelioration du procede RTM par l'optimisation des parametres d'injection* 2008, Ecole Polytechnique: Montreal.
52. Hammami, A., R. Gauvin, and F. Trochu, *Modeling the edge effect in liquid composites molding.* 1998. **29**(5-6): p. 603-609.
53. SNEIDEGER , A., *The Physics of Flow in Porous Media*. 1974: University of Toronto Press.
54. *DXO optics*. [cited; Available from: http://www.dxo.com/us/photo.

Annexes

Annexe A : Note de calcul pour l'intégration par morceaux dans le cas d'une injection à débit constant (Chapitre 3)

On veut intégrer l'expression suivante :

$$\int_0^{x_f} v dx = -\frac{K}{\phi\mu}\int_0^{x_f} \frac{\partial P}{\partial x} dx$$

La vitesse de la résine dans le domaine imprégné vérifie la relation :

$$v(x) = v_{inj}\frac{h_{inj}}{h(x)}$$

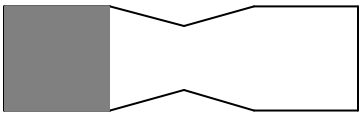
On a donc la simplification totale du membre de gauche :

$$\int_0^{x_f} v dx = v_{inj} h_{inj}\int_0^{x_f} \frac{1}{h(x)} dx$$

Il est maintenant possible d'intégrer l'équation de Darcy sur chaque morceau. On désigne par P_i la pression d'injection, P_f la pression au front de résine, v_{inj} la vitesse au port d'injection, h_{inj} la largeur de la ligne d'injection et $h(x)$ la largeur du moule au point x.

<u>Domaine 1</u> :

$\boxed{0 \le x_f \le 0{,}12}$



$$h(x) = 0{,}1 = h_{inj}$$

Il est donc possible de simplifier le membre de gauche de l'expression :

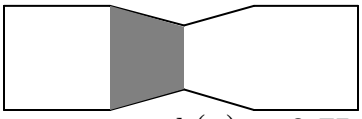
$$v_{inj}\int_0^{x_f} dx = \frac{K}{\mu\phi}\int_0^{x_f} \frac{\partial P}{\partial x} dx$$

On intègre alors :

$$P_i = P_f + \frac{v_{inj}\mu\phi}{K} x_f$$

<u>Domaine 2</u> :

$\boxed{0,12 \le x_f \le 0,20}$



$$h(x) = -0,75x + 0,19$$

L'expression à intégrer est alors :

$$v_{inj}\int_0^{0,12} dx + v_{inj}h_{inj}\int_{0,12}^{x_f} \frac{1}{-0.75x+0.19} dx = \frac{K}{\mu\phi}\int_0^{x_f} \frac{\partial P}{\partial x} dx$$

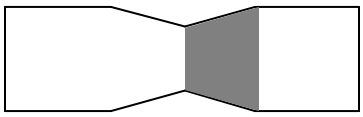
En intégrant, on a la primitive suivante :

$$v_{inj}\left[x\right]_0^{0,12} + v_{inj}h_{inj}\left[\frac{\ln\left(-0,75x+0,19\right)}{-0,75}\right]_{0,12}^{x_f} = \frac{K}{\mu\phi}\left[P\right]_0^{x_f}$$

$$P_i = P_f + \frac{\phi\mu}{K}v_{inj}\left(0,12 - \frac{h_{inj}}{0,75}\left(\ln\left(0,19-0,75x_f\right) - \ln\left(0,19-0,75\times 0,12\right)\right)\right)$$

<u>Domaine 3</u> :

$\boxed{0,20 \le x_f \le 0,28}$



$$h(x) = 0,75x - 0,11$$

L'expression à intégrer s'écrit :

$$v_{inj}\int_0^{0,12} dx + v_{inj}h_{inj}\int_{0,12}^{0,20} \frac{1}{-0,75x+0,19} dx + v_{inj}h_{inj}\int_{0,20}^{x_f} \frac{1}{0,75x-0,11} dx = -\frac{K}{\mu\phi}\int_0^{x_f} \frac{\partial P}{\partial x} dx$$

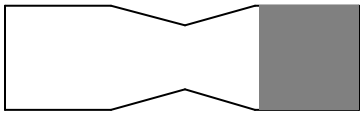
Les primitives sont similaires à celles utilisées dans le domaine 2, on a donc le résultat suivant :

$$A = \ln\left(0{,}19 - 0{,}75 \times 0{,}2\right) - \ln\left(0{,}19 - 0{,}75 \times 0{,}12\right)$$

$$P_i = P_f + \frac{\phi\mu}{K} v_{inj} \left(0{,}12 - \frac{h_{inj}}{0{,}75} \left(A - \ln\left(0{,}75 x_f - 0{,}11\right) + \ln\left(0{,}75 \times 0{,}2 - 0{,}11\right) \right) \right)$$

<u>Domaine 4</u> :

$\boxed{0{,}28 \leq x_f \leq 0{,}40}$



$$h(x) = 0{,}1$$

L'intégrale est donc la suivante :

$$v_{inj} \left(\int_0^{0{,}12} dx + h_{inj} \left(\int_{0{,}12}^{0{,}20} \frac{1}{-0{,}75x + 0{,}19} dx + \int_{0{,}20}^{0{,}28} \frac{1}{0{,}75x - 0{,}11} dx \right) \right) + v_{inj} \int_{0{,}28}^{x_f} dx = -\frac{K}{\mu\phi} \int_0^{x_f} \frac{\partial P}{\partial x} dx$$

Le même système de primitives que précédemment est utilisé et le résultat est le suivant :

$$B = -\ln\left(0{,}75 \times 0{,}28 - 0{,}11\right) + \ln\left(0{,}75 \times 0{,}2 - 0{,}11\right)$$

$$P_i = P_f + \frac{\phi\mu}{K} v_{inj} \left(0{,}12 - \frac{h_{inj}}{0{,}75} \left(A + B \right) + \left(x_f - 0{,}28 \right) \right)$$

Annexe B : Note de calcul pour l'intégration par morceaux dans le cas d'injection à vitesse de front constante (Chapitre 3)

Les conventions de variables sont les mêmes que pour l'annexe A. On ajoute v_f pour désigner la vitesse de front.

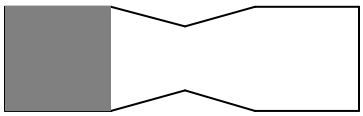
On veut intégrer l'expression suivante :

$$\int_0^{x_f} v dx = -\frac{K}{\phi\mu}\int_{P_i}^{P_f}\frac{\partial P}{\partial x}dx$$

La vitesse de front est connue et constante à 1 cm/s.

<u>Domaine 1</u> :

$\boxed{0 \le x_f \le 0{,}12}$



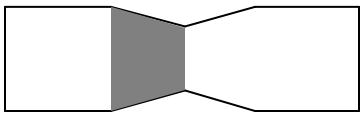
$$h(x) = 0{,}1$$

La largeur du moule est la même qu'à la ligne d'injection, on a donc la même vitesse au port d'injection qu'au front de résine. L'expression se simplifie et donne le résultat suivant une fois intégrée :

$$P_i = P_f + \frac{v_f \mu\phi}{K} x_f$$

<u>Domaine 2</u> :

$\boxed{0{,}12 \le x_f \le 0{,}20}$



$$h(x) = -0{,}75x + 0{,}19$$

Afin de connaître la vitesse au port d'injection, on utilise l'expression suivante :

$$v_{inj} = v_f \frac{h\left(x_f\right)}{h_{inj}}$$

L'intégration s'effectue de la même façon que dans l'annexe B.

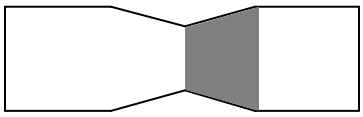
$$P_i = P_f + \frac{\mu\phi}{K} v_{inj} \left(0{,}12 - \frac{h_{inj}}{0{,}75} \left(\ln(0{,}19 - 0{,}75 x_f) - \ln(0{,}19 - 0{,}75 \times 0{,}12) \right) \right)$$

En utilisant les données connues, on obtient finalement :

$$P_i = P_f + \frac{\mu\phi}{K} v_f h\left(x_f\right) \left(\frac{0{,}12}{h_{inj}} - \frac{1}{0{,}75} \left(\ln(0{,}19 - 0{,}75 x_f) - \ln(0{,}19 - 0{,}75 \times 0{,}12) \right) \right)$$

<u>Domaine 3</u> :

$\boxed{0{,}20 \le x_f \le 0{,}28}$



$$h(x) = 0{,}75x - 0{,}11$$

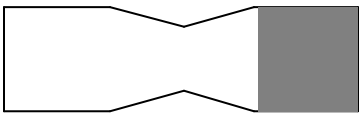
On continue à appliquer le même principe d'intégration par morceaux pour aboutir au résultat suivant :

$$A = \ln(0{,}19 - 0{,}75 \times 0{,}2) - \ln(0{,}19 - 0{,}75 \times 0{,}12)$$

$$P_i = P_f + \frac{\mu\phi}{K} v_f h\left(x_f\right) \left(\frac{0{,}12}{h_{inj}} - \frac{1}{0{,}75} \left(A - \ln(0{,}75 x_f - 0{,}11) + \ln(0{,}75 \times 0{,}2 - 0{,}11) \right) \right)$$

<u>Domaine 4</u> :

$\boxed{0{,}28 \le x_f \le 0{,}40}$



$$h(x) = 0{,}1$$

Finalement, on termine l'intégration avec le résultat suivant :

$$B = -\ln(0{,}75 \times 0{,}28 - 0{,}11) + \ln(0{,}75 \times 0{,}2 - 0{,}11)$$

$$P_i = P_f + \frac{\mu\phi}{K} v_f h\left(x_f\right) \left(\frac{0{,}12 + v_f \left(x_f - 0{,}28\right)}{h_{inj}} - \frac{1}{0{,}75} \left(A + B\right) \right)$$