POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Étude numérique du remplissage et des transferts thermiques pour la fabrication de pièces composites par injection sur renforts
Title:

Auteur: Julien Feuvrier
Author:

Date: 2007

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Feuvrier, J. (2007). Étude numérique du remplissage et des transferts thermiques pour la fabrication de pièces composites par injection sur renforts [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/8410/
Citation:

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: https://publications.polymtl.ca/8410/
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: François Trochu
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE NUMÉRIQUE DU REMPLISSAGE ET DES TRANSFERTS THERMIQUES POUR LA FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES PAR INJECTION SUR RENFORTS

JULIEN FEUVRIER
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
AVRIL 2007

© Julien Feuvrier, 2007

Library and
Archives Canada

Published Heritage
Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Direction du
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 978-0-494-47660-4
Our file Notre référence
ISBN: 978-0-494-47660-4

NOTICE:
The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:
L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE NUMÉRIQUE DU REMPLISSAGE ET DES TRANSFERTS THERMIQUES
POUR LA FABRICATION DE PIÈCES COMPOSITES
PAR INJECTION SUR RENFORTS

présenté par : FEUVRIER Julien.
en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. RUIZ Éduardo Antonio Julian, Ph. D., président
M. TROCHU Francois, Ph. D., membre et directeur de recherche
M. SOUKANE Sofiane , Ph. D., membre

REMERCIEMENTS

Je remercie tout d'abord mon directeur de recherche, M. François Trochu pour m'avoir donné l'opportunité de travailler au sein de son équipe, pour m'avoir encouragé tout au long de cette expérience et pour m'avoir transmis de l'énergie afin d'accomplir ce projet. J'apprécie sa disponibilité, sa motivation et son envie de me former à de nouveaux domaines.

Je tiens à remercier mes collègues de bureau Yannick Banaszak et Oussama Zebdi pour leur bonne humeur et leur convivialité. Je remercie également tous les étudiants de la Chaire de Composites à Hautes Performances (CCHP) qui m'ont accompagné.

Mes remerciements vont également à Sofiane Soukane pour ses conseils tout au long de mon étude et sa patience à mon égard. Je remercie aussi Christian Demaria pour son aide au niveau caractérisation.

Je remercie Marc-André Octeau du CTFA et les étudiants du laboratoire de composites de l'université MacGill pour leur collaboration dans le cadre du projet CRIAQ.

Je remercie le Chaire CCHP pour son soutien financier. Enfin, je remercie M. Edu Ruiz pour avoir accepté d'être dans mon jury.

RÉSUMÉ

L'industrie des matériaux composites utilise de manière croissante le procédé de Moulage par Transfert de Résine (RTM). Ce procédé est considéré comme une méthode fiable pour fabriquer des pièces composites mais il reste encore sujet à de nombreux problèmes. Aujourd'hui, de nouvelles méthodes sont élaborées pour améliorer le procédé RTM telle que le procédé d'injection flexible. Le procédé d'injection flexible propose l'écoulement d'un fluide de compaction au dessus de la pièce composite recouverte d'une membrane flexible.

Comme pour la majorité des technologies émergentes, la modélisation et la simulation donnent la possibilité de prédire et de comprendre les phénomènes associés aux procédés d'injection sur renfort pour la fabrication de composites. La fabrication des outils de production ainsi que le contrôle des procédés en sont considérablement améliorés.

Ce mémoire porte sur la simulation numérique des procédés RTM et d'injection flexible. Dans un premier temps, une méthode est proposée pour déterminer la position optimale des ports d'injection et des évents dans la phase de conception d'un moule RTM. Ce moule est développé pour la fabrication d'une composante aérodynamique d'hélicoptère. Cette méthode s'appuie sur un logiciel existant (PAM-RTM [34]) donnant la possibilité de simuler la phase d'injection de résine dans le renfort de fibre.

Dans un deuxième temps, l'étude est portée sur un moule de laboratoire qui applique la technologie d'injection flexible. Après avoir défini la stratégie d'injection optimale pour le moule, le travail s'oriente vers le volet thermique de l'injection flexible. L'objectif est de déterminer l'impact des paramètres thermiques de contrôle sur le déroulement du cycle de fabrication Cette analyse est basée sur un modèle numérique en deux dimensions qui permet de prendre en compte un éventail large de phénomènes thermiques : interactions entre fluide caloporteur, moule, composite et fluide de compaction sont ainsi simulés sur PAM-RTM [34]. Finalement, un modèle 3D du moule

est généré et implémenté sur Fluent [40]. Ce modèle tri dimensionnel permet de mettre en lumière les pertes de chaleur du moule et les non uniformités en température résultantes. Ce travail débouche sur une discussion concernant l'isolation des moules conçus pour les procédés d'injection.

ABSTRACT

The Resin Transfer Molding (RTM) process is increasingly used by composites industry. This process is known as a robust method to produce composite parts but some manufacturing difficulties are remaining using RTM. Nowadays, new methods are developed to improve RTM process such as flexible injection. The flexible injection proposes the flow of a compaction fluid over the composite part covered by a flexible membrane.

As the most of new technologies, numerical model and simulation allow to predict and understand phenomena associated to closed mold processes. Consequently, the design of manufacturing tools as well as the process control are performed in a more efficient way. This thesis is focusing on the simulation of both RTM and flexible injection processes.

In a first step, a method is proposed to define the optimal location of the vent and injection gates during the design stage of an RTM mold. This mold is developed for the manufacture of an aerodynamic helicopter component. The method is based on an existing software (PAM-RTM [34]) allowing to simulating resin injection in the fiber preform.

In a second step, the study is focusing on a prototype mold applying the flexible injection technology. After determining the optimal injection strategy for the mold, the work is oriented in the thermal analysis of the injection process. The goal is to analyze the effects of thermal control parameters on manufacturing cycle. This analysis is based on a two dimension model and allows to taking into account a large range of thermal phenomena: thermal interactions between heating fluid, mold, composite and compaction fluid are simulated on PAM-RTM software [34]. Finally, a 3D model of the prototype mold is generated and implemented on Fluent [40]. The 3D model is used to highlight heat losses and resulting temperature non uniformities. This work is concluded by a discussion on the insulation of the mold used in injection processes.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS ..... **IV**

RÉSUMÉ ..... **V**

TABLE DES MATIÈRES ..... **VIII**

LISTE DES FIGURES ..... **XII**

LISTE DES TABLEAUX ..... **XVIII**

LISTE DES SYMBOLES ..... **XX**

LISTE DES ANNEXES ..... **XXII**

INTRODUCTION **1**

CHAPITRE 1: REVUE BIBLIOGRAPHIQUE **4**

1.1. Historique 4

1.2. Procédés de fabrication 4

1.2.1. Revue des procédés 4

1.2.2. Procédés LCM 5

1.3. Matériaux et propriétés 8

1.3.1. Les renforts de fibre 8

1.3.2. Les résines 10

1.4. Modélisations, mises en équation des phénomènes en RTM 13

1.4.1. Écoulement isotherme dans la cavité 13

1.4.2. Écoulement non isotherme dans la cavité 15

1.4.3. Transferts thermiques dans le moule 20

1.4.4. Transfert thermique à l'interface tubes caloporteurs, moule et composite 21

1.5. Implémentation numérique des modèles en RTM 23

1.5.1. Rôle et enjeu de la simulation 23

1.5.2. Écoulement isotherme 24

1.5.3. Écoulement non isotherme 27

CHAPITRE 2: CONCEPTION D'UN MOULE RTM PAR LA SIMULATION POUR UNE APPLICATION AÉRONAUTIQUE 30

2.1. Présentation du projet et objectif 30

2.1.1. Cadre de l'étude 30

2.1.2. Objectif 32

2.2. Caractérisation des matériaux utilisés 32

2.2.1. Caractérisation de la résine 32

2.2.2. Caractérisation des fibres 33

2.3. Élaboration du modèle 37

2.3.1. Génération du maillage 37

2.3.2. Définition des zones particulières du modèle 38

2.3.3. Présentation de l'ensemble des zones du modèle 44

2.3.4. Conditions aux limites 45

2.4. Tests de stratégie d'injection 46

2.4.1. Définition des stratégies possibles 46

2.4.2. Analyse des stratégies 48
2.4.3. Comparaison 52

2.5. Amélioration de la stratégie sélectionnée 55

2.6. Conclusion 59

CHAPITRE 3: SIMULATION DU REMPLISSAGE ET DES TRANSFERTS THERMIQUES DANS UN MOULE POUR UNE APPLICATION AUTOMOBILE 61

3.1. Mise en contexte 61
3.1.1. Principe d'injection flexible 61
3.1.2. Présentation du support de l'étude 64
3.1.3. Objectifs du chapitre 64

3.2. Injection isotherme; choix d'une stratégie d'injection 65
3.2.1. Choix des matériaux et estimation des coûts 66
3.2.2. Caractérisation de la résine 67
3.2.3. Caractérisation du renfort 68
3.2.4. Préparation du modèle 69
3.2.5. Simulations 71
3.2.6. Comparaison avec une injection réelle 75
3.2.7. Conclusion 76

3.3. Influence des paramètres thermiques pour le procédé Polyflex 77
3.3.1. Proposition d'étude numérique 77
3.3.2. Élaboration du modèle 80
3.3.3. Résultats de simulations 89
3.3.4. Conclusion 99

3.4. Modélisation 3D du moule : étude des pertes de chaleur du moule 100

3.4.1. Présentation du modèle 3D du moule et de l'outil de simulation 101
3.4.2. Étude de la convection en frontière du moule 102
3.4.3. Étude numérique de l'ajout d'un isolant 108
3.4.4. Étude comparative entre différents matériaux pour le moule 114
3.4.5. Conclusion 116

CHAPITRE 4: DISCUSION GÉNÉRALE 119

4.1. Injection isotherme 119

4.2. Paramètres thermiques de l'injection flexible 120

4.3. Isolation des moules 121

CONCLUSION 122

RÉFÉRENCES 123

ANNEXES 132

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 : Les différents procédés de fabrication des composites 5

Figure 1-2 : Schéma de principe du RTM 6

Figure 1-3 : Schéma des différentes échelles d'un pli de renfort fibreux 8

Figure 1-4 : Quelques exemples d'architecture pour un pli de renfort 9

Figure 1-5 : Évolution typique de la viscosité en fonction de la température 12

Figure 1-6 : Schéma des simplifications de Tucker 17

Figure 1-7 : Interaction des phénomènes dans un écoulement non isotherme 18

Figure 1-8 : Schématisation de l'interaction moule/composite/tubes caloporteurs 22

Figure 1-9 : Schéma d'un remplissage par volumes de contrôle 26

Figure 1-10 : Progression de l'algorithme de remplissage FE/CV 27

Figure 1-11 : Schéma de résolution pour le remplissage non isotherme en RTM 28

Figure 2-1 : Structure du stabilisateur aérodynamique de l'hélicoptère 30

Figure 2-2 : Plan détaillé de la pièce prototype 31

Figure 2-3 : Vue 3D de la pièce prototype 31

Figure 2-4 : Essai rhéologique sur la résine pour une isotherme de 80 °C 33

Figure 2-5 : Orientation d'un pli de renfort 33

Figure 2-6 : Repère principal de la pièce prototype 34

Figure 2-7 : Schématisation de l'ellipse de perméabilité 35

Figure 2-8 : Exploitation de la géométrie initiale et génération du maillage 37

Figure 2-9 : Maillage final de la pièce prototype 38

Figure 2-10 : Évolution de la vitesse de résine en bord de moule 39

Figure 2-11 : Localisation des effets de bord 40

Figure 2-12 : Modélisations du pincement de fibres et de l'effet de bord dans l'épaisseur de la cavité 40

Figure 2-13 : Zone de jonction à la base de l'attache complète 42

Figure 2-14 : Déformation d'une cellule de renfort par cisaillement pur 43

Figure 2-15 : Analyse de drapage Quick Form sur les attaches 44

Figure 2-16 : Zones définies sur le modèle 44

Figure 2-17 : Conditions appliquées aux ports d'injection 45

Figure 2-18 : Stratégies d'injection proposées 46

Figure 2-19 : Évolution du front de résine pour la Stratégie A dans la configuration 1 49

Figure 2-20 : Évolution du front de résine pour la Stratégie B dans la configuration 1 avec 1 mm d'effet de bord 50

Figure 2-21 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C dans la configuration 2 avec 3 mm d'effet de bord 52

Figure 2-22 : Insertions des canaux d'injection dans la cavité du moule 54

Figure 2-23 : Stratégie C modifiée 55

Figure 2-24 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 1 avec 3 mm d'effet de bord 56

Figure 2-25 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 2 avec 3 mm d'effet de bord 57

Figure 2-26 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 3 avec 3 mm d'effet de bord 57

Figure 2-27 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 4 avec 3 mm d'effet de bord 58

Figure 2-28 : Position définitive des ports d'injection et d'évents 59

Figure 3-1 : Dispositif de l'injection flexible 61

Figure 3-2 : Mise sous vide de la chambre composite 62

Figure 3-3 : Injection de résine 62

Figure 3-4 : Injection du fluide de compaction 63

Figure 3-5 : Cuisson de résine 63

Figure 3-6 : Vue détaillée du moule prototype 64

Figure 3-7 : Détail de la pièce prototype 65

Figure 3-8 : Rouleau de mat 66

Figure 3-9 : Viscosité de la résine polyester T580-3 en fonction de la température 68

Figure 3-10 : Perméabilité de l'OCF 8610 en fonction du taux volumique de fibres 68

Figure 3-11 : Maillage surfacique de la pièce 69

Figure 3-12 : Couche de maillage raffiné représentant les zones de bord 70

Figure 3-13 : Maillage sur le pourtour d'un point d'injection 70

Figure 3-14 : Évolution du front de résine pour une injection centrale et une injection périphérique 72

Figure 3-15 : Suppression partielle du canal préférentiel 73

Figure 3-16 : Évolution du front de résine pour une injection périphérique partielle 74

Figure 3-17 : Disposition des ports d'injection et d'évent dans le moule réel 75

Figure 3-18 : Comparaison du front de résine réel et de celui prédit par la simulation 76

Figure 3-19 : Pièce injectée dans le moule prototype 77

Figure 3-20 : Plan d'étude pour les paramètres thermiques 78

Figure 3-21 : Coupe transversale du moule 79

Figure 3-22 : Transferts thermiques possibles dans un procédé d'injection flexible 79

Figure 3-23 : Maillage de la section étudiée 80

Figure 3-24 : Définition des zones du modèle 81

Figure 3-25 : Capacité calorifique dans la chambre composite 85

Figure 3-26 : Viscosité de la résine époxy utilisée en fonction du temps 87

Figure 3-27 : Localisation des résistances de contact 87

Figure 3-28 : Distribution en température après préchauffage à $T_H = 395$ K 90

Figure 3-29 : Position des capteurs virtuels dans l'époxy aluminium 91

Figure 3-30 : Température dans le moule à la frontière avec le composite pendant l'injection 92

Figure 3-31 : Degré de cuisson atteint à la fin de l'injection sans la présence du fluide de compaction 93

Figure 3-32 : Degré de cuisson atteint à la fin de l'injection avec la présence du fluide de compaction 94

Figure 3-33 : Distribution de température (K) dans le composite à la fin de l'injection... 95

Figure 3-34 : Distribution de température (K) dans le moule à la fin de l'injection sans fluide de compaction 95

Figure 3-35 : Distribution de température (K) dans le moule à la fin de l'injection avec fluide de compaction 96

Figure 3-36 : Méthode de cuisson d'une pièce en LCM 96

Figure 3-37 : Distribution en température (K) dans le moule au moment du pic exothermique au centre de la pièce 97

Figure 3-38 : Pics en température au centre de la pièce 98

Figure 3-39 : Maillage 3D du moule prototype 101

Figure 3-40 : Couche limite en convection libre 104

Figure 3-41 : Points de mesures en température sur la surface supérieure de la base du moule 105

Figure 3-42 : Distribution en température pour h_{air} =20 W/(m^2.K) 107

Figure 3-43 : Distribution en température pour h_{air} =50 W/(m^2.K) 107

Figure 3-44 : Distribution en température pour h_{air} =100 W/(m^2.K) 107

Figure 3-45 : Ajout d'une couche d'isolant sur le modèle 109

Figure 3-46 : Chaleur perdue (W) sur les frontières du moule en régime permanent pour un chauffage à 365 K 110

Figure 3-47 : Distribution de température (K) dans le moule non isolé pour un chauffage à 365 K 112

Figure 3-48 : Distribution de température (K) dans le moule isolé sur ses frontières inférieure/supérieure pour un chauffage à 365 K 112

Figure 3-49 : Distribution de température (K) dans le moule isolé sur ses frontières latérales pour un chauffage à 365 K 113

Figure 3-50 : Distribution de température (K) dans le moule isolé sur toutes ses frontières pour un chauffage à 365 K 113

Figure 3-51 : Chaleur perdue (en Watts) sur les frontières du moule en régime permanent pour un chauffage à 365 K 114

Figure 3-52 : Chaleur perdue (en Watts) sur les frontières du moule en régime permanent pour un chauffage à 365 K 115

Figure 3-53 : Temps nécessaire pour atteindre le régime permanent pour un chauffage à 365 K 116

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 : Régimes d'écoulement en milieu poreux 14

Tableau 1-2 : Nombres adimensionnels dans l'équation de chaleur 19

Tableau 2-1 : Séquences de plis définis pour la pièce prototype 34

Tableau 2-2 : Résultats des mesures de perméabilité 36

Tableau 2-3 : Correspondance entre taille d'effet de bord et perméabilité associée 41

Tableau 2-4 : Liste des configurations possibles 47

Tableau 2-5 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie A 48

Tableau 2-6 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie B avec un effet de bord de 1 mm 49

Tableau 2-7 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie B avec des effets de bord de 2 mm ou 3 mm 50

Tableau 2-8 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C avec un effet de bord de 1 mm 51

Tableau 2-9 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C avec des effets de bord de 2 mm ou 3mm 51

Tableau 2-10 : Caractéristiques de chaque stratégie 53

Tableau 2-11 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C modifiée avec un effet de bord de 1 mm 55

Tableau 2-12 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C modifiée avec des effets de bord de 2 mm ou 3mm 56

Tableau 3-1 : Propriétés thermiques des matériaux constituant le moule 82

Tableau 3-2 : Paramètres ustilisés pour le calcul du nombre de Péchlet 84

Tableau 3-3 : Propriétés thermiques dans la chambre composite 85

Tableau 3-4 : Constantes de la formulation autocatalytique pour l' époxy utilisée 86

Tableau 3-5 : Valeurs des résistances thermiques présentes dans le moule 88

Tableau 3-6 : Comparaison du niveau des pics en température avec ou sans fluide de compaction 98

Tableau 3-7 : Différence d'évolution du degré de cuisson dans la pièce avec ou sans fluide de compaction 99

Tableau 3-8 : Relevé de température numérique et expérimentale sur la surface supérieure de la base du moule 106

Tableau 3-9 : Non uniformités en température dans la préforme pour différentes températures de préchauffage 110

LISTE DES SYMBOLES

SIGLES

ϕ	Porosité
v_f	Taux volume de fibres
$\underline{K}$	Tenseur de perméabilité
C	Constante de Kozeny (m^2)
K_1 et K_2	Valeurs principales de perméabilité dans le plan (m^2)
β	Orientation de l'ellipse de perméabilité (^{0})
γ	Cisaillement d'une cellule unitaire de renfort de fibres (^{0})
μ	Viscosité cinématique (Pa.s)
ν	Viscosité dynamique ($m^2.s^{-1}$)
$\mathbf{v}_D$	Vitesse de Darcy ($m.s^{-1}$)
$\mathbf{v}$	Vitesse en générale ($m.s^{-1}$)
v	Norme de vitesse en générale ($m.s^{-1}$)
T	Température en générale (K)
T_{gel}	Température de gel (K)
Re_d	Nombre de Reynolds en milieu poreux
P	Pression (Bars)
ρ	Densité ($kg.m^{-3}$)
k	Conductivité ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
h	Coefficient de transfert thermique par convection ($W.m^{-2}.K^{-1}$)
ΔH_r	Chaleur totale de réaction ($J.kg^{-1}$)
c_p	Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)
α	Degré de cuisson
$\dot{\alpha}$	Vitesse de réaction (s^{-1})

G_Z	Nombre de Graetz
D_a	Nombre de Damkohler
B_r	Nombre de Brinkman
L	Longueur caractéristique (m)
H	Hauteur caractéristique (m)
ζ	Rapport entre la masse thermique de la résine et la masse thermique du milieu imprégné
f_e	Facteur de remplissage
Δt	Pas de temps (s)
φ	Densité de flux de chaleur ($W.m^{-2}$)

INDICES

x, y, z	Repère général
1, 2	Repère principal de perméabilité dans le plan
r	Résine
f	Fibres
m	Moule
fc	Fluide de compaction
H	Fluide de chauffage ou fluide caloporteur

OPÉRATEURS MATHÉNATIQUES

$\vec{\nabla}$	Gradient vectoriel
∇^2	Laplacien scalaire
div	Divergence

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A : Solutions analytiques des équations de transfert de chaleur pour des injections unidirectionnelles et une température constante à la paroi 132

ANNEXE B : Mesures de perméabilité pour une séquence d'empilement de tissus ''satin'' en fibres de carbone 137

ANNEXE C : Calcul des propriétés des matériaux pour le moule prototype..... 145

ANNEXE D : Algorithmes de résolutions et méthodes d'interpolation utilisés par Fluent 147

ANNEXE E : Conductivité équivalente en fonction de l'épaisseur de l'isolant 150

INTRODUCTION

L'appellation ''matériau composite'' ou ''composite'' à fibres désigne des matériaux constitués de deux composants : le renfort de fibres et la matrice. Le renfort de fibres confère au composite ses remarquables propriétés mécaniques. La matrice joue le rôle de liant entre les fibres et donne au matériau sa consistance.

L'utilisation des matériaux composites à fibres est en pleine expansion dans divers domaines tels que l'aéronautique, l'automobile, la construction ou l'équipement sportif. Le succès de ces matériaux provient entre autres de leur très bonne résistance à la fatigue et de leur légèreté. La combinaison possible de plusieurs types de renfort et de matrice offre également une grande flexibilité de conception.

Dans le domaine des composites, les procédés de fabrication assurent simultanément la fabrication du matériau et la mise en forme de la pièce. Par conséquent, la maîtrise de chaque procédé est complexe et demande une compréhension des phénomènes physiques associés à la mise en oeuvre des composites. Un travail de simulation s'avère ainsi nécessaire en amont de la mise en place d'une chaîne de fabrication. La simulation numérique doit permettre d'améliorer les outils de fabrication et le contrôle du procédé.

Le travail présenté dans ce mémoire s'inscrit dans le cadre d'une chaîne CFAO (voir Figure 0-1). Cette chaîne a pour but l'utilisation adaptée d'outils de simulation afin d'augmenter la maîtrise de deux procédés de fabrication appartenant à la famille ''Liquid Composite Molding'': le ''Resin Transfer Molding'' (RTM) et un procédé d'injection flexible (variante du procédé RTM).

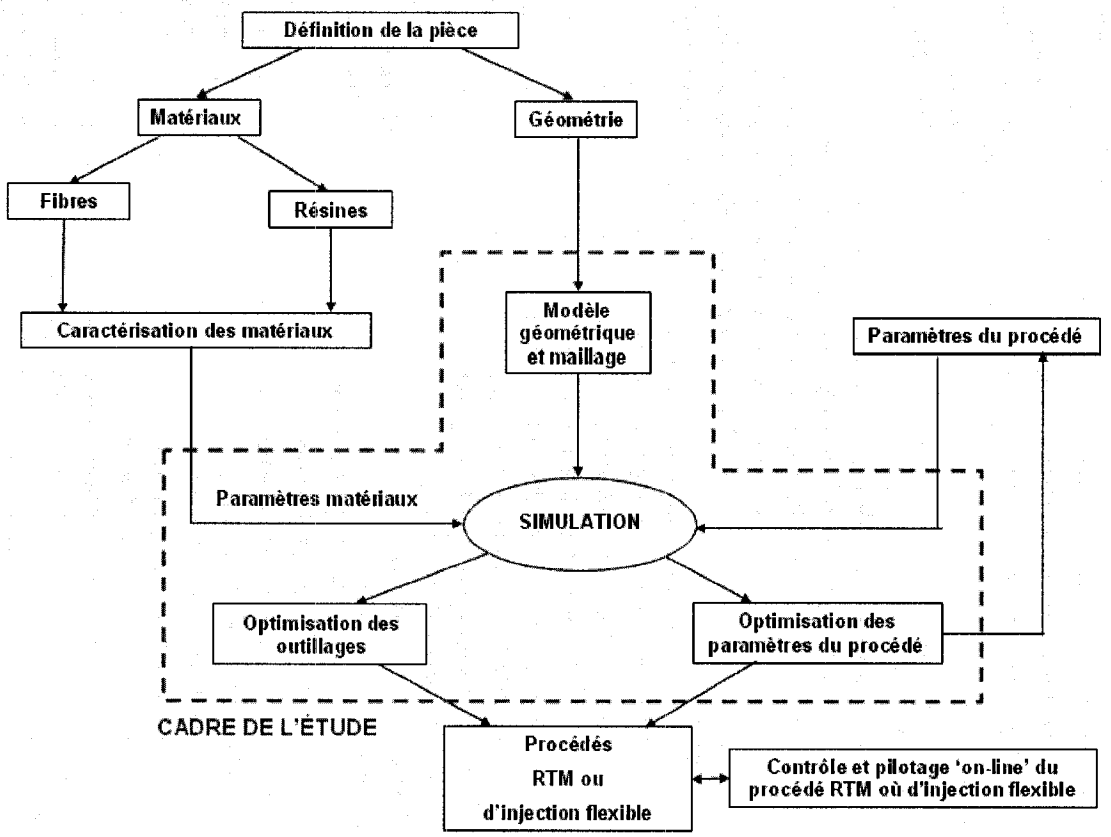


Figure 0-1 : Chaîne CFAO pour la maîtrise des procédés RTM et d'injection flexible

Le mémoire est découplé en quatre parties.

Le premier chapitre propose une bibliographie le procédé RTM. Après un bref historique sur les composites, la famille des procédés ''Liquid Composite Molding'' sera présentée puis le RTM sera plus particulièrement détaillé. Les matériaux mis en œuvre en RTM et leurs propriétés seront exposées. Puis, les phénomènes agissant lors du procédé RTM seront mis en équation. Enfin, la bibliographie sera complétée en décrivant les méthodes numériques qui permettent de simuler le procédé.

Dans le deuxième chapitre, l'étude portera sur la conception d'un moule RTM pour une pièce d'application aéronautique. Il s'agira de guider la conception du moule par la définition d'une position optimale des ports d'injection et des évents. Ce travail permettra de proposer une méthode d'approche généralisée pour ce type d'étude.

Le troisième chapitre consistera en une chaîne d'étude numérique pour la fabrication par injection flexible d'un toit d'automobile. L'étude démarrera par la définition de la stratégie d'injection pour le moule prototype, puis tentera de déterminer l'influence des paramètres thermiques du procédé d'injection flexible. Enfin, une analyse sera réalisée sur l'isolation du moule prototype et plus généralement sur l'isolation des moules utilisés pour la fabrication de composites.

CHAPITRE 1: REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1. Historique

L'utilisation des matériaux composites remonte au temps de l'Égypte ancienne où certaines briques de construction étaient fabriquées à partir un mélange d'argile liquide et de brins de paille. Cependant, les composites tels qu'ils sont connus aujourd'hui sont apparus lors de la seconde guerre mondiale (1939-1945). Lotus (1957) puis Cadillac (1960) sont les premiers à utiliser les composites pour des applications automobiles [1]. La technologie des composites a surtout évolué dans les années 60 lorsque les laboratoires de recherche ont commencé à approfondir ce domaine. Ainsi en 1969, l'avion de chasse F16 inclut déjà certaines structures composites. Les composites représentent désormais 25 % du poids d'un Airbus A 380 [2]. Aujourd'hui, le domaine d'application des composites s'est considérablement élargi et ne se résume plus aux technologies liées au transport : pour ne citer que quelques exemples, les composites sont désormais utilisés pour la fabrication de pales d'éolienne ou d'articles de sports (skis, cadres de vélos,...).

1.2. Procédés de fabrication

1.2.1. Revue des procédés

Il existe une multitude de procédés de fabrication pour les composites. Il est communément admis de classer ces procédés en fonction des types de matériau mis en œuvre : résine thermodurcissable ou thermoplastique, fibres courtes ou longues. La Figure 1-1 expose un tel classement.

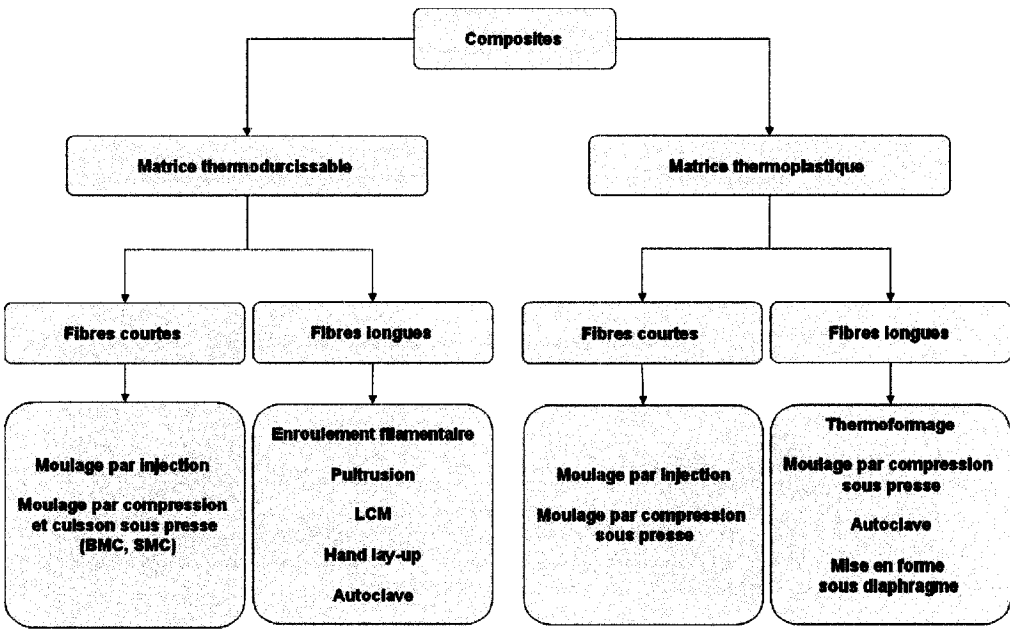


Figure 1-1 : Les différents procédés de fabrication des composites

En se concentrant sur les composites à matrice thermodurcissable et à fibres longues, il en ressort cinq procédés majeurs : le ''hand lay-up'', l'autoclave, la pultrusion, l'enroulement filamentaire et **le ''Liquid Composite Molding'' (LCM)**. Le choix entre ces cinq procédés est gouverné par un compromis entre les coûts de fabrication, la complexité de la géométrie de la pièce et le contrôle de l'orientation des fibres [3]. Lorsque les pièces composites ont des formes complexes comme tel est souvent le cas en aéronautique ou en automobile, la famille de procédés LCM apparaît alors comme la meilleure alternative. L'étude exposée dans ce mémoire est concentrée sur des procédés appartenant au LCM. A ce stade de la bibliographie, il paraît donc indispensable de présenter brièvement cette famille de procédés.

1.2.2. Procédés LCM

LCM ''Liquid Composite Molding'' est un nom générique pour décrire un ensemble de procédés qui se caractérisent par les quatre phases suivantes,

- placement de la préforme de fibres dans la cavité du moule,

- fermeture du moule et injection de résine dans la cavité,
- cuisson de la pièce dans le moule,
- démoulage.

Les principales variantes des procédés LCM sont :

- le **RTM** *''Resin Transfer Molding''* caractérisé par une injection en moules rigides et fermés
- le **CRTM** *''Injection-Compression Molding''*: le moule supérieur est légèrement ouvert durant l'injection puis fermé progressivement jusqu'à la fin de l'injection afin d'accélérer le transfert de résine,
- le **VARI** *''Vaccum Assisted Resin Infusion ''* : la préforme est couverte d'une membrane flexible et la résine est injectée sous vide.

Dans la perspective de l'étude présentée dans ce mémoire, il est nécessaire de se familiariser davantage avec le procédé RTM. Le procédé RTM ou *''Resin Transfer Molding''* consiste à injecter la résine à des pressions modérées (2 à 6 bars) à travers un renfort de fibres (ou préforme) préalablement placé dans la cavité du moule (Figure1-2). La pièce est ensuite polymérisée puis démoulée. La résine injectée et le moule peuvent être chauffés pour accélérer les phases d'injection et de cuisson (*''Heated Resin Transfer Molding''*).

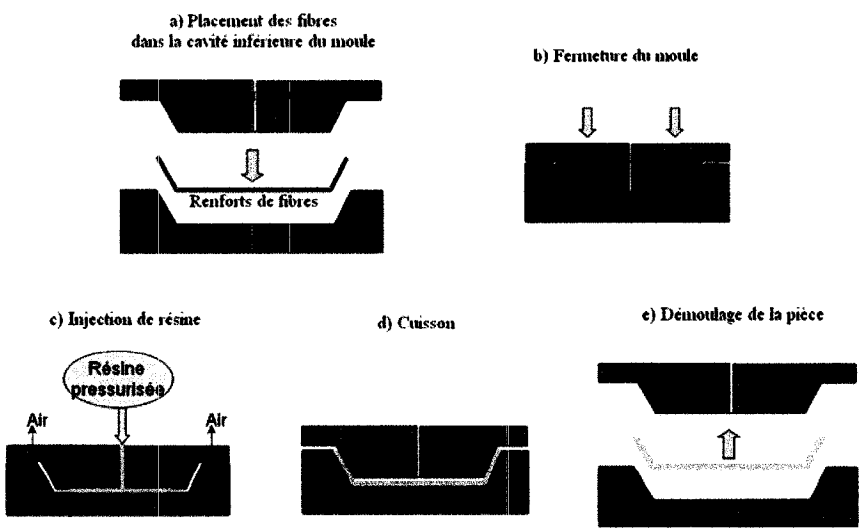


Figure 1-2 : Schéma de principe du RTM

Le RTM a connu un fort développement ces dernières années suite aux efforts importants consentis pour la recherche et l'étude de cette technologie. Le RTM se démarque principalement par un grand potentiel d'automatisation [4] et des temps de production réduits par l'optimisation du cycle thermique du moule (chauffage du moule et de la résine). Parmi les autres avantages de ce procédé, il faut citer :

- la possibilité de fabriquer des pièces de forme complexe,
- un bon fini de surface des pièces produites,
- une bonne reproductibilité des pièces comparativement aux autres procédés,
- la réduction des émanations de résine dans l'environnement de travail.

En revanche, le coût d'un moule de fabrication peut être très élevé [5] et une conception optimale du moule s'avère critique pour la qualité de la pièce. De plus, il est très difficile de garantir une imprégnation uniforme de résine dans toute la préforme de fibres lors d'une injection RTM. Enfin, le contrôle thermique complet du procédé reste complexe à assurer.

Néanmoins, l'optimisation des stratégies de remplissage et l'optimisation des cycles thermiques pour le RTM sont possibles et font l'objet de recherches continues. Ces nouveaux axes de recherche s'orientent vers la modélisation numérique [6,7] ou vers des algorithmes globaux d'optimisation (Algorithmes Génétiques [8,9]). Cependant, la maîtrise du procédé RTM passe avant tout par une connaissance accrue des matériaux mis en œuvre lors du procédé. En effet, l'analyse des propriétés intrinsèques de ces matériaux s'avère nécessaire pour décrire et prédire les phénomènes agissant lors du procédé. Le prochain paragraphe introduit les matériaux mis en œuvre par RTM et expose leurs principales propriétés.

1.3. Matériaux et propriétés

1.3.1. Les renforts de fibre

1.3.1.1. Échelles d'un pli de renfort

La structure d'un pli de fibres est complexe et s'étend sur plusieurs échelles comme le montre la Figure 1-3. La première échelle (microscopique) correspond à celle des fibres (~10 μm) qui peuvent être de carbone, de verre d'aramide ou de bore. À une échelle intermédiaire appelée échelle mésoscopique (~1 mm), 1000 à 10 000 fibres sont regroupées pour former une mèche. A l'échelle macroscopique, les mèches s'entrecroisent pour former un pli de renfort.

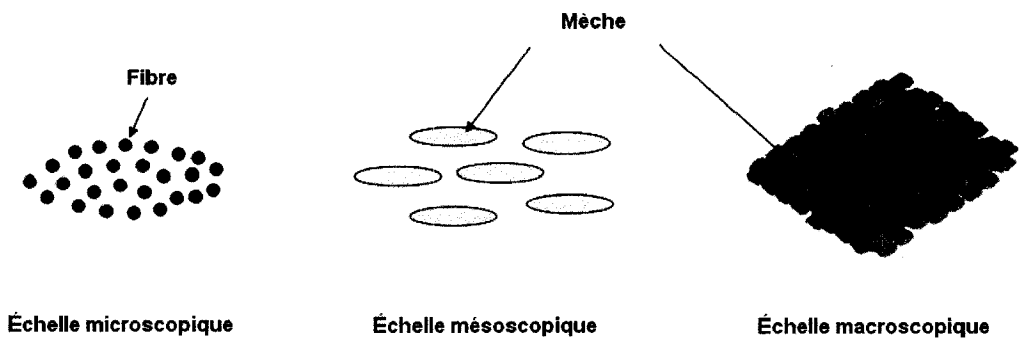


Figure 1-3 : Schéma des différentes échelles d'un pli de renfort fibreux

1.3.1.2. Types de pli

Chaque type de pli correspond à un arrangement particulier de mèches entre elles : cet arrangement est appelé architecture du pli. Voici quelques architectures classiques :

- les unidirectionnels dont les mèches ne sont orientées que dans une seule direction,
- les tissus dont les mèches sont orientées selon deux directions perpendiculaires ; l'enchevêtrement des mèches est dicté par le mode de tissage (Toile, Satin, Sergé,...),

- les structures tressées dont les mèches sont orientées selon deux directions formant un angle θ caractéristique de la structure
- le mat qui est un renfort de fibres disposées de manière aléatoire,
- les tissus 3D.

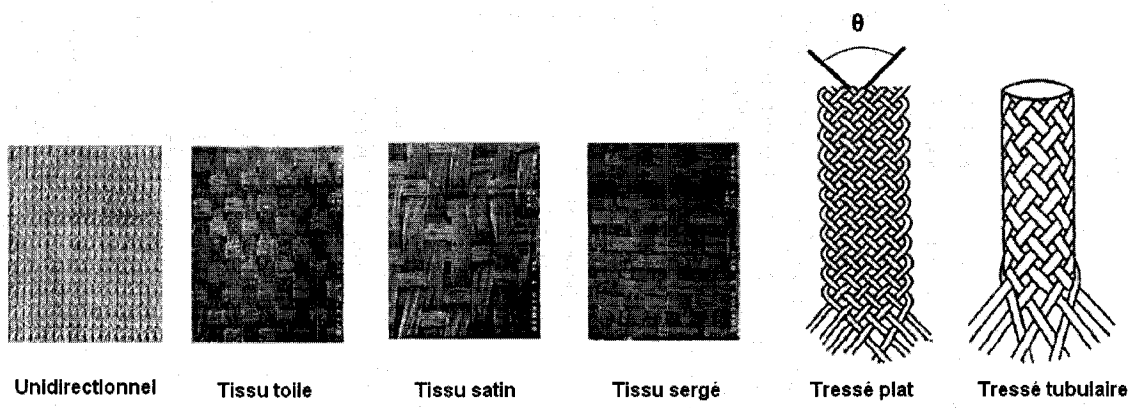


Figure 1-4 : Quelques exemples d'architecture pour un pli de renfort

Le niveau souhaité de performance mécanique définit le choix de l'architecture et dépend donc de l'application de la pièce composite.

1.3.1.3. Propriétés des renforts

Le renfort de fibres peut être considéré comme un milieu poreux c'est-à-dire un milieu comportant des espaces interstitiels (appelés des pores) connectés entre eux et susceptibles de laisser un fluide s'écouler ([10]). A l'échelle macroscopique, ce milieu est principalement caractérisé par sa **perméabilité**, sa **porosité** (ou son **taux volumique de fibres)**. La **perméabilité** est un paramètre qui représente la faculté du milieu poreux à laisser un fluide le traverser [11]. L'unité de la perméabilité le m^2. La perméabilité est une propriété critique dans le procédé RTM puisque ce paramètre influe sur le temps de remplissage et sur la forme du front de résine progressant dans la cavité. La **porosité** ϕ est le rapport entre le volume total des vides connectés entre eux et le volume total occupé par le milieu poreux [11]; la porosité est donc comprise entre 0 et 1. Le **taux**

volumique de fibres $v_f = 1 - \phi$ est le rapport entre le volume total occupé par la phase solide (les fibres) et le volume total occupé par le milieu poreux.

En l'absence de données expérimentales, le modèle capillaire de Kozny-Carman est le modèle le plus standard pour exprimer la perméabilité. Le modèle s'écrit sous la forme suivante :

$$K = C.\frac{\phi^3}{(1-\phi)^2} \tag{1}$$

où K est la perméabilité du renfort, ϕ est la porosité du milieu et C est la constante de Kozeny. Cependant ce modèle n'est valable que pour un domaine de porosité limité [12] et la constante de Kozeny doit être déterminée expérimentalement. De plus, ce modèle a été établi pour des perméabilités isotropes ce qui n'est pas le cas pour les tissus ou les tresses. Plusieurs modèles théoriques ont également été développés pour prédire la perméabilité en se basant sur l'architecture d'une cellule unitaire du renfort [13,14]. Cependant, il s'avère qu'aucun renfort ne peut être modélisé par la répétition d'une cellule unitaire représentative, l'architecture d'une cellule unitaire variant d'un endroit à l'autre du renfort fibreux. Il est surtout très difficile d'extrapoler ces modèles pour des empilements de renfort. Dû à l'absence de modèles, la perméabilité d'un renfort ou d'un empilement de renfort de fibre se détermine expérimentalement en mesurant l'évolution du front pour des injections unidirectionnelles [15] ou des injections radiales dans le plan [16].

1.3.2. Les résines

1.3.2.1. Types de résine

Trois principaux types de résine thermodurcissable sont utilisés en RTM :

- les résines époxy qui possèdent d'excellentes propriétés mécaniques et peu de retrait après polymérisation,

- les résines polyester qui présentent des propriétés mécaniques inférieures et un retrait plus important mais qui sont moins coûteuses,
- les résines vinylester qui sont appréciées pour leur bonne résistance au feu.

1.3.2.2. Propriétés

Dans un contexte de procédé par injection, les propriétés les plus critiques d'une résine sont **sa cinétique de réaction** et sa **viscosité**.

La **cinétique de réaction** d'une résine influe directement sur le temps de cycle des procédés RTM car c'est elle qui dicte l'évolution de la polymérisation. Le degré d'avancement de la polymérisation compris entre 0 et 1 est appelé degré de cuisson et noté α (α=1 correspondant à une résine complètement cuite). Typiquement, la polymérisation est activée par la température, s'accélère d'elle-même et dégage de la chaleur (réaction exothermique). Les modèles cinétiques de polymérisation sont exprimés sous la forme :

$$\frac{d\alpha}{dt} = f(\alpha, T) \tag{2}$$

où $\frac{d\alpha}{dt}$ est la vitesse de réaction et T la température.

Il existe principalement deux types de modèle :

- les modèles mécanistiques qui sont basés sur le détail des réactions chimiques intervenant lors de la polymérisation [17],
- les modèles empiriques qui sont établis après traitement de mesures expérimentales sur le comportement cinétique de la résine; ces mesures peuvent être effectuées par analyse DSC (*Differential Scanning Calorimetry*) sur la résine [18].

La **viscosité** caractérise l'aptitude de la résine à transférer de la quantité de mouvement. Plus la viscosité d'une résine est élevée, plus le frottement interne entre les particules est

important, et plus il est difficile de faire mouvoir la résine. La viscosité influe donc sur le transport de la résine et donc sur les temps de remplissage dans le procédé RTM. La viscosité d'une résine est communément exprimée par la viscosité dynamique μ dont l'unité est le Pascal seconde (Pa.s) ou le Poiseuille (Pois=Pa.s). Dans le cas du RTM, la résine est considérée comme un fluide Newtonnien, c'est-à-dire que sa viscosité ne dépend pas du taux de cisaillement. La viscosité d'une résine n'est susceptible de varier qu'en fonction de la température et du degré de cuisson. α. L'évolution typique de la viscosité d'une résine [19] est décrite sur la Figure 1-5.

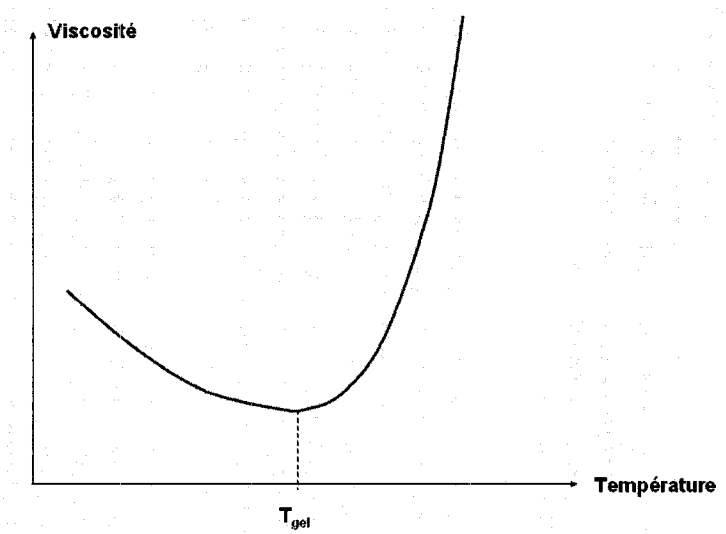


Figure 1-5 : Évolution typique de la viscosité en fonction de la température

T_{gel} est définie comme la température à laquelle les liaisons covalentes entre les chaînes de polymère se forment et un réseau tridimensionnel est constitué [19]. Pour des températures inférieures à T_{gel}, l'augmentation de la température élève le niveau d'énergie cinétique des molécules et fait décroître la viscosité; la cinétique de polymérisation n'intervient pas encore : $\mu = f(T)$. Pour des températures supérieures à T_{gel}, l'augmentation de la température accélère la réaction de polymérisation ; les chaînes moléculaires commencent à réticuler et la viscosité augmente : $\mu = f(T,\alpha)$.

Il est à noter que les propriétés thermiques des matériaux tels que la conductivité ou la capacité calorifique n'ont pas été abordées dans cette partie. Ces propriétés seront détaillées dans le chapitre 4.

1.4. Modélisations, mises en équation des phénomènes en RTM

1.4.1. Écoulement isotherme dans la cavité

La vitesse du front de résine $\mathbf{v}_D$ progressant dans le renfort de fibres s'exprime linéairement en fonction du gradient de pression $\vec{\nabla}P$ selon la loi de Darcy [20]:

$$\mathbf{v}_D = -\frac{\underline{K}}{\mu}(\vec{\nabla}P - \rho_r.\mathbf{g}) \tag{3}$$

où $\underline{K}$ est le tenseur de perméabilité du milieu poreux, μ et ρ_r sont respectivement la viscosité et la densité de la résine et $\mathbf{g}$ le vecteur de gravité. Ainsi, le vecteur vitesse $\mathbf{v}_D$ est directement proportionnel au gradient de pression. En faisant apparaître la vitesse de la résine $\mathbf{v} = \frac{\mathbf{v_D}}{\phi}$ à l'intérieur des interstices du renfort de fibres, la relation de Darcy devient :

$$\mathbf{v} = -\frac{\underline{K}}{\phi.\mu}(\vec{\nabla}P - \rho_r.\mathbf{g}) \tag{4}$$

La loi de Darcy a été établie en 1865. Depuis, les travaux sur les écoulements en milieu poreux n'ont jamais infirmé cette loi mais ils en ont donné les restrictions ([11], [21]). La loi de Darcy n'est valable que pour un fluide newtonien, et des écoulements rampants (nombres de Reynolds inférieurs à un). Le nombre de Reynolds pour un écoulement en milieu poreux est défini par :

$$\mathrm{Re}_d = \frac{\rho_r.d.v}{\mu} \tag{5}$$

où d est généralement assimilé à la taille des pores et v la norme du vecteur vitesse. Pour d'autres régimes à nombres de Reynolds plus élevés, des modèles plus complexes doivent être utilisés à partir des équations de Forsheimer, Brinkman ou Navier-Stockes [22].

Tableau 1-1 : Régimes d'écoulement en milieu poreux

Nombre de Reynolds	**Régime dans le milieu poreux**
$\mathrm{Re}_d \leq 1$	Darcy, écoulement rampant
$1 < \mathrm{Re}_d \leq 300$	Écoulement laminaire
$300 < \mathrm{Re}_d$	Écoulement turbulent

En RTM, les vitesses d'imprégnation correspondent à un nombre de Reynolds inférieur à un et le comportement de la résine est considéré comme Newtonien; la loi de Darcy apparaît donc comme un modèle applicable. De plus, les pressions appliquées sur la résine en RTM (de 3 à 6 bars) prédominent sur les forces de gravité. En négligeant la gravité dans l'équation (5), l'écoulement de résine dans le renfort fibreux en RTM est gouverné par l'équation suivante :

$$\mathbf{v} = -\frac{\underline{\underline{K}}}{\phi.\mu}(\vec{\nabla}P) \tag{6}$$

L'équation (6) est celle communément utilisée pour décrire un écoulement isotherme en RTM [20]. Cependant, cette seule relation fait apparaître deux inconnues : un champ de vecteur vitesse (**v**) et un champ scalaire *(P)*. Pour solutionner le problème couplé pression/vitesse, il est donc nécessaire d'avoir une deuxième équation qui est naturellement donnée par la conservation de la masse. En RTM, si la résine est considérée comme incompressible et la déformation des fibres au cours de l'écoulement est négligée, la conservation de la masse s'exprime par :

$$div(\mathbf{v}) = 0 \tag{7}$$

En injectant (6) dans (7), l'équation (7) devient :

$$\nabla^2 P = 0 \tag{8}$$

Ainsi l'écoulement isotherme d'une résine dans un renfort est complètement représenté par:

$$\left.\begin{aligned} \nabla^2 P &= 0 \\ \mathbf{v} &= -\frac{K}{\phi.\mu}(\vec{\nabla} P) \end{aligned}\right\} \qquad (9)$$

, les conditions aux limites étant :

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

Les équations exposées dans ce paragraphe sont suffisantes pour décrire des écoulements isothermes ; c'est-à-dire lorsque la polymérisation et le transfert de chaleur entre résine et moule peuvent être négligés dans la phase de remplissage. Pour tout autre cas, les équations traduisant l'écoulement doivent être couplées avec les équations de transfert de chaleur au sein de la cavité et du moule.

1.4.2. Écoulement non isotherme dans la cavité

Il existe deux principaux modèles pour décrire le transfert de chaleur en milieu poreux imprégné. **Le premier appelé "modèle à deux températures"** établit séparément deux bilans de chaleur pour chaque phase (fibres et résine), puis ajoute des termes de couplage dans les deux équations pour prendre en compte le transfert thermique entre fibres et résine. Rudd et al. [23] puis Chan et al. [24] ont été les premiers à établir des modèles à deux températures pour prévoir les transferts de chaleur dans la cavité lors d'une injection RTM. Mais ces modèles se heurtent à la difficulté suivante : le coefficient de transfert thermique entre fibres et résine (qui doit être une donnée du modèle) est très difficile à évaluer. **Le second modèle appelé "modèle à une température"** définit un bilan de chaleur pour les deux phases en estimant des propriétés thermiques équivalentes pour le milieu imprégné. Le " modèle à une

température'' a initialement été défini par Lin et al. [25]. Cependant, les premiers à développer des équations ''mathématiquement rigoureuses'' sont Tucker et Dessenberger [26]. Ils appliquent les méthodes de moyenne volumique développées par Whitaker [27] et Slattery [28]. De telles méthodes étaient utilisées pour analyser le champ de vitesse et les transferts thermiques dans des réacteurs catalytiques à matrices poreuses. Ainsi, si un équilibre thermique local est supposé entre les fibres et la résine, la méthode de moyenne volumique donne pour le bilan de chaleur dans le milieu imprégné :

$$\langle \rho.c_p \rangle.\frac{\partial \langle T \rangle}{\partial t} + \langle \rho.c_p \rangle_r.\langle \mathbf{v} \rangle_r.\vec{\nabla}\langle T \rangle = \vec{\nabla}\left[(\underline{k}_e + \underline{k}_D).\vec{\nabla}\langle T \rangle\right] + \phi.\rho_r.\Delta H_R.\langle \alpha \rangle_r + \mu.\langle \mathbf{v}_r \rangle.\underline{K}^{-1}.\langle \mathbf{v}_r \rangle \tag{10}$$

où ρ est la densité du milieu imprégné,

c_p est la chaleur spécifique du milieu imprégné,

$\mathbf{v}$ est la vitesse d'imprégnation de la résine,

$\underline{k}_e$ est le tenseur de conductivité équivalente du milieu imprégné,

$\underline{k}_D$ est le tenseur de dispersion résultant de la différence de température entre les fibres et la résine ou des non uniformités en vitesse au niveau microscopique,

ϕ est la porosité,

ΔH_R est l'enthalpie de polymérisation,

$\dot{\alpha}$ est la vitesse de réaction,

μ est la viscosité dynamique de la résine,

$\underline{K}$ est le tenseur de perméabilité du renfort,

$\langle\ \rangle$ est la moyenne sur le volume de contrôle,

$\langle\ \rangle_r$ est la moyenne sur la phase fluide (résine) située dans le volume de contrôle.

Pour simplifier l'équation (10), Tucker [29] établit les hypothèses suivantes :

- l'injection se réalise dans un plan "*x-z*" d'une pièce rectangulaire, de longueur *L* et d'épaisseur *H* (Figure 1-6)

- la vitesse d'imprégnation v est uniforme et est orientée selon x (v_x);
- la conductivité équivalente k_e du milieu imprégné est constante et isotrope ;
- la dispersion due à l'écart de température est négligée ;
- le tenseur de dispersion résultant des non uniformités en vitesse au niveau microscopique est pris en compte au niveau thermique. Ce tenseur de dispersion thermique k_D est constant et peut être calculé en utilisant des corrélations appropriées [29];
- la perméabilité du renfort est isotrope.

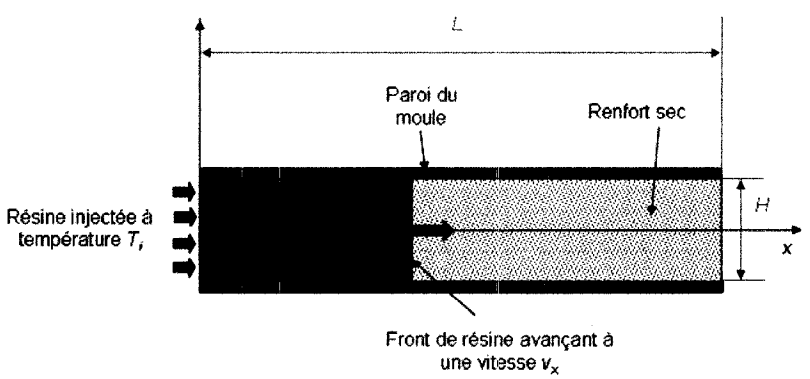


Figure 1-6 : Schéma des simplifications de Tucker

Dans le but de simplifier les notations, le symbole $\langle\ \rangle$ est omis pour les termes moyennés. L'équation (10) est alors réécrite de la manière suivante :

$$\rho.c_p.\frac{\partial T}{\partial t}+\rho_r.c_{pr}.v_x.\frac{\partial T}{\partial x}=(k_e+k_{D\Pi}).\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+(k_e+k_{D\perp}).\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}+\phi.\rho_r.\Delta H_R.\dot{r}_\alpha+\mu.v_x.K^{-1}.v_x \tag{11}$$

où $k_{D\Pi}, k_{D\perp}$ sont les termes de dispersion thermiques dans la direction parallèle et perpendiculaire au front de résine.

L'équation (11) fait apparaître un équilibre complexe entre différents phénomènes physiques (Figure 1-7). Ainsi, le flux de résine et la réaction de polymérisation interagissent, puisque le flux de résine transporte de la chaleur et la réaction de polymérisation agit en tant que terme source.

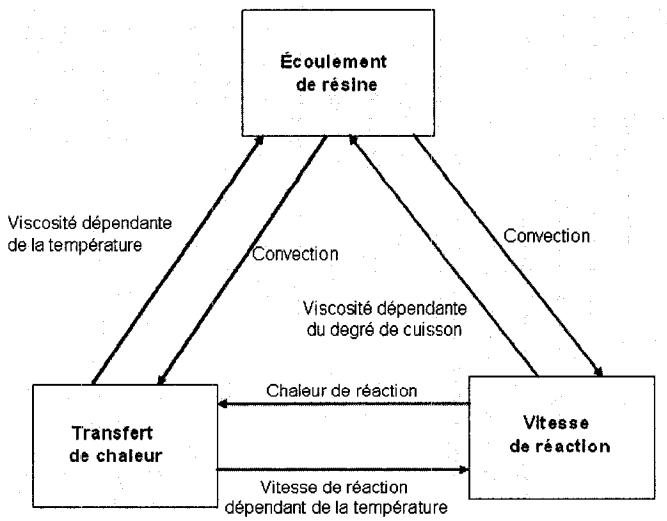


Figure 1-7 : Interaction des phénomènes dans un écoulement non isotherme

Pour comparer l'importance relative des phénomènes intervenant dans le bilan énergétique du milieu imprégné, Tucker [29] établit une version adimensionnelle de l'équation. Pour ce faire, il introduit les variables adimensionnelles suivantes :

$$T = (\Delta T)T^* \qquad x = L.x^* \qquad z = H.z^* \qquad t = (\Delta t)t^* \qquad \Delta t = \frac{H^2.\rho_r.c_{p_r}}{k_e} \tag{12}$$

où ΔT est une différence de température caractéristique, dont la définition dépend du problème étudié. L'incrément de temps Δt est le temps caractéristique de la conduction transverse (suivant z). Les tenseurs de conduction et de dispersion sont également réécrits :

$$k^*_{xx} = 1 + \frac{k_{D\Pi}}{k_e} \qquad k^*_{zz} = 1 + \frac{k_{D\perp}}{k_e} \tag{13}$$

Incluant ces termes dans l'équation (11) et utilisant la loi de Darcy, la version adimensionnelle du bilan de chaleur dans le milieu imprégné donne :

$$\frac{\partial T^*}{\partial t^*} + \xi.G_z.\frac{\partial T^*}{\partial x^*} = \xi.\frac{H^2}{L^2}.k^*_{xx}\frac{\partial^2 T^*}{\partial x^{*2}} + \xi.k^*_{zz}\frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{2*}} + \xi.D_a.\dot{\alpha} + \xi.B_r \qquad (14)$$

avec les nombres adimensionnels listés dans le Tableau 1-2.

Tableau 1-2 : Nombres adimensionnels dans l'équation de chaleur

Nombre	Notation	Définition	Interprétation
Graetz	G_z	$G_z = \frac{v_x.H^2.\rho_r.c_{pr}}{L.k_e}$	$\frac{\text{Convection par le flux de résine}}{\text{Conduction dans l'épaisseur}}$
Brinkman	B_r	$B_r = \frac{\mu.v_x^{\ 2}.H^2}{K.\Delta T.k_e}$	$\frac{\text{Dissipation visqueuse}}{\text{Conduction dans l'épaisseur}}$
Damköhler	D_a	$D_a = \frac{\phi.\rho_r.\Delta H_R.H^2}{k_e.\Delta T.t_{cr}}$	$\frac{\text{Chaleur de réaction}}{\text{Conduction dans l'épaisseur}}$
----	ξ	$\xi = \frac{\rho_r.c_{pr}}{\rho.c_p}$	$\frac{\text{Masse thermique de la résine}}{\text{Masse thermique du composite}}$

En fait, des solutions analytiques sont obtenues à partir de l'équation adimensionnelle (14) en définissant des hypothèses supplémentaires. Tout d'abord, les pièces produites en RTM sont généralement minces et le ratio hauteur/longueur (*H/L*) dans l'approximation de Tucker est faible par rapport à l'unité (<0,2). Par conséquent le terme *H/L* peut être négligé dans l'équation (14). Du point de vue physique, ceci exprime le fait que la conduction selon *x* est faible en comparaison avec la conduction suivant l'épaisseur *z*. D'autre part, le temps d'injection d'une pièce est habituellement plus faible que le temps de réaction de la résine (Temps de gel). Ainsi la vitesse de réaction $\dot{\alpha}$ est trop faible pour être considérée pendant la phase d'injection. Par conséquent, le

nombre de Damköhler associé à l'exothermie de la réaction peut être négligé dans l'équation (14). Enfin, le RTM étant un procédé à pression modérée, l'imprégnation du renfort par la résine s'effectue à de faibles vitesses. Par conséquent, le nombre de Brinkman, qui est proportionnel à v_x^2 peut être considéré comme un terme de second ordre et donc négligé. À partir de ces considérations, l'équation adimensionnelle pour un écoulement unidirectionnel non isotherme (14) devient finalement :

$$\frac{\partial T^*}{\partial t^*} + \xi . G_z . \frac{\partial T^*}{\partial x^*} = \xi . k^*_{zz} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{2*}} \tag{15}$$

À température imposée aux parois du moule, l'équation (15) peut alors être résolue analytiquement pour:

- un régime stationnaire ($\frac{\partial T^*}{\partial t^*} = 0$),
- un régime transitoire en négligeant la convection devant la conduction (G_z <<1),
- un régime transitoire en négligeant la conduction dans l'épaisseur (G_z >>1).

Le développement de ces solutions est reporté dans **l'Annexe A**. Cependant, aucun de ces trois régimes ne s'applique vraiment au RTM. Les solutions analytiques ne sont que des cas limites entre lesquelles se situe la 'vraie' solution donnant la distribution de température dans la cavité du moule. De plus, comme démontré par Lebrun et al. [30,31], la température aux parois du moule ne reste pas constante durant l'injection : les solutions analytiques sont donc inapplicables.

1.4.3. Transferts thermiques dans le moule

Le transfert de chaleur dans le moule est gouverné par la conduction uniquement, et le bilan énergétique s'écrit simplement comme :

$$\rho_m \, c_{pm} \frac{\partial T}{\partial t} = k_m \nabla^2 T \tag{16}$$

où

k_m est la conductivité thermique du moule,

ρ_m est la densité spécifique du moule,

c_{pm} est le chaleur spécifique du moule.

La réponse thermique d'un moule à des cycles de température dépend étroitement des matériaux le constituant. Perry [32] compare l'influence de différents matériaux sur la température de la pièce composite et de sa cuisson. Même si les moules fabriqués à partir d'époxy sont avantageux en terme de coût et de facilité d'usinage, ils présentent différents inconvénients comparés aux moules métalliques :

- leur faible diffusivité thermique rend difficile le contrôle en température. Par conséquent, la distribution en température est non uniforme au niveau du composite ce qui implique un mauvais contrôle de la réaction de polymérisation,
- ils s'endommagent lorsque sujets à des cycles rapides de température,
- ils se dégradent plus rapidement notamment au niveau des surfaces en contact avec la pièce composite.

1.4.4. Transfert thermique à l'interface tubes caloporteurs, moule et composite

La plupart des simulations RTM non isothermes présentées dans la littérature considèrent seulement la cavité (pièce composite) en adaptant pour celle-ci des conditions aux frontières (à la paroi de la cavité). Pour la configuration décrite sur la Figure 1-8, Advani [33] suggère deux manières de définir les conditions aux limites aux parois de la cavité :

- la première est d'imposer la température du fluide caloporteur au moule complet et donc aux frontières du composite,
- la seconde est de supposer un régime stationnaire pour la distribution de température dans le moule.

Dans un tel cas, il advient d'introduire les paramètres suivants :

- le coefficient de transfert thermique par convection entre le composite et le moule h_c,

- le coefficient de transfert thermique par convection entre le fluide caloporteur et le moule h_f;
- la conductivité thermique du moule k_m.
- la conductivité thermique du composite k_c.

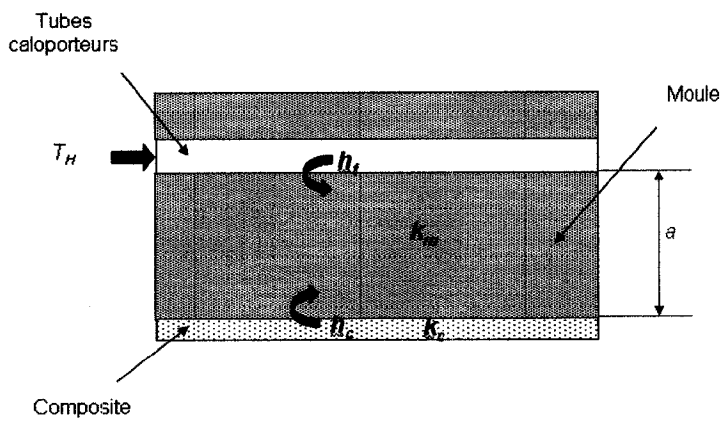


Figure 1-8 : Schématisation de l'interaction moule/composite/tubes caloporteurs

L'hypothèse de régime stationnaire pour la distribution de température dans le moule conduit à la condition frontière en suivante :

$$\frac{\partial \theta}{\partial z} + c_{bc}.\theta = 0 \tag{17}$$

où θ est la température de frontière du composite, et c_{bc} est un coefficient défini par :

$$c_{bc} = \frac{1}{k_c}.\frac{1}{[1/h_c + 1/h_m + a/k_m]} \tag{18}$$

où a est la distance entre les tubes caloporteurs et le composite. La principale difficulté dans cette formulation est que le coefficient de transfert par convection entre le composite et le moule est difficile à évaluer. Différents modèles ont été développés pour prévoir le coefficient h_c. Lebrun et al. [30, 31] démontrent expérimentalement que ces modèles sont loin d'être précis. De plus, la formulation de condition en frontière de l'équation (18) suppose un régime stationnaire pour la distribution en température dans le moule ce qui est infirmé dans la pratique par les travaux de Lebrun [30, 31].

1.5. Implémentation numérique des modèles en RTM

1.5.1. Rôle et enjeu de la simulation

La **conception du moule RTM** et le **contrôle en température du procédé** sont deux points cruciaux pour la qualité des futures pièces. Ces points doivent absolument être maîtrisés pour mettre en œuvre une ligne de production RTM.

Au niveau de **la conception du moule**, la position des points d'injection et d'évents est critique pour que la résine imprègne totalement le renfort de fibres sans laisser de zones sèches. Choisir expérimentalement la position optimale de ces points par ''essai erreur'' n'est pas envisageable car il faudrait soit modifier le moule soit fabriquer un nouveau moule après chaque essai. En parallèle de la Conception Assistée par Ordinateur (CAO) du moule RTM, la simulation numérique du remplissage de la cavité permet de déterminer la stratégie d'injection optimale (i.e. la position optimale des ports d'injection et des évents). La conception du moule est alors substantiellement améliorée par l'ajout de la simulation du remplissage dans la chaîne CAO. Plusieurs logiciels sont présents sur le marché pour la simulation numérique du remplissage d'un moule RTM : PAM-RTM [34], LIMS [35], C-Mold [36]. De plus, une nouvelle génération de logiciels de préformage (ex : QUICK-FORM [37], PAM-FORM [38], Fiber Sim[39]) est apparue : ils donnent la possibilité de modéliser la mise en forme du renfort de fibres avant la mise en place du renfort préformé dans la cavité du moule. Ces logiciels calculent l'orientation et la déformation des fibres induites par le préformage. La perméabilité du renfort préformé peut donc être définie de manière plus précise et la prédiction des simulations de remplissage s'en trouve sensiblement améliorée.

Le **contrôle en température du procédé RTM** est une nécessité pour garantir un temps de cycle minimal et la qualité de la pièce produite. Il doit ainsi :

- assurer que le gel de la résine s'effectue après la fin de l'injection pour garantir une pièce complètement imprégnée,
- uniformiser l'évolution du degré de cuisson dans la pièce pour réduire les contraintes résiduelles.

Comme il a déjà été mentionné, le contrôle en température du moule est influencé par plusieurs facteurs :

- échange de chaleur entre systèmes chauffants et cavité du moule,
- réaction chimique de la résine et évolution de sa viscosité,
- capacité du moule à diffuser la chaleur,
- pertes de chaleur du moule.

L'interaction entre ces différents facteurs complexifie grandement le contrôle thermique du moule. Il est donc nécessaire de simuler numériquement le procédé pour comprendre les mécanismes de cette interaction. La simulation numérique doit également définir un domaine des paramètres thermiques (ex : température et pression d'injection de la résine, température du moule..) garantissant la qualité de la pièce et un temps de cycle minimal. Il existe des logiciels commerciaux permettant de simuler le cycle du procédé RTM avec le volet thermique. Certains logiciels, spécialisés dans la mise en œuvre des composites, donnent la possibilité de simuler l'ensemble du procédé (ex : PAM-RTM [34]). D'autres logiciels, plus vastes dans leur domaine d'application, permettent de simuler certaines étapes du procédé (ex : Fluent [40]).

Après avoir souligné le rôle et l'enjeu de la simulation, cette section présente différentes méthodes numériques qui permettent de simuler le procédé RTM.

1.5.2. Écoulement isotherme

Durant ces quinze dernières années, de nombreux travaux ont été entrepris pour simuler numériquement la phase de remplissage. Cette tâche est rendue très difficile par le couplage entre les différents phénomènes qui interviennent lors de l'écoulement de la

résine réactive dans un renfort de fibres. La méthode des Éléments Frontières (Boundary Element Method) [41] fût l'une des premières méthodes implémentées pour l'étape de remplissage, mais il a été démontré qu'elle ne permettait pas de respecter de manière précise la conservation de masse [42]. La technique sans maillage (Martinez [43]) a également été explorée mais elle demande un temps de calcul trop élevé. Mohan et al. [44] ont développé une formulation implicite par éléments finis. A chaque nœud du maillage est associé une valeur de pression P et un facteur local de remplissage de résine f_e compris entre 0 et 1. A chaque pas de temps Δt, le champ de pression est résolu dans le domaine imprégné. Puis le facteur de remplissage sur chaque nœud du maillage est résolu par itérations successives en se basant une nouvelle fois sur l'équation de conservation de la masse. Une fois le degré de convergence atteint pour le facteur de remplissage, le front de résine dans la cavité est mis à jour et l'algorithme est implémenté pour le pas de temps suivant. La méthode implicite pure préserve le sens physique de la conservation de la masse et ne restreint pas le choix du pas de temps. Cependant, cette méthode ne s'applique qu'à des géométries simples [45]. Finalement, pour simuler le remplissage, la formulation combinée Éléments Finis/Volumes de Contrôle (FE/CV) avec maillage fixe s'est avérée comme la plus efficace [46, 47]. La technique des Éléments Finis est utilisée pour résoudre le champ de pression dans le milieu imprégné à chaque itération. Le champ de pression est interpolé sur les nœuds (éléments conformes) ou sur les contours des éléments (éléments non-conformes). Trochu *et al.* [47] ont montré que les éléments conformes garantissent le principe de conservation de la masse. Pour l'avancement du front de résine, la technique des volumes de contrôle est implémentée. Le maillage est découpé en volumes élémentaires amenés à être remplis de résine. Chaque volume élémentaire est caractérisé par un paramètre de remplissage f_e compris entre 0 et 1 : f_e =1 correspond à un volume élémentaire saturé de résine, si $0 \leq f_e < 1$ correspond à un volume élémentaire non saturé. Pour visualiser l'avancement du front avec une telle méthode, l'exemple simple de la Figure 1-9 peut être suivi. Si chaque éléments a un volume de 1 cm^3 et que

l'injection se fait sur le coté de l'élément 1 à un débit de 1 cm^3 par seconde, le domaine définit par les 8 éléments est rempli en 8 secondes.

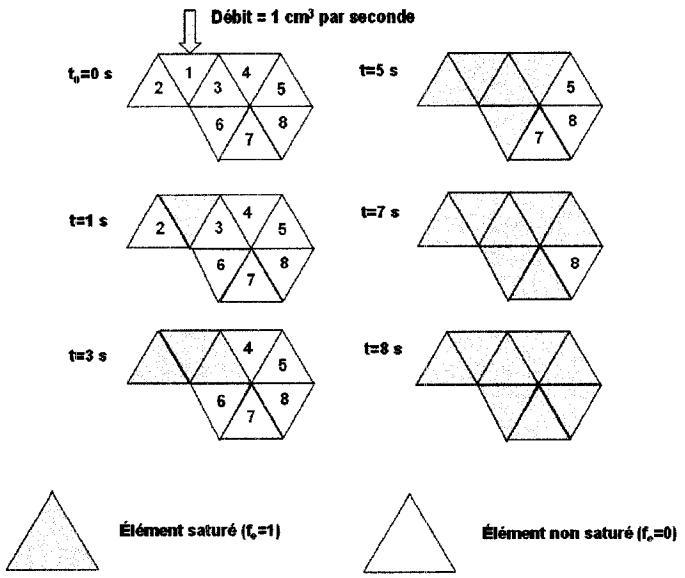


Figure 1-9 : Schéma d'un remplissage par volumes de contrôle

L'algorithme de remplissage isotherme dans une formulation FE/CV se développe de manière itérative de la façon suivante [47] (voir Figure1-10):

(0) Trouver un domaine initial D_0 occupé par la résine pour initialiser l'algorithme,

(1) Pour chaque domaine de fluide D_k résoudre par éléments finis le champ de pression,

(2) 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,

(3) Calculer la masse de fluide traversant chaque élément de surface ΔA de S_k durant un pas de temps Δt,

(4) Trouver le nouveau domaine saturé D_{k+1} à partir de volumes de fluide locaux transférés à travers S_k,

(5) Identifier les frontières du domaine D_{k+1} avec le moule et la nouvelle position du front S_{k+1},

(6) Revenir à l'étape 1 et répéter l'algorithme jusqu'à remplissage de la cavité du moule.

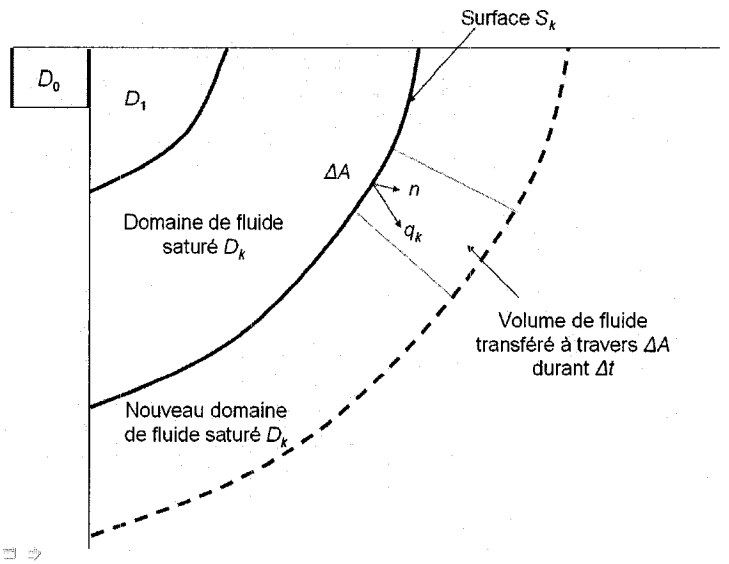


Figure 1-10 : Progression de l'algorithme de remplissage FE/CV

La formulation FE/CV est une formulation purement explicite. Ainsi le pas de temps pour la résolution doit être limité selon la vitesse d'avancement du front pour assurer la convergence. Mais le grand avantage de cette méthode est de pouvoir simuler le remplissage sur des géométries complexes.

1.5.3. Écoulement non isotherme

Pour modéliser un écoulement non isotherme, la formulation FE/CV est généralisée (Audet [48], Bohr [49]). Lors d'un écoulement non isotherme, l'algorithme est le même que celui décrit au paragraphe précédent. Le champ de température et le degré de cuisson dans le domaine saturé D_k sont résolus à l'étape 2 suite à la résolution du champ de vitesse.

Pour la résolution du champ de température, les problèmes de diffusion et de convection sont découplés. Le problème de diffusion est résolu avec la méthode de Galerkin. Le

problème de convection est ensuite résolu avec la méthode de Lesaint-Raviart qui est une méthode de résolution élément par élément. Une fois la distribution en température résolue pour le pas de temps t_{n+1}, le degré de cuisson est calculée en découplant la convection du fluide réactif et l'équation modélisant la cinétique de polymérisation. Le terme d'exothermie est également généré.

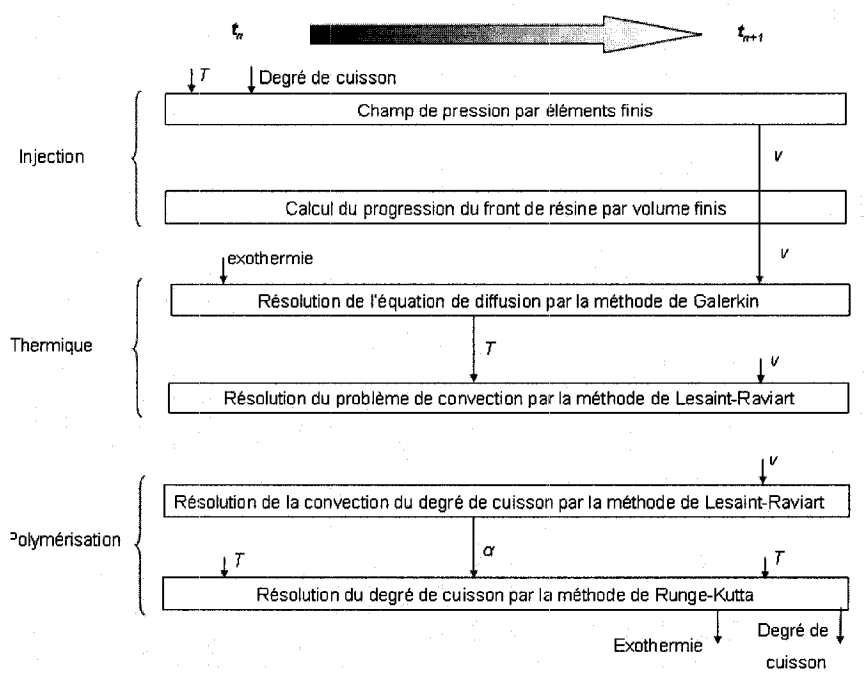


Figure 1-11 : Schéma de résolution pour le remplissage non isotherme en RTM

Dans cette bibliographie, le procédé RTM a été présenté puis les matériaux mis en œuvre et leurs propriétés ont été introduites. Ensuite les phénomènes physiques associés au procédé ont été modélisés mathématiquement. Enfin, l'implémentation numérique de ces modèles a été succinctement exposée. Cependant, il existe bien d'autres aspects du procédé RTM qui n'ont pas été abordés comme :

- les différentes techniques de caractérisation pour la cinétique des résines ou pour la perméabilité des renforts de fibres,

- l'impact des phénomènes de saturation et de capillarité dans l'étape de remplissage.

CHAPITRE 2: CONCEPTION D'UN MOULE RTM PAR LA SIMULATION POUR UNE APPLICATION AÉRONAUTIQUE

2.1. Présentation du projet et objectif

2.1.1. Cadre de l'étude

Le but de l'étude est de guider la conception d'un moule RTM par la localisation optimale des ports d'injection et des évents. Cette étude s'inscrit dans un projet plus vaste dont l'objectif final est de concevoir et fabriquer par RTM une structure composite pour un système de stabilisation aérodynamique d'hélicoptère. Classiquement, le système aérodynamique est conçu en aluminium et se place sur la perche de queue. Il est composé d'un stabilisateur et d'une lame inférieure fixés l'un à l'autre par des attaches (voir Figure 2-1). L'évolution que propose le projet est la fabrication de la lame et des attaches en une seule 'pièce' composite de manière à :

- faciliter la phase d'assemblage,
- améliorer la résistance en fatigue.

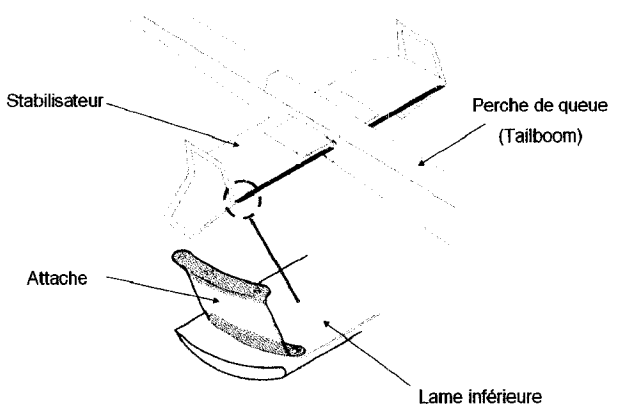


Figure 2-1 : Structure du stabilisateur aérodynamique de l'hélicoptère

L'étude porte sur une pièce prototype extraite du système. La géométrie du prototype est décrite sur les Figures 2.2 et 2.3. La pièce a une envergure de 400 mm par 280 mm et une hauteur maximale de 100 mm (voir Figure 2-2). Elle comporte une moitié d'attache, une attache complète, un bord de fuite et un bord d'attaque (voir Figure2.3).

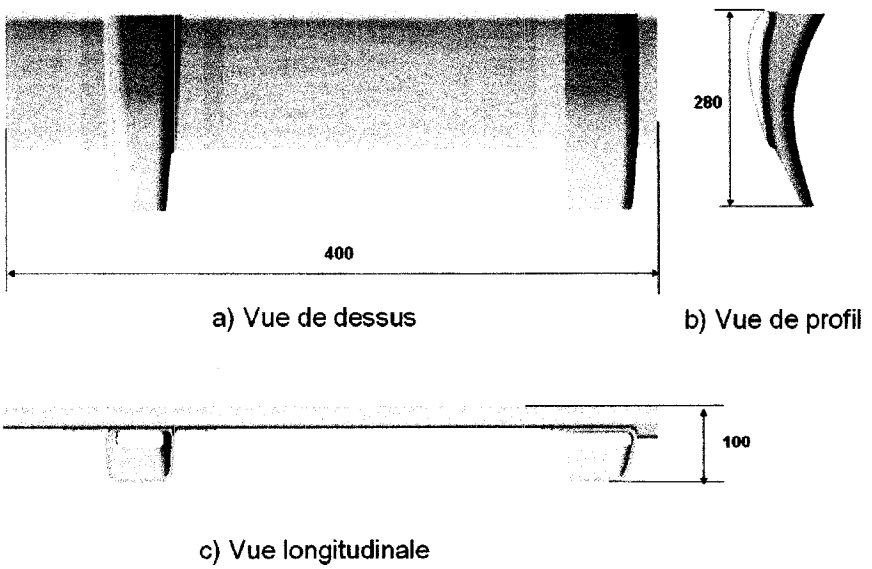


Figure 2-2 : Plan détaillé de la pièce prototype

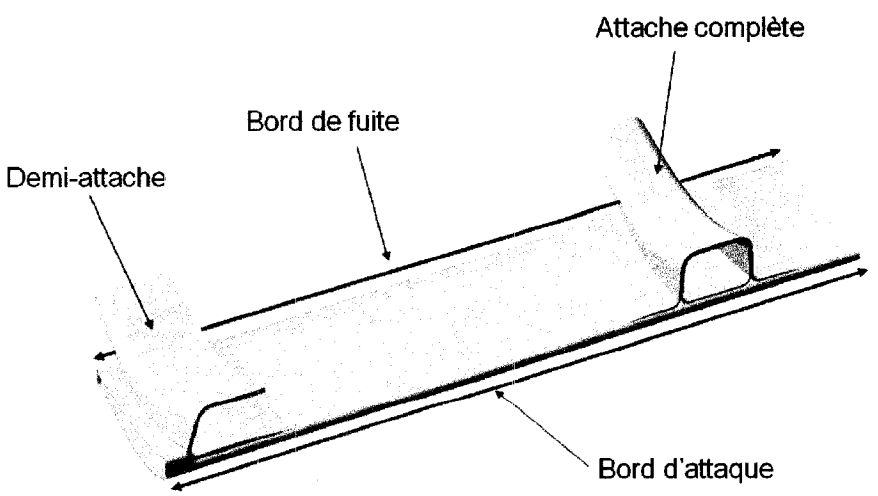


Figure 2-3 : Vue 3D de la pièce prototype

2.1.2. Objectif

Les travaux exposés dans cette section se situent dans la phase de conception du moule RTM. Le but est de déterminer numériquement une stratégie d'injection optimale en localisant les ports d'injection et les ports d'évents. Les critères d'optimisation sont :

- la minimisation du nombre de ports d'injection et d'évents pour simplifier la conception du moule,
- la minimisation du nombre d'évents à fermer avant la fin de l'injection,
- éviter la formation de toute bulle d'air ou de zone sèche dans la préforme,
- la minimisation du temps d'injection en considérant la future mise en production de la pièce.

Pour ce travail, la phase d'injection est simulée à l'aide du logiciel PAM-RTM [34]. La résine, la préforme et le moule sont supposés être chauffés uniformément à 80°C avant le remplissage. Ainsi, l'écoulement de résine est considéré isotherme (voir Paragraphe 1.4.1) : seule la partie du code résolvant le problème de Darcy est utilisée.

La stratégie d'injection définie par cette étude est critique. En effet, en RTM le coût d'un moule peut s'élève à des dizaines de milliers de dollars ; une erreur dans la conception du moule ne fera qu'en augmenter le coût. Cependant, l'objectif général du chapitre ne se résume pas à la détermination de la stratégie optimale pour ce cas précis. Ce chapitre permet de définir une procédure d'étude qui facilite l'approche de ce type de problème.

2.2. Caractérisation des matériaux utilisés

Dans ce paragraphe, il s'agit de caractériser les propriétés des matériaux qui influencent l'écoulement isotherme : la viscosité de la résine et la perméabilité du renfort fibreux.

2.2.1. Caractérisation de la résine

La viscosité de la résine époxy choisie est caractérisée par test rhéométrique à la température d'injection (80°C). Le test est réalisé à un taux de cisaillement de 6,283 s^{-1}

correspondant à une plage Newtonienne. Le résultat donne une viscosité de 0,39 Pa.s à une température de 80°C.

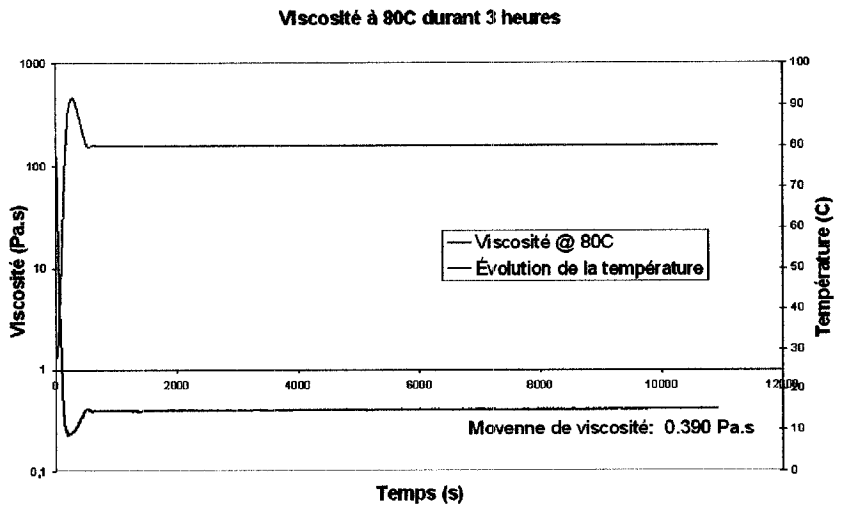


Figure 2-4 : Essai rhéologique sur la résine pour une isotherme de 80 °C

2.2.2. Caractérisation des fibres

Le type de pli choisi est un tissu satin composé de fibres de carbone. Par convention et pour chaque pli de renfort, la direction à 0°C sera prise comme la direction de l'enroulement du rouleau de tissu (voir Figure 2-5).

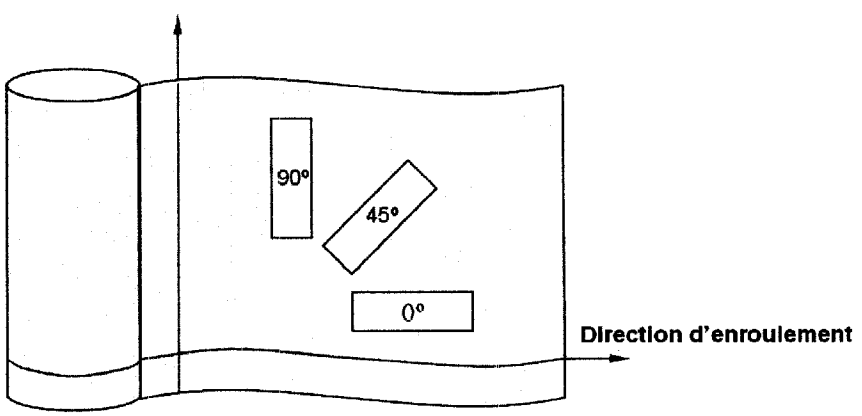


Figure 2-5 : Orientation d'un pli de renfort

Pour le reste de l'étude, le repère principal de la pièce est celui défini sur la Figure 2-6. Le repère local défini pour chaque élément du modèle sera par la suite défini par projection de ce repère principal suivant la normale de l'élément.

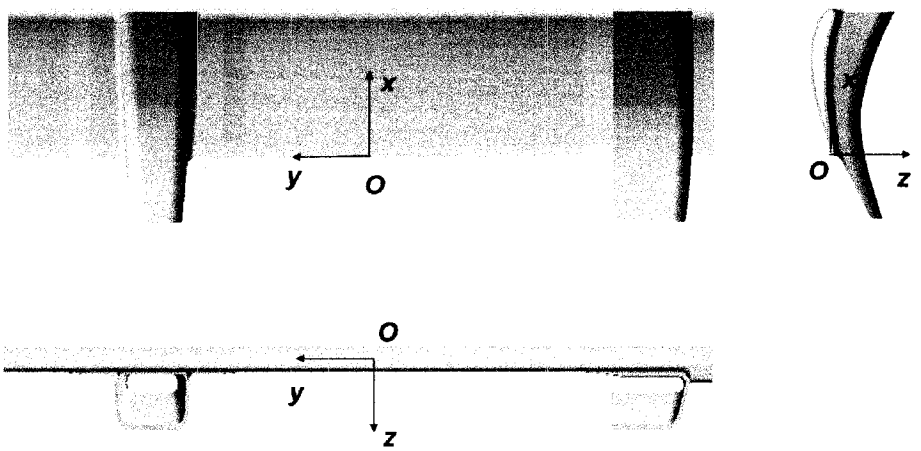


Figure 2-6 : Repère principal de la pièce prototype

Un pli orienté à θ° est un pli pour lequel la direction d'enroulement forme un angle θ° avec l'axe *x*. Deux séquences d'empilement sont définies pour la pièce après dimensionnement par calcul de contraintes. Les deux séquences sont résumées dans le tableau ci-dessous :

Tableau 2-1 : Séquences de plis définis pour la pièce prototype

Séquences	Épaisseur	Taux volumique de fibres
0°/45°/45°/45°/45°/0°	2,27 mm	51 %
45°/45°/45°/45°	1,51 mm	51 %

Les épaisseurs de la pièce sont suffisamment petites pour ne considérer qu'un écoulement plan, l'écoulement suivant l'épaisseur de la cavité étant négligé. Un modèle ''coque'' est donc suffisant pour simuler le remplissage à condition de caractériser la perméabilité 'plane' équivalente pour chaque séquence. Pour chaque pli de renfort, le tenseur de perméabilité $\underline{K}$ s'écrit :

$$\underline{K} = \begin{pmatrix} K_{xx} & K_{xy} \\ K_{xy} & K_{yy} \end{pmatrix} \tag{19}$$

ou K_{xx}, K_{yy} et K_{xy} sont les composantes du tenseur de perméabilité dans le plan (x, y) correspondant au renfort, x étant pris par convention selon la direction et le sens de l'enroulement du pli de renfort (direction 0°). Comme ce tenseur est symétrique, il est possible de le diagonaliser. Ainsi il existe un plan (1,2) dans lequel le tenseur de perméabilité s'écrit :

$$\underline{K} = \begin{pmatrix} K_1 & 0 \\ 0 & K_2 \end{pmatrix} \tag{20}$$

Ou K_1 et K_2 sont les valeurs principales de perméabilité. L'angle β entre le repère ($1,2$) et le repère (x, y) est définit comme l'orientation du repère principal. La Figure 2-7 schématise cet aspect mathématique : si un fluide est injecté par un point central, le front de fluide se déforme en une ellipse ayant pour directions principales celles du tenseur de perméabilité.

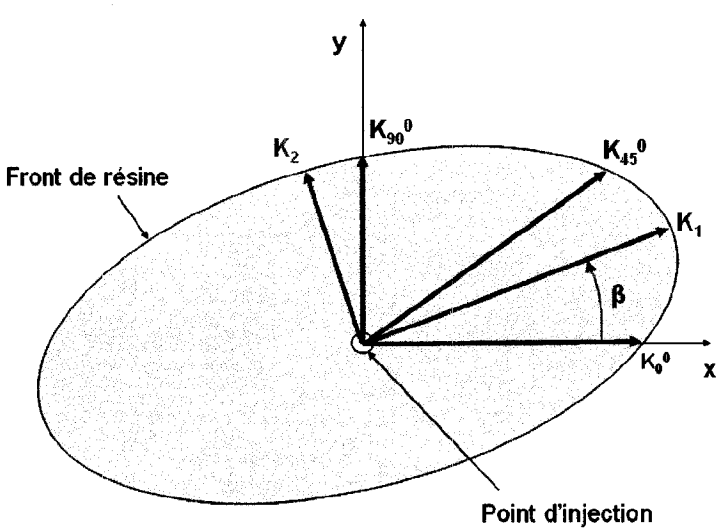


Figure 2-7 : Schématisation de l'ellipse de perméabilité

La diagonalisation du tenseur de perméabilité est une théorie valable pour un pli de renfort. Cependant, pour la présente étude, elle est appliquée pour une séquence de plis, établissant l'hypothèse que la résine ne se déplace pas dans l'épaisseur.

Pour caractériser la perméabilité plane de la séquence 0°/45°/45°/45°/45°/0°, la méthode développée par Demaria et al. [15] est appliquée. En se référant à la Figure 2-5, la perméabilité dans les directions 0°, 45° et 90° est mesurée à l'aide d'injections unidirectionnelles dans la séquence de renfort. La procédure et les rapports d'expérience sont reportés dans l'**Annexe B**. Le tableau ci-dessous résume les résultats pour les mesures de perméabilité.

Tableau 2-2 : Résultats des mesures de perméabilité

	Résultats de perméabilité (m^2)		
Mesure	**0°**	**45°**	**90°**
1	$3{,}24.10^{-10}$	$3{,}55.10^{-10}$	$4{,}10.10^{-10}$
2	$3{,}46\ 10^{-10}$	$3{,}48\ 10^{-10}$	$3{,}91\ 10^{-10}$
3	$3{,}21\ 10^{-10}$	-	-
Moyennes	$3{,}225.10^{-10}$	$3{,}515.10^{-10}$	$4{,}0.10^{-10}$

D'après les valeurs moyennes pour les mesures, les valeurs principales de perméabilité sont calculés à K_1=3,1.10^{-10} m^2 et K_2= 4,2.10^{-10} m^2. L'angle d'orientation de l'ellipse de perméabilité est fixé à β=95 °.

La séquence 45°/45°/45°/45° étant très peu différente de celle qui vient d'être caractérisée, il lui est donc assigné les mêmes valeurs et directions principales de perméabilité.

2.3. Élaboration du modèle

2.3.1. Génération du maillage

La géométrie 3D correspondant à la cavité du moule (ou de la pièce moulée) est donnée par un format *.igs*. A l'aide du logiciel de CAO Catia V5 [50], il est extrait une géométrie surfacique de la pièce. Le maillage est ensuite généré sur la géométrie extraite à l'aide de 50 000 éléments coques triangulaires. La taille des éléments est de 2 mm soit suffisamment petite pour décrire tous les rayons de courbure de la géométrie. Le maillage ainsi créé est importé sur le logiciel PAM-RTM en format *.dat*. Des opérations de nettoyage sont ensuite réalisées sur le maillage de manière à effacer les nœuds non référencés ou les nœuds confondus. Une fois le maillage prêt, il est transformé en format *.unv*, nécessaire pour lancer le logiciel PAM-RTM.

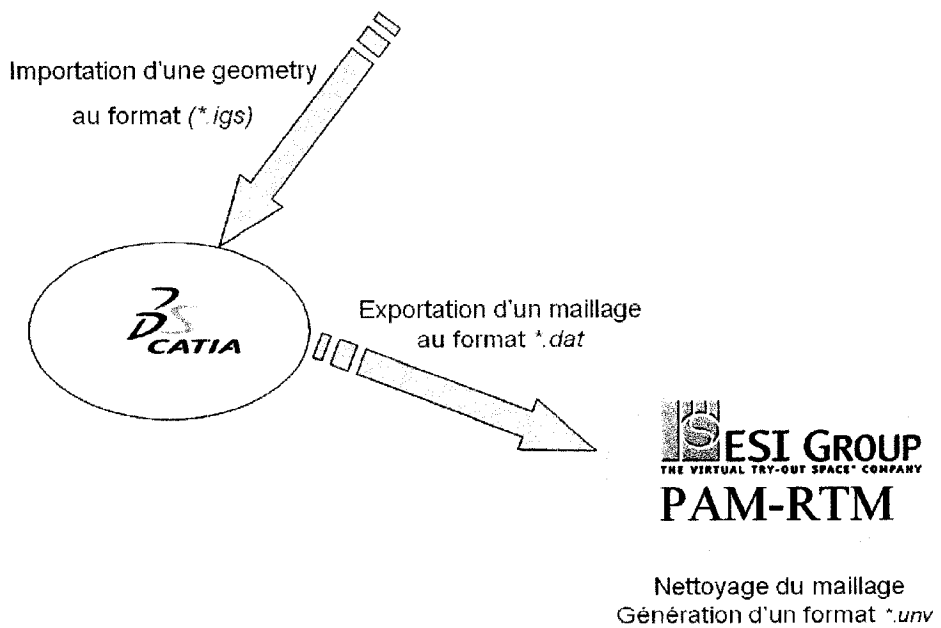


Figure 2-8 : Exploitation de la géométrie initiale et génération du maillage

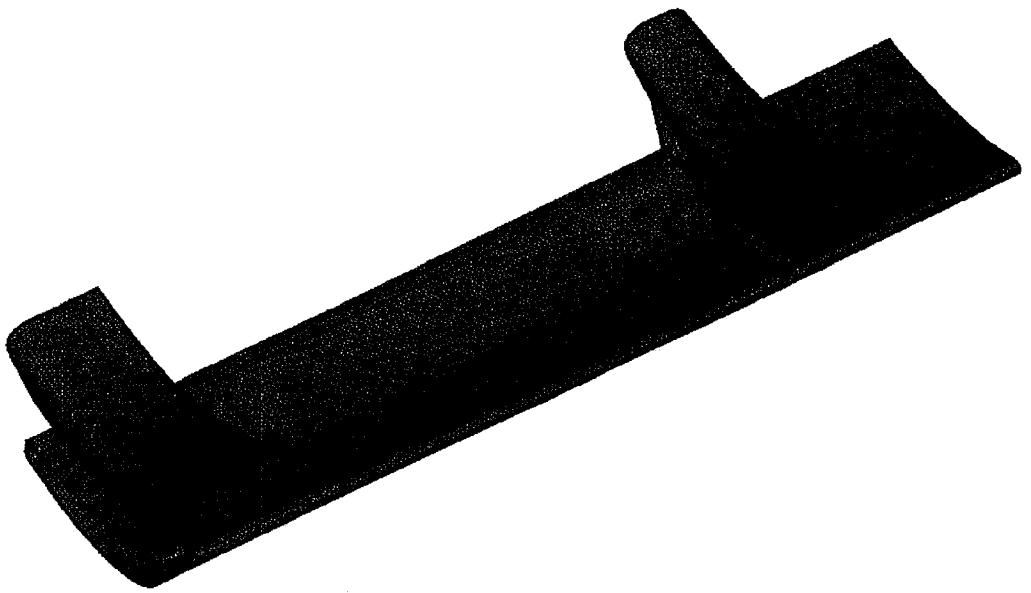


Figure 2-9 : Maillage final de la pièce prototype

2.3.2. Définition des zones particulières du modèle

2.3.2.1. Zones de bord

Il est généralement difficile de découper des préformes de fibre à la forme exacte de la cavité du moule. Ainsi lorsque le renfort de fibres est placé dans le moule, il existe un espace entre le contour du moule et la préforme. Cet espace, si petit soit-il, est susceptible de créer un canal d'écoulement préférentiel pour la résine et ainsi de déformer le front de résine progressant dans la cavité. Le schéma de la Figure 2-10 représente le profil de vitesse v_r (en rouge) pour l'écoulement de résine en bordure de moule. La taille du canal préférentiel créé entre la préforme et le contour du moule est caractérisée par la dimension *d*. Dans la littérature, différents travaux se sont intéressés à la modélisation des effets de bords. Young et al. [51] modélisent l'écoulement de résine dans le canal préférentiel comme un écoulement en régime établi d'un fluide visqueux dans un conduit rectangulaire de dimension *d* x *d*. La solution analytique est exprimée

pour un tel écoulement dans une forme analogue à la loi de Darcy. La perméabilité équivalente du canal préférentiel en est alors réduite.

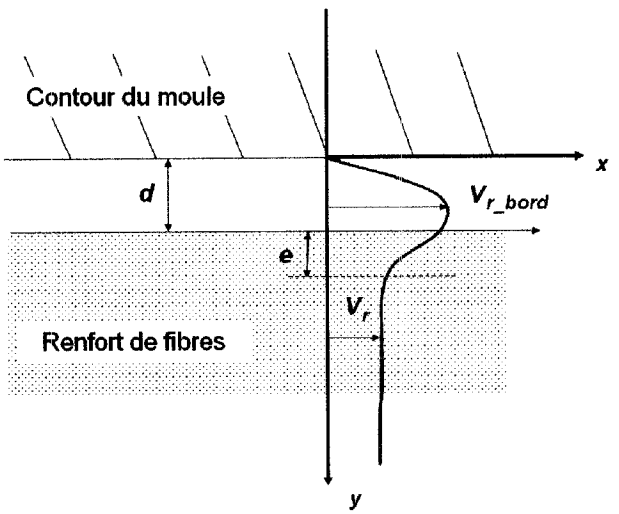


Figure 2-10 : Évolution de la vitesse de résine en bord de moule

L'hypothèse principale du modèle de Young [51] est le non glissement à l'interface entre canal et renfort $(v_{r_bord}(y=d)=0)$, ce qui apparaît d'emblée faux. Lee et Fong [52] présentent une analyse plus complexe : dans leur modèle, la perméabilité équivalente du canal d'injection est une fonction complexe des dimensions d et e, cette dernière représentant la taille de la zone de transition en vitesse proche de l'interface entre la préforme et le canal. Cette dimension dépend du flux de résine transversal à l'interface. Hammami *et al.* [53] reprennent le modèle de Lee et Fong en établissant la supposition suivante : si la dimension d du canal est très petite, la zone de transition peut être négligé et ainsi il en découle la condition aux limites pour le canal $v_{r_bord}(y=d)=v_r$. En exprimant et en remaniant l'équation de Navier Stockes en régime permanent dans le canal, Hammami *et al.* [53] expriment la perméabilité équivalente dans l'espace de bord K_{bord} par :

$$K_{bord} = \frac{d^2}{12} \tag{21}$$

Cette formulation est valable pour une dimension d inférieure à 3mm. Pour l'application étudiée, il est fait l'hypothèse que l'écart entre le renfort de fibre et le contour du moule

ne dépasse pas 3 mm. Pour déterminer la perméabilité dans ces zones, l'équation (21) est ainsi utilisée. Dans le modèle surfacique, les zones où les effets de bords sont susceptibles d'apparaître sont marquées en rouge dans la Figure 2-11.

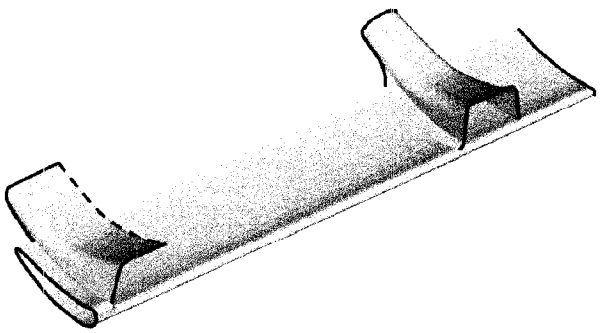


Figure 2-11 : Localisation des effets de bord

La zone en pointillées rouge sur la Figure 2-11 représente deux possibilités pour la conception du moule à cet endroit. Ainsi la préforme de la demi attache peut être pincée sur sa partie supérieure comme le montre la Figure 2-12 (a) : aucun effet de bord n'est alors susceptible d'apparaître sur ce contour. Mais la partie supérieure de la préforme peut également s'intégrer dans un contour de moule classique comme le montre la Figure 2-12 (b) , un effet de bord est alors présent sur ce contour.

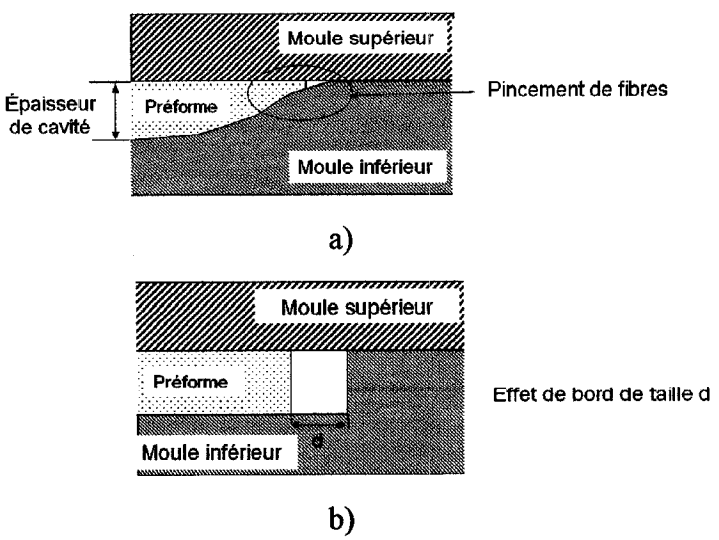


Figure 2-12 : Modélisations du pincement de fibres et de l'effet de bord dans l'épaisseur de la cavité

Pour représenter les effets de bord, une fine couche d'éléments de taille *d* est ajoutée sur les contours du maillage original. Trois maillages différents sont alors créés correspondants à des tailles de bord de 1mm, 2mm et 3mm. Pour chaque maillage, la perméabilité dans les zones de bord est définie selon le tableau suivant :

Tableau 2-3 : Correspondance entre taille d'effet de bord et perméabilité associée

Taille du canal de bord (mm)	**Perméabilité associée (m^2)**
1	$8{,}33.10^{-8}$
2	$7{,}66.10^{-7}$
3	$7{,}33.10^{-7}$

2.3.2.2. Canal d'injection

Pour améliorer la stratégie de remplissage, il est possible d'usiner dans la cavité du moule des canaux d'injection dans lesquels la résine accélère puis atteint très vite différentes parties du moule. Les canaux d'injection se distinguent des effets de bord par

- le fait qu'ils soient volontairement inclus dans la cavité du moule,
- leur plus grande taille.

Comme la taille d'un canal d'injection est généralement supérieure à 3 mm, la perméabilité associée ne peut pas être déterminée par l'équation (21). La perméabilité du canal d'injection est fixée à la valeur la plus haute possible, cette valeur étant déterminée par les limites de résolution du code de calcul utilisé. Pour assurer une bonne convergence des résultats, une perméabilité de $K_{canal}=10^{-7}$ m^2 est attribuée au canal d'injection. Cette valeur limite à quatre la différence d'ordre de grandeur entre la perméabilité la plus haute et la perméabilité la plus basse définie pour les renforts. Au niveau de la résolution numérique, cette limite évite tout problème lié à l'inversion des matrices de perméabilité du système global. Comme il sera vu plus tard, la position des canaux d'injection varie selon le type de stratégie.

2.3.2.3. Zones de jonction

Au niveau de la base des attaches complètes, la jonction de deux plis de renfort crée un espace qui est modélisé sur la Figure 2-13. Cet espace est susceptible d'être rempli par différents types de renfort. La perméabilité de cette zone de jonction $K_{junction}$ est donc supposée varier entre deux valeurs limites de 10^{-9} et 10^{-11} m^2.

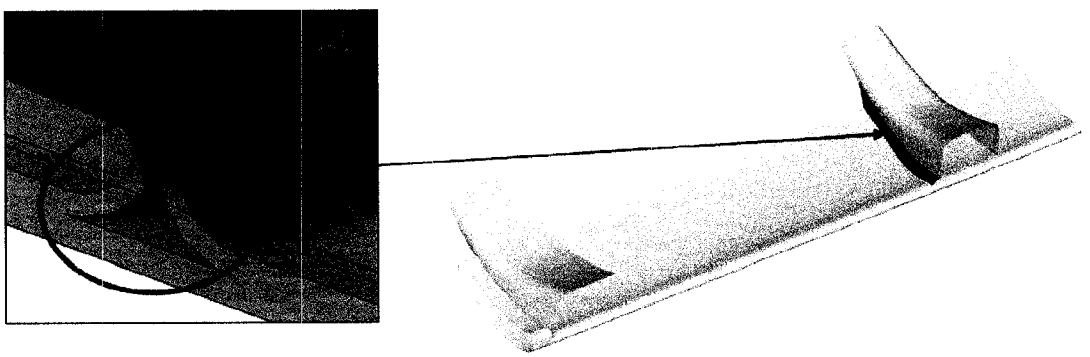


Figure 2-13 : Zone de jonction à la base de l'attache complète

2.3.2.4. Zones de cisaillement des tissus

Typiquement, il existe trois modes de déformation dans un tissu de fibres : glissement des fibres les unes sur les autres, étirement des fibres et cisaillement des fibres. Cependant, la déformation par cisaillement est prédominante lors du drapage d'un pli de renfort dans le moule [54]. Soit une cellule unitaire de renfort schématisée par un rectangle de cotés a et b (voir Figure 2-14), une déformation par cisaillement pur déforme la cellule en un parallélogramme de coté a et b. L'angle $\gamma = \tan(\frac{a}{b})$ est défini comme l'angle de cisaillement. Au cours de la déformation, le taux volumique de fibres dans la cellule unitaire passe d'une valeur de v_{f0} à $\frac{v_{f0}}{\cos(\gamma)}$. Ainsi le cisaillement local du tissu tend à augmenter le taux volumique de fibres et donc à diminuer localement la perméabilité.

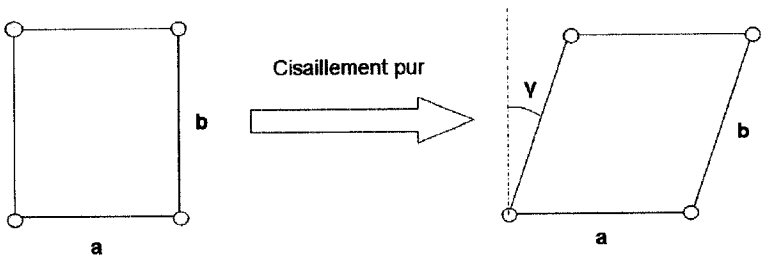


Figure 2-14 : Déformation d'une cellule de renfort par cisaillement pur

Dans le cas de la pièce étudiée, le drapage de la moitié d'attache et le drapage de l'attache complète sont susceptibles d'engendrer un cisaillement puisque ce ne sont pas des surfaces développables. Pour connaître l'ampleur des angles de cisaillement générés par le drapage suivant l'axe des attaches, une étude simple est réalisée à l'aide du logiciel QUICK-FORM [37]. Pour la séquence d'empilement défini pour les attaches, le pli à 45° est largement majoritaire, c'est donc lui qui influe principalement sur le tenseur de perméabilité. L'analyse de cisaillement se porte donc sur ce pli. La simulation de drapage QUICK-FORM [37] pour la moitié d'attache donne un angle de cisaillement maximum de γ=35° (Figure 2-15 à gauche). La seconde simulation pour l'attache complète donne également un angle de cisaillement de γ=35 ° pour la zone située en rouge sur la (Figure 2-15 à droite). Cependant, l'angle moyen pour les parties de tissu cisaillé est de γ=25°. Ainsi, pour le modèle, une zone correspondant à un angle de cisaillement de γ=25° est créée. Pour cette zone, les valeurs principales de perméabilité définies par caractérisation sont corrigées à l'aide de la loi de Kozeny-Carman en augmentant le volume de fibre local pour la partie cisaillée.

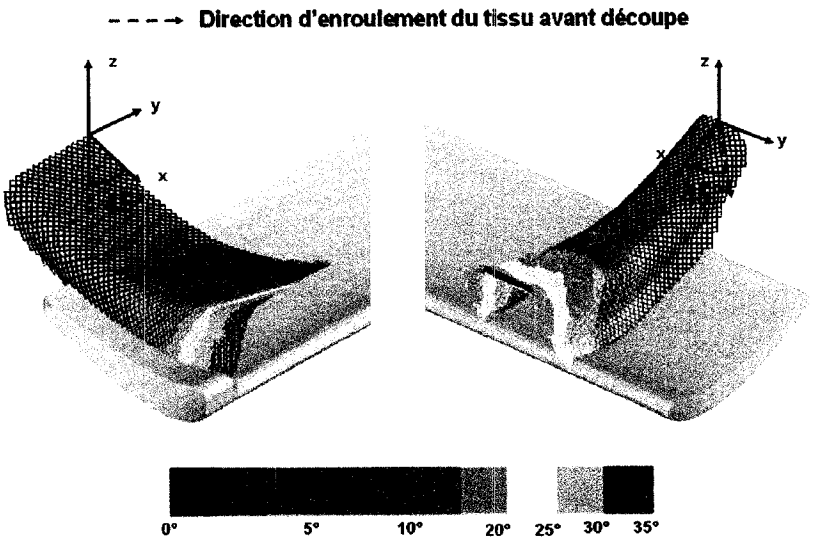


Figure 2-15 : Analyse de drapage Quick Form sur les attaches

2.3.3. Présentation de l'ensemble des zones du modèle

En prenant en compte les séquences d'empilement choisies pour la pièce et les zones particulières décrites dans les paragraphes précédents, les zones du modèle sont définies comme le montre la Figure 2-16 suivante :

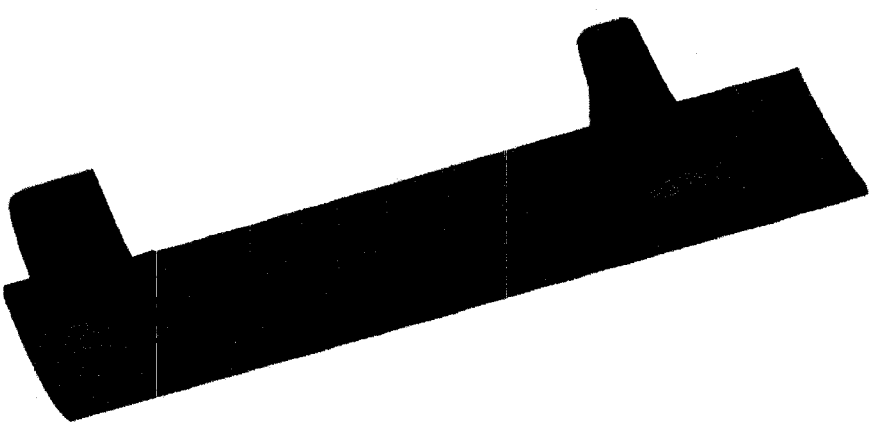


Figure 2-16 : Zones définies sur le modèle

Zone	Couleur	Épaisseur	Correspondance
1		1,51 mm	Séquence 45°C/45°C/45°C/45°C
2		2,27 mm	Séquence 0°C/45°C/45°C/45°C/45°C/0°C
3		3,78 mm	Empilement des séquences 45°C/45°C/45°C/45°C et 0°C/45°C/45°C/45°C/45°C/0°C
4		2,27 mm	Séquence 0°C/45°C/45°C/45°C/45°C/0°C cisaillé à 25°
5		2,27 mm	Zone de jonction

2.3.4. Conditions aux limites

La procédure de fabrication est décrite par le futur manufacturier de la pièce. En se fondant sur cette description, les ports d'injection de la pièce sont fixés à un débit de 5 cc/min en établissant une limite de 2 bars pour la pression. Le vide est appliqué aux évents et ainsi le front de résine est à la pression du vide.

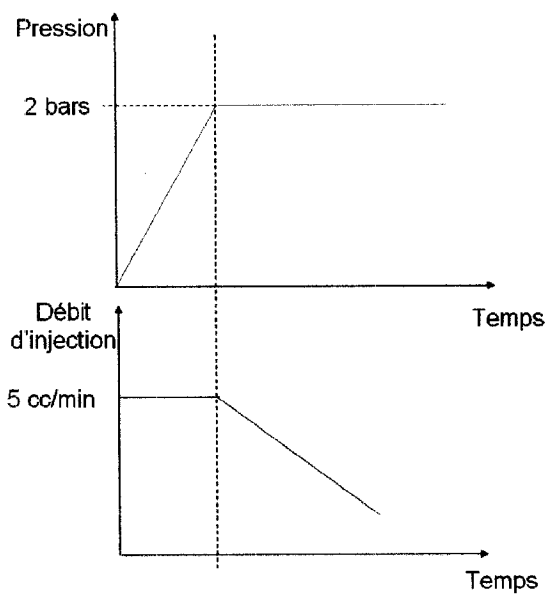


Figure 2-17 : Conditions appliquées aux ports d'injection

2.4. Tests de stratégie d'injection

2.4.1. Définition des stratégies possibles

En considérant la géométrie de la pièce, trois stratégies sont possibles (voir Figure 2-18). La première stratégie, appelée Stratégie A, consiste à injecter par les deux cotés de la pièce, le front de résine se refermant vers le centre de la pièce. Un canal d'injection est défini sur les contours latéraux de la pièce et sur le bord de fuite. La stratégie B définit un point d'injection sur le bord d'attaque et un canal d'injection le long du bord d'attaque de la lamelle. La stratégie C définit un point d'injection sur le bord de fuite et un canal d'injection le long du bord de fuite de la lamelle et des attaches.

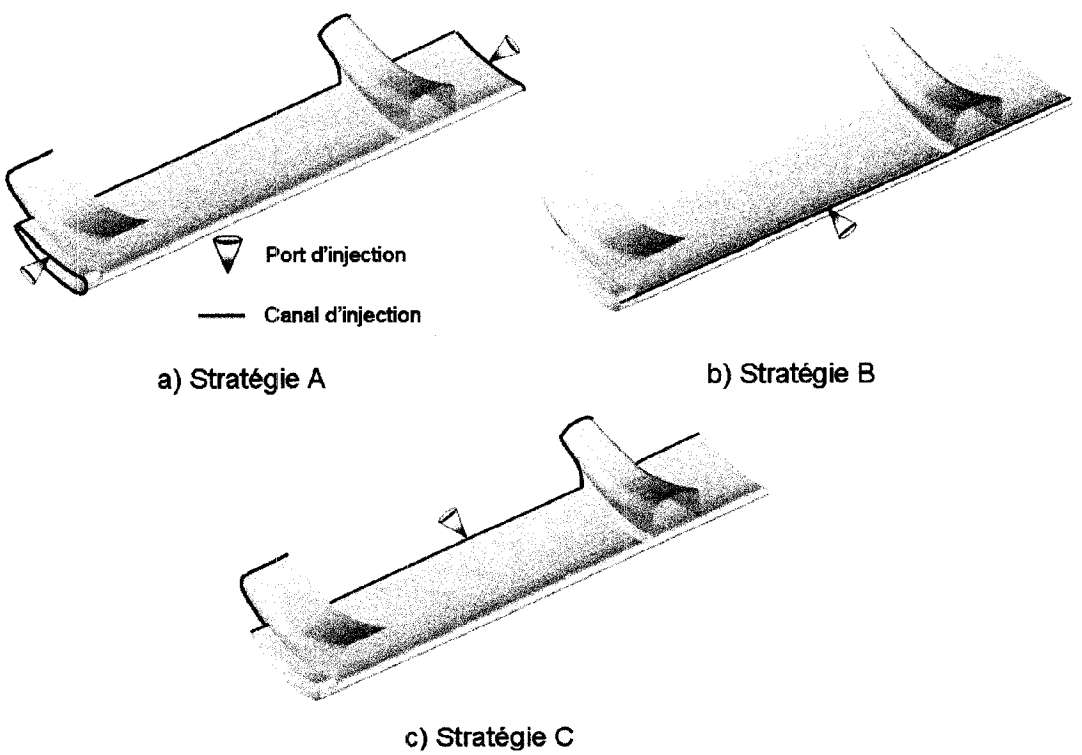


Figure 2-18 : Stratégies d'injection proposées

Chaque stratégie est simulée avec différentes tailles d'effet de bord (1 mm, 2 mm et 3 mm). Pour chaque taille considérée, les quatre configurations suivantes sont différenciées :

- la configuration 1 correspond au cas où la jonction est de perméabilité plus grande que le renfort (perméabilité de 10^{-9} m^2) et la limite supérieure de la moitié d'attache est modélisée par un effet de bord
- la configuration 2 correspond au cas où la jonction est de perméabilité plus faible que le renfort (perméabilité de 10^{-11} m^2) et la limite supérieure de la moitié d'attache est modélisée par un effet de bord.
- la configuration 3 correspond au cas où la jonction a une perméabilité de 10^{-9} m^2 et la limite supérieure de la moitié d'attache n'est pas modélisée par un effet de bord, la préforme étant pincée par le moule inférieur et supérieur à cette endroit.
- la configuration 4 correspond au cas où la jonction a une perméabilité de de 10^{-11} m^2 et la limite supérieure de la moitié d'attache n'est pas modélisée par un effet de bord, la préforme étant pincée par le moule inférieur et supérieur à cette endroit.

Tableau 2-4 : Liste des configurations possibles

Configuration	**Perméabilité de la zone de jonction (m^2)**	**Limite de la moitié d'attache supérieure**
1	10^{-9} m^2	Effet de bord
2	10^{-9} m^2	Pincement des fibres
3	10^{-11} m^2	Effet de bord
4	10^{-11} m^2	Pincement des fibres

2.4.2. Analyse des stratégies

2.4.2.1. Stratégie A

Pour la stratégie A, la disposition et le nombre des évents sont indépendants de la taille des effets de bord. Pour chaque configuration testée, le nombre d'évents nécessaire est donné pour le tableau suivant.

Tableau 2-5 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie A

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	1	3
2	1	3
3	2	4
4	2	4

Pour chaque configuration, le nombre total d'évents est défini de tel sorte à éliminer la formation de bulle d'air dans la préforme pendant l'injection. En supposant que chaque évent est fermé dès qu'il est atteint par la résine, le temps de remplissage moyen pour la Stratégie A est de 540 secondes. Pour la Stratégie A dans la configuration 1, l'évolution du front de résine est décrite sur la Figure 2-19. Quel que soit la configuration, la Stratégie A nécessite obligatoirement un évent au dessus de chaque attache et un évent sur le bord d'attaque de la lamelle.

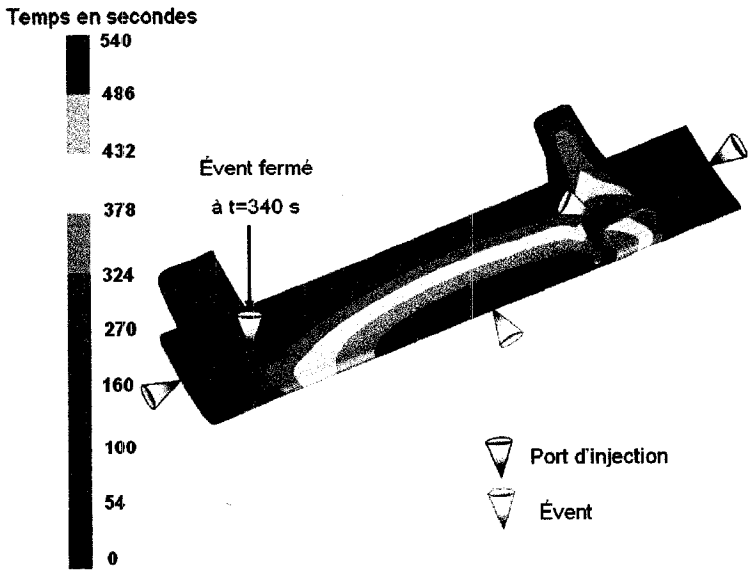


Figure 2-19 : Évolution du front de résine pour la Stratégie A dans la configuration 1

2.4.2.2. Stratégie B

Le nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie B est résumé sur les deux tableaux suivants.

Tableau 2-6 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie B avec un effet de bord de 1 mm

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	2	4
2	2	4
3	1	4
4	1	4

Tableau 2-7 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie B avec des effets de bord de 2 mm ou 3 mm

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	3	4
2	3	4
3	2	4
4	2	4

Il peut être remarqué que la Stratégie B est plus sensible aux effets de bords que la Sratégie A. Clairement, une taille d'effet de bord de 2 ou 3 mm augmente le nombre d'évents à fermer avant la fin de l'injection pour les configurations 3 et 4.

Pour la Stratégie B dans la configuration 1, l'évolution du front de résine avec 1 mm d'effet de bord est exposée à la Figure 2-20 :

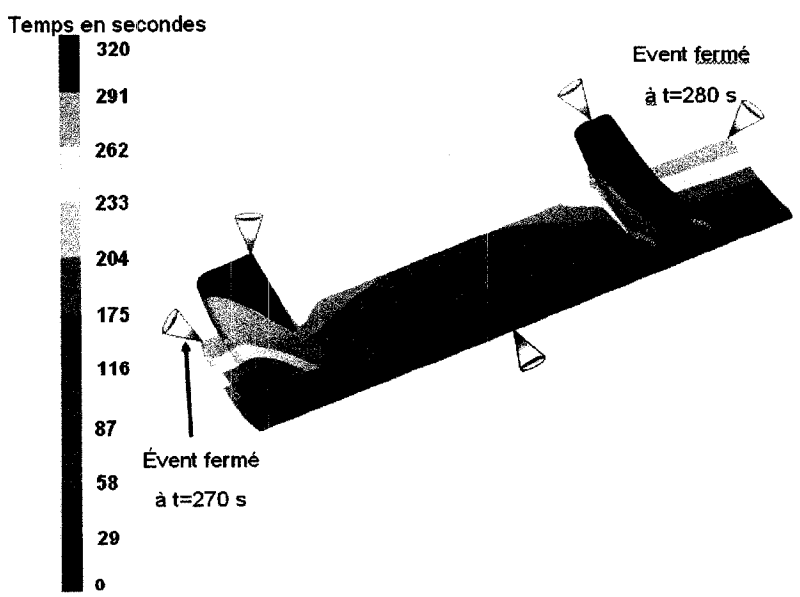


Figure 2-20 : Évolution du front de résine pour la Stratégie B dans la configuration 1 avec 1 mm d'effet de bord

Quel que soit la configuration, la Stratégie B nécessite obligatoirement 4 évents :

- un évent sur chaque coté du bord de fuite de la lame,
- un évent au dessus de chaque attache.

2.4.2.3. Stratégie C

Pour chaque configuration et taille d'effet de bord, le nombre d'évents nécessaire est donné par les deux tableaux suivants :

Tableau 2-8 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C avec un effet de bord de 1 mm

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	2	4
2	2	4
3	1	4
4	1	4

Tableau 2-9 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C avec des effets de bord de 2 mm ou 3mm

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	0	4
2	0	4
3	3	4
4	1	4

Tout comme la Stratégie B, la Stratégie C est sensible aux effets de bord. Cependant, la Stratégie C se différencie par une réduction du nombre total d'évents à fermer avant la fin de l'injection ce qui peut simplifier le contrôle de l'injection.

Pour la Stratégie C dans la configuration 2, l'évolution du front de résine avec 3 mm d'effet de bord est décrite à la Figure 2-21.

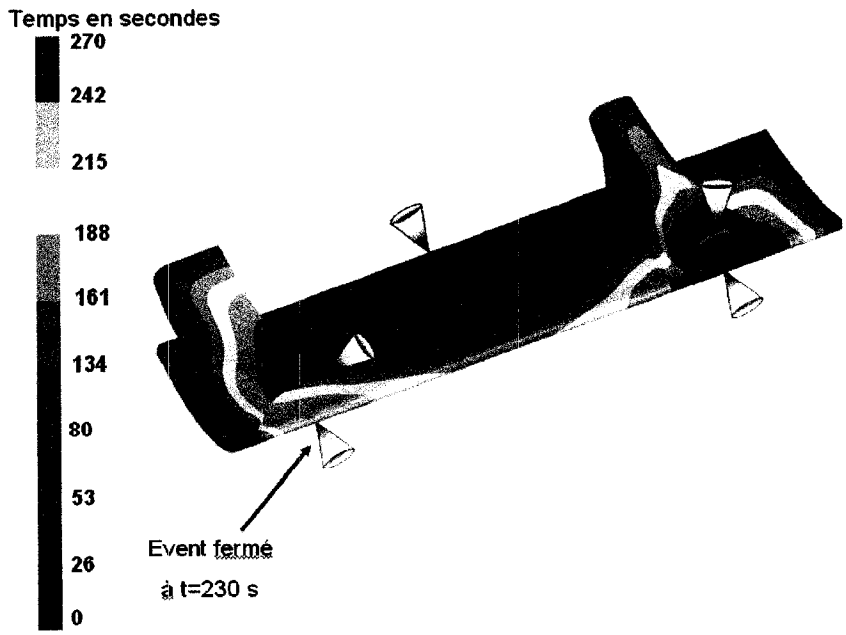


Figure 2-21 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C dans la configuration 2 avec 3 mm d'effet de bord

Quel que soit la configuration, la Stratégie C nécessite obligatoirement 4 évents :

- un évent sur chaque coté du bord d'attaque de la lame,
- un évent au dessus de chaque attache.

2.4.3. Comparaison

Les caractéristiques de chaque stratégie ont été déterminées par la simulation et sont résumées dans le Tableau 2-10.

Tableau 2-10 : Caractéristiques de chaque stratégie

Stratégie	Caractéristiques
A	Les effets de bord n'ont pas d'influence majeure. Quel que soit la configuration, un évent est obligatoire au dessus de chaque attache et un évent sur le bord d'attaque de la lame. Le temps de remplissage est de l'ordre de 520 secondes (à plus au moins 20 % en considérant les erreurs sur les mesures de perméabilité).
B	L'augmentation de la taille des effets de bord tend à augmenter le nombre d'évents à fermer avant la fin de l'injection comparativement à la Stratégie A. Quel que soit la configuration, quatre évents sont nécessaires : un sur chaque attache, un de chaque coté du bord de fuite de la lame. Le temps de remplissage moyen est de 320 secondes (± 20 %)
C	Le nombre d'évents à fermer avant la fin de l'injection est réduit Quel que soit la configuration, la Stratégie C nécessite obligatoirement 4 évents : un sur chaque attache, un de chaque coté du bord d'attaque de la lame. Le temps de remplissage moyen est de 270 secondes (± 20 %)

Le temps d'injection pour la Stratégie A est presque deux fois supérieur aux autres stratégies. De plus, il n'apparaît aucune modification possible de cette stratégie permettant de réduire le nombre d'évents. La Stratégie A est donc éliminée.

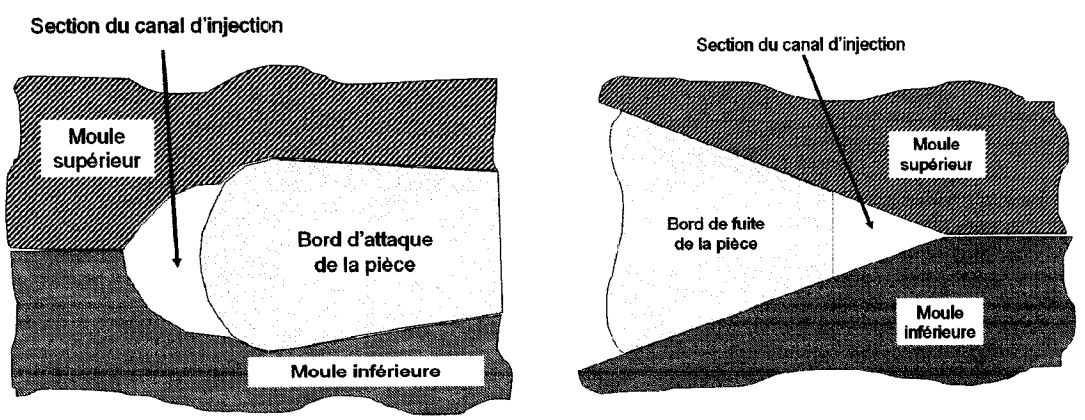
Le temps d'injection pour la Stratégie B n'est pas très éloigné de celui de la Stratégie C. Cependant, le nombre total d'évents à fermer avant la fin de l'injection est plus élevé que pour la Stratégie C. La Stratégie B en l'état n'est pas acceptable, mais au vu des simulations, il semble qu'une modification de la Stratégie B peut s'avérer intéressante. En effet, le placement d'un port d'injection sur le bord d'attaque de chaque attache en gardant le canal d'injection sur le bord d'attaque de la lame doit permettre de diminuer le nombre d'évents à fermer pendant l'injection.

La Stratégie C apparaît la meilleure en termes de temps d'injection et du nombre d'évents à fermer avant la fin de l'injection. De plus, une modification de cette stratégie semble possible pour réduire le nombre total d'évents nécessaires : le placement d'un port d'injection sur le bord de fuite de chaque attache en gardant le canal d'injection sur le bord de fuite de la lame.

Finalement, compte tenu des critères d'optimisation qui ont été fixés préalablement (temps d'injection, nombre et position des évents), il est difficile de choisir entre les Stratégies B et C. Pour sélectionner l'une ou l'autre des stratégies, un aspect doit alors être prise en compte : l'incidence des canaux d'injection après remplissage (voir Figure 2-22).

Pour créer un canal d'injection sur le bord de fuite, il suffit de prolonger les contours des moules inférieur et supérieur selon le profil de la lame. Après démoulage, le canal d'injection est alors retiré en usinant le bord de fuite de la pièce.

Pour créer un canal sur le bord d'attaque de la pièce, une rainure doit être usinée sur les moules inférieur et supérieur. Après démoulage, le canal d'injection est alors retiré en usinant le bord d'attaque de la pièce. Cette opération s'avère délicate car la forme du bord d'attaque est d'une importance capitale pour l'aérodynamisme de la structure étudiée.



a) Canal d'injection sur le bord d'attaque b) Canal d'injection sur le bord de fuite

Figure 2-22 : Insertions des canaux d'injection dans la cavité du moule

Ainsi le choix de la Stratégie B implique l'ajout d'une opération critique dans le processus de fabrication. Cette stratégie d'injection ne possède pas en elle d'avantages déterminants qui puissent justifier l'ajout d'une étape aussi délicate. Ainsi, la Stratégie C est retenue en prenant en considération quelques modifications.

2.5. Amélioration de la stratégie sélectionnée

La Figure 2-22 montre la modification proposée pour la Stratégie C.

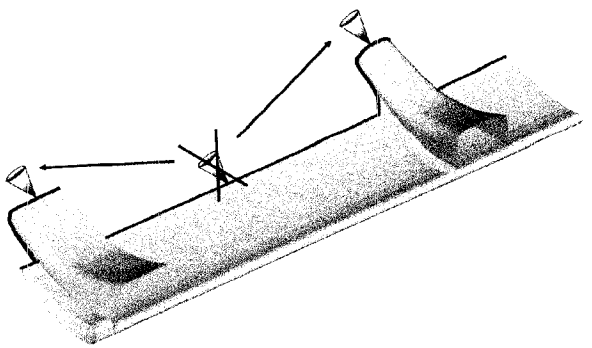


Figure 2-23 : Stratégie C modifiée

Après simulations, le nombre d'évents nécessaire pour chaque configuration et chaque taille d'effet de bord sont donnés dans les tableaux suivants :

Tableau 2-11 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C modifiée avec un effet de bord de 1 mm

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	0	2
2	0	3
3	0	2
4	0	3

Tableau 2-12 : Nombre d'évents nécessaires pour la Stratégie C modifiée avec des effets de bord de 2 mm ou 3 mm

Configuration	Nombre d'évents atteints avant la fin de l'injection	Nombre d'évents atteints à la fin de l'injection	Nombre total d'évents nécessaires
1	1	1	2
2	2	1	3
3	1	1	2
4	1	1	2

Comparativement à la stratégie d'origine, les résultats de simulation montrent que le nombre d'évents est diminué quel que soit la configuration. Le temps d'injection est lui aussi légèrement amélioré (240 secondes).

Pour un effet de bord de 3 mm, l'évolution du front de résine pour les différentes configurations est exposée sur les Figures 2-24, 2-15, 2-16 et 2-17.

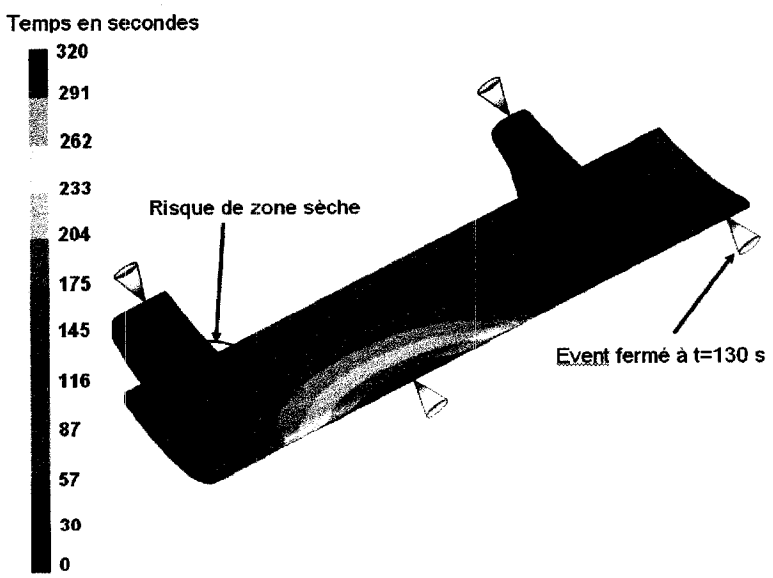


Figure 2-24 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 1 avec 3 mm d'effet de bord

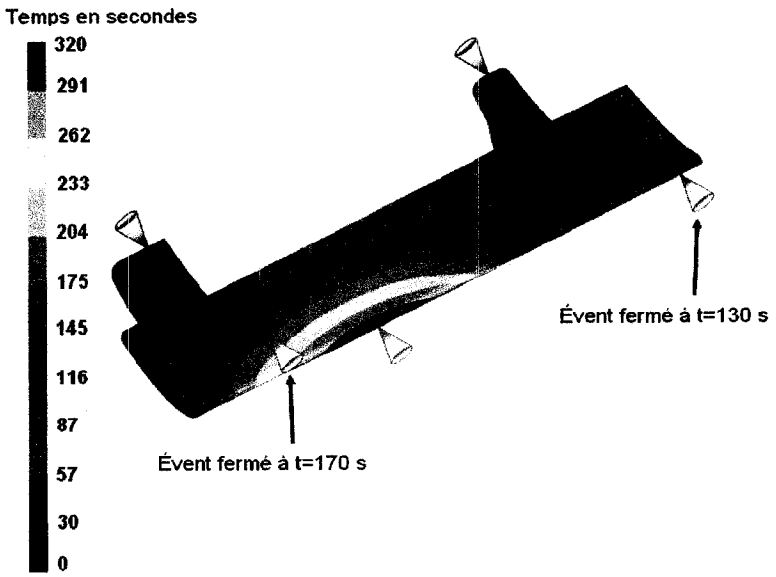


Figure 2-25 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 2 avec 3 mm d'effet de bord

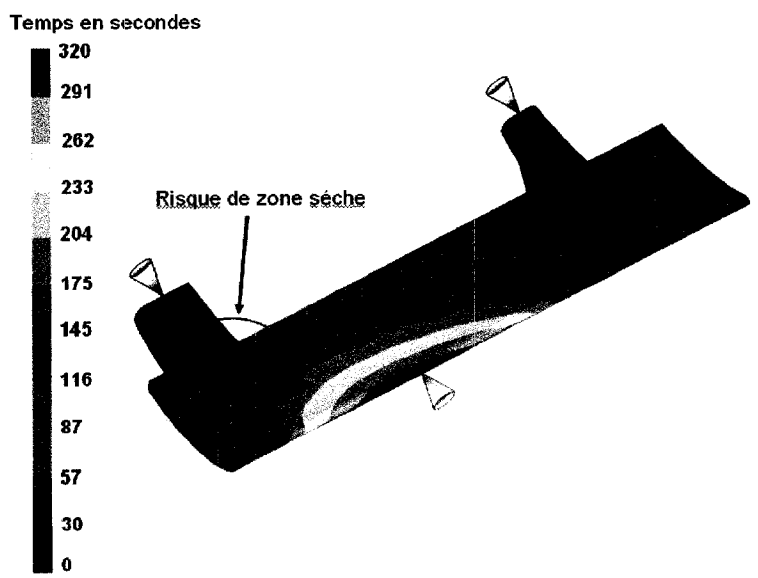


Figure 2-26 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 3 avec 3 mm d'effet de bord

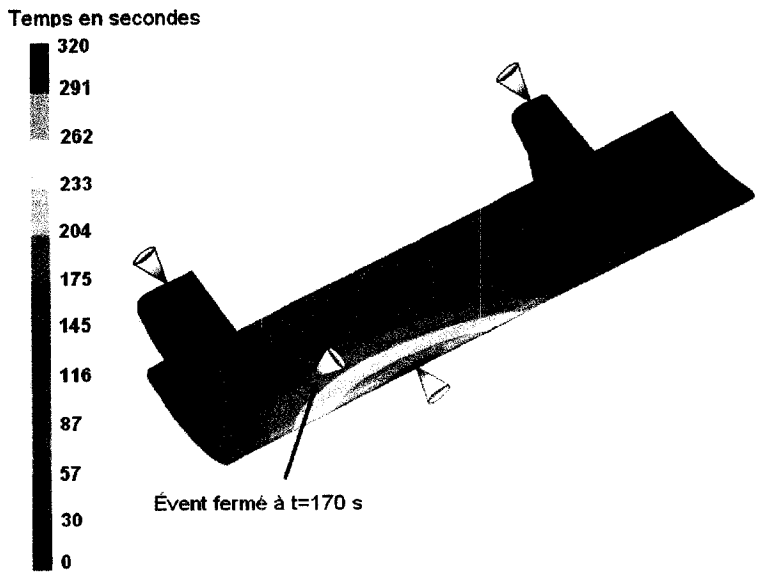


Figure 2-27 : Évolution du front de résine pour la Stratégie C modifiée dans la configuration 4 avec 3 mm d'effet de bord

Pour les configurations 1 et 3, une fermeture du front est observée sur la moitié d'attache (Figures 2-24 et 2-26). De plus, la position exacte de fermeture du front varie sensiblement suivant la taille de l'effet de bord défini. À cet endroit, il est donc très difficile de définir une position d'évent valide quel que soit l'effet de bord. Ainsi, les configurations 1 et 3 sont inacceptables : un pincement des fibres doit être opéré sur le contour de la préforme située sur la partie supérieure de la moitié d'attache.

Pour les configurations 2 et 4, deux évents sont nécessaires : un situé sur le bord d'attaque de la demi attache et fermé avant la fin de l'injection, l'autre sur le bord d'attaque de la lame (Figure 2-25). En cas de perméabilité faible de la zone de jonction, un troisième évent est nécessaire à l'extrémité du bord d'attaque de la lame (Figure 2-27).

Finalement, en laissant un libre choix de configuration pour la zone de jonction, la stratégie retenue pour l'injection est celle-ci (voir Figure 2-28) :

- deux points d'injection sur les bords de fuite des attaches,
- un évent situé au tiers de la longueur du bord d'attaque de la lame,

- un évent situé sur le bord d'attaque de la moitié d'attache, cet évent doit être fermé entre à après le début de l'injection dépendamment des effets de bord,
- un évent situé à l'autre extrémité du bord d'attaque de la lame en cas d'une forte perméabilité dans la zone de jonction, cet évent doit être fermé entre 80 à 130 secondes après le début de l'injection dépendamment des effets de bord.

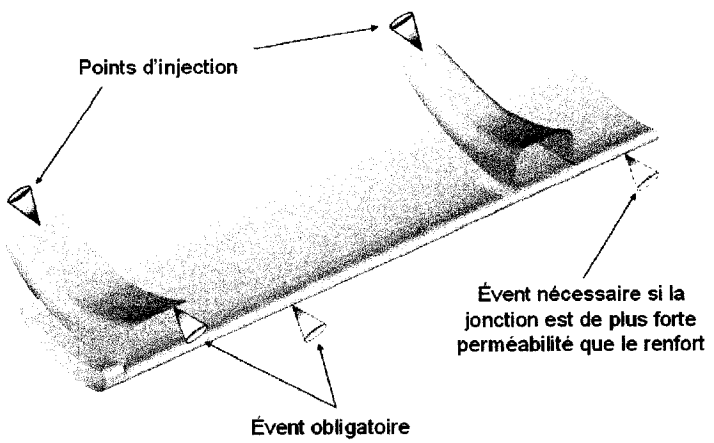


Figure 2-28 : Position définitive des ports d'injection et d'évents

2.6. Conclusion

Ce chapitre présente une méthode d'étude qui permet de répondre à l'objectif de départ : sélectionner une stratégie d'injection RTM pour la structure des attaches et de la lame. La méthode proposée consiste à compléter successivement les trois étapes suivantes: une **étape de définition du problème**, une **étape de modélisation** et une **étape d'analyse**. **L'étape de définition** du problème consiste à :

- exprimer clairement les critères de sélection qui doivent guider le choix de la stratégie d'injection,
- caractériser les propriétés matériaux,
- isoler la géométrie représentant la cavité du moule,
- définir les paramètres d'injection du procédé,
- définir les séquences de plis associés à la pièce,

- prévoir les effets de la phase de préformage susceptible d'influencer le déroulement de l'injection, (exemple : effet de bord, cisaillement des fibres)
- énumérer les différentes configurations possibles quant à la conception du moule et de la pièce (exemple : pincement des fibres, matériaux remplissant la zone de jonction).

Par la suite, **l'étape de modélisation** se base sur l'étape de définition pour :

- générer le maillage de la cavité,
- définir les conditions aux limites à implémenter,
- différencier et implémenter numériquement les différentes zones présentes dans la cavité,
- créer un modèle pour chaque configuration possible,
- définir différentes stratégies possibles pour l'injection.

Après simulations, **l'étape d'analyse** peut débuter. Dans un premier temps, chaque stratégie doit être analysée de manière indépendante. L'objectif est alors de déterminer une disposition d'évents valide quel que soit la configuration modélisée. Si ce n'est pas possible, la stratégie analysée doit être améliorée, ou certaines configurations doivent être repoussées. Dans un deuxième temps, les stratégies sont comparées suivant les critères de sélection. Si des stratégies apparaissent équivalentes, des critères sortant du cadre de l'injection peuvent être exprimés (exemple : facilité des opérations d'usinage après démoulage de la pièce). Finalement, l'analyse aboutit à la sélection de la stratégie répondant le mieux aux critères de sélection.

La méthode développée dans ce chapitre peut être généralisée à d'autres cas. Cette méthode peut être appliquée dans toute phase de conception d'un moule RTM pour définir la localisation optimale des ports d'injection et des évents.

Il est à noter que le prototype produit après fabrication du moule RTM ne présente aucune zone sèche. Le choix de la stratégie d'injection a donc été validé expérimentalement.

CHAPITRE 3: SIMULATION DU REMPLISSAGE ET DES TRANSFERTS THERMIQUES DANS UN MOULE POUR UNE APPLICATION AUTOMOBILE

3.1. Mise en contexte

3.1.1. Principe d'injection flexible

L'injection flexible se déroule en 7 étapes [55] dont voici la description schématique.

1) Initialement, le renfort est placé dans la partie inférieure du moule. Puis il est recouvert par la membrane servant à délimiter deux chambres au sein de la cavité : la chambre de compaction et le composite. Le moule est ensuite refermé (Figure 3-1).

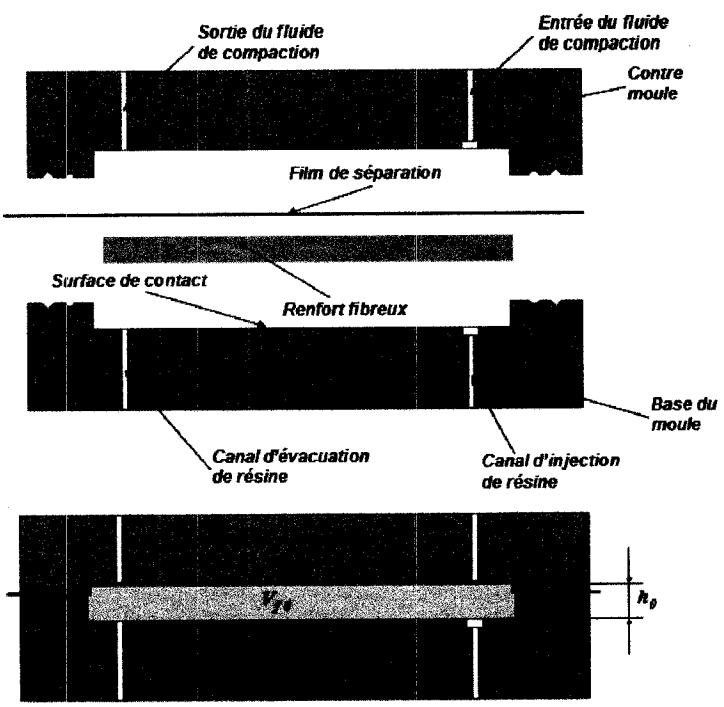


Figure 3-1 : Dispositif de l'injection flexible

2) La deuxième étape consiste à faire le vide dans la chambre d'injection ce qui à pour effet de compacter le renfort qui n'occupe plus qu'une partie de la cavité du moule (Figure 3-2).

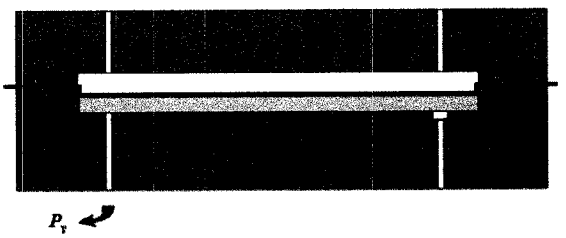


Figure 3-2 : Mise sous vide de la chambre composite

3) Ensuite commence l'injection de résine. L'imprégnation du renfort par la résine a pour effet de le déformer. Au fur et à mesure que l'injection progresse, la membrane vient coller la paroi supérieure du moule (Figure 3-3).

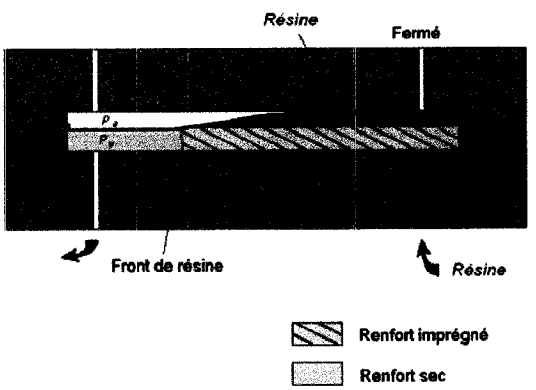


Figure 3-3 : Injection de résine

4) Une fois que la quantité requise de résine a été injectée, on ferme le port d'injection de la résine et on ouvre celui du fluide de compaction. Commence alors l'étape de compaction. Le fluide dans la chambre de compaction vient comprimer la résine à travers la membrane, ce qui a pour effet d'accélérer l'imprégnation du renfort (Figure 3-4).

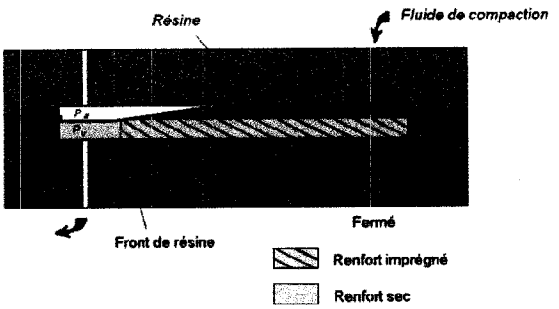


Figure 3-4 : Injection du fluide de compaction

5) Cette étape se termine lorsque le fluide de compaction atteint l'évent de sortie. Ce dernier est alors fermé et la pression dans la chambre de compaction s'uniformise pour atteindre la valeur imposée au port d'injection. Pendant ce temps la résine imprègne toujours le renfort jusqu'à ce qu'il soit entièrement saturé.

6) Une fois que la résine a atteint l'évent de sortie, celui-ci est fermé. Commence alors l'étape de consolidation pendant laquelle l'épaisseur du renfort saturé s'uniformise. Simultanément, le moule est chauffé pour permettre la polymérisation de la résine (Figure 3-5)

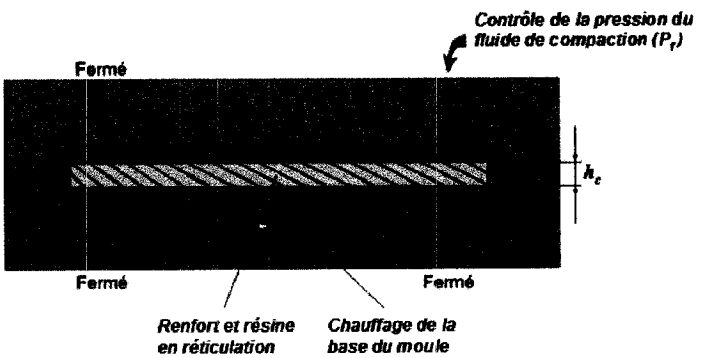


Figure 3-5 : Cuisson de résine

7) Enfin, lorsque la résine a complètement polymérisé, le fluide de compaction est retiré de la chambre de compaction, le moule est ouvert et la pièce composite peut être démoulée (Figure 3-5).

3.1.2. Présentation du support de l'étude

Dans ce chapitre, l'étude porte sur le moule de laboratoire présenté sur la Figure 3-6. Le moule permet la fabrication d'un toit d'automobile par injection flexible.

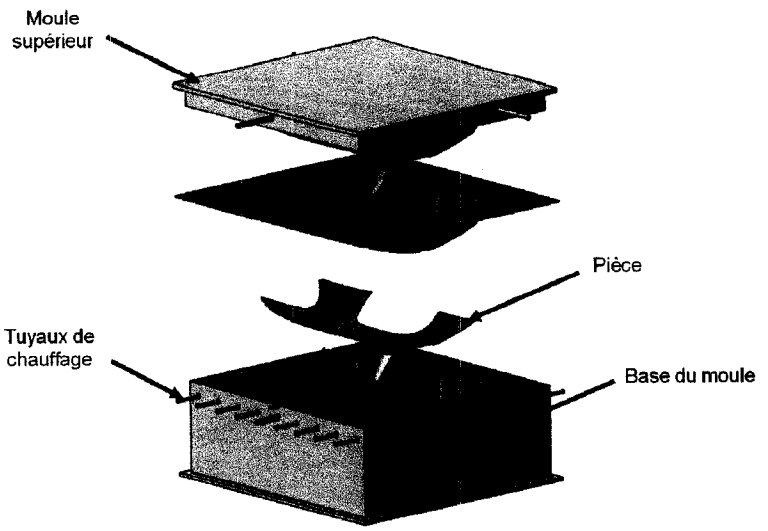


Figure 3-6 : Vue détaillée du moule prototype d'après le dessin original de Louis Laberge-Lebel (2005)

Le moule est contrôlé thermiquement par :

- le fluide caloporteur circulant dans des tuyaux de chauffage insérés dans sa base (voir Figure 3-6),
- le fluide de compaction circulant au dessus du composite lors de l'injection ou de la cuisson.

3.1.3. Objectifs du chapitre

Le premier travail présenté dans ce chapitre s'inscrit dans la phase de conception du moule. Le but est de déterminer numériquement une stratégie d'injection pour la résine, donc de définir la position optimale des ports d'injection et des évents.

Le deuxième travail porte sur l'influence de paramètres tels que la température du fluide caloporteur dans le moule, la température d'injection de résine et la température

d'injection du fluide de compaction. L'étude montrera l'impact de ces trois paramètres thermiques sur les phases de préchauffage, remplissage et cuisson.
Le troisième travail se penche plus particulièrement sur les pertes de chaleur dans le moule. Dans cette partie, une stratégie d'isolation du moule est développée.

3.2. Injection isotherme; choix d'une stratégie d'injection

Étant donné qu'il n'existe aucun outil pour simuler l'injection flexible, la stratégie d'injection est établie en négligeant le fluide de compaction et la chambre qui lui est associée. Dans cette partie, l'étude se rapporte donc à une injection RTM d'une pièce de 3 mm d'épaisseur (épaisseur de la chambre composite) et d'envergure 0,49*0,39 m (voir Figure 3-7). Compte tenu de cette modélisation, le seul critère de comparaison entre les stratégies testées est l'évolution du front de résine, les temps d'injection étant donnés à titre indicatif. Les injections isothermes ont ainsi pour but de définir une stratégie :

- qui minimise le nombre d'évents pour simplifier la conception du moule,
- qui évite toute zone sèche dans la préforme après injection.

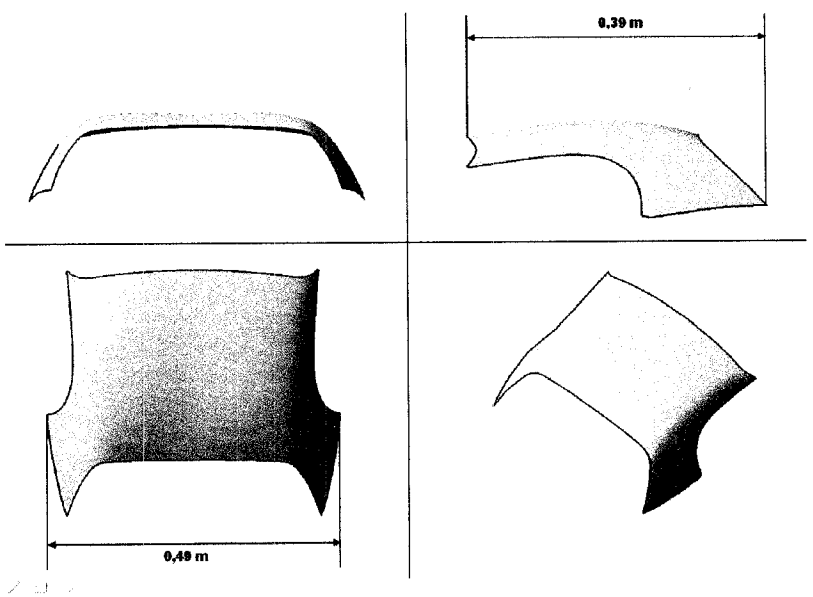


Figure 3-7 : Détail de la pièce prototype

3.2.1. Choix des matériaux et estimation des coûts

Dans l'industrie automobile, les fibres de verre et la résine de polyester sont souvent associées dans la mesure où cette composition offre un compromis satisfaisant entre performance mécanique et coût modéré [50]. Ainsi le renfort de fibres considère pour la modélisation de l'injection isotherme est un mat M8610 (tissu à fibres de verre, longues et enchevêtrées de manière aléatoire) produit par la société Owens Corning et une résine Polyester T580-3.

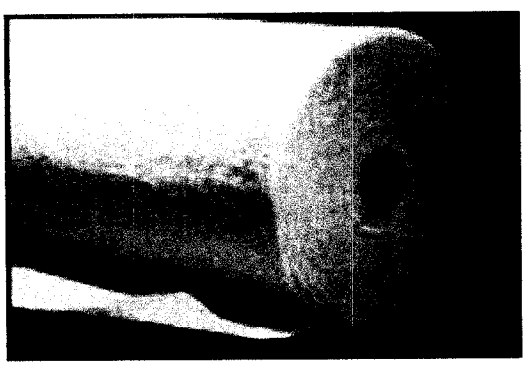


Figure 3-8 : Rouleau de mat

Basé sur ce choix de résine et de renfort, une estimation du coût de la pièce en termes de matériaux peut être réalisée. Tout d'abord, le nombre de plis dans la cavité doit être déterminé. Pour le toit, le taux de fibre ciblé est de V_f=30 % et l'épaisseur de h=3 mm. Le nombre de plis n est relié au volume de fibre V_f par la relation :

$$V_f = \frac{\rho_s}{\rho_v}\frac{n}{h} \tag{22}$$

Où ρ_s est la densité surfacique du renfort de fibre en l'occurrence l'OCF 8610 (300 g/m^2), et ρ_v est la masse volumique du verre (2200 kg/m^3)

Cette relation donne un nombre de plis de 2,54. Pour s'assurer que les fibres occupent bien toute la cavité du moule le nombre de plis est fixé à 3. La fraction volumique de fibre atteindra alors V_f= 35 %.

La surface totale de la pièce S est calculée avec CATIA V5 et est estimée à S=0.411m^2. Le volume total V de la pièce est donc:

$$V = S\,h = 0{,}00123\ m^3 \tag{23}$$

Considérant un nombre de plis de n=3, le poids total des fibres dans la pièce W_f est donné par:

$$W_f = \rho_s\, n\, S = 369{,}9\ g \tag{24}$$

Connaissant le prix de l'OCF 8610 (4.46 US$/kg), le coût total du renfort de fibre est C_f=1,6 US$.

Le volume de résine Polyester contenu dans la pièce V_R est :

$$V_R = \left(1 - V_f\right) V = 0{,}0004\ m^3 \tag{25}$$

Estimant le prix de la résine polyester à 9800 US$/m^3, le prix total de la résine contenu dans la pièce est C_r=3.92 US$.

Le prix total des matériaux nécessaires à fabriquer une pièce est donné par $C_{tot} = C_f + C_r = 5{,}2$ US$. Cette estimation fait apparaître un aspect intéressant : les dépenses en matériaux pour réaliser des pièces de composites minces pour de telles applications sont principalement attribuées à la résine et non au renfort fibreux.

3.2.2. Caractérisation de la résine

Le viscosimètre permet de caractériser l'évolution de la viscosité de la résine Polyester T580-3 en fonction de la température. Cette évolution est retranscrite sur la Figure 3-9. En supposant une injection isotherme à 80°C, une viscosité de 0.1 Pa.s est considérée pour les futures simulations.

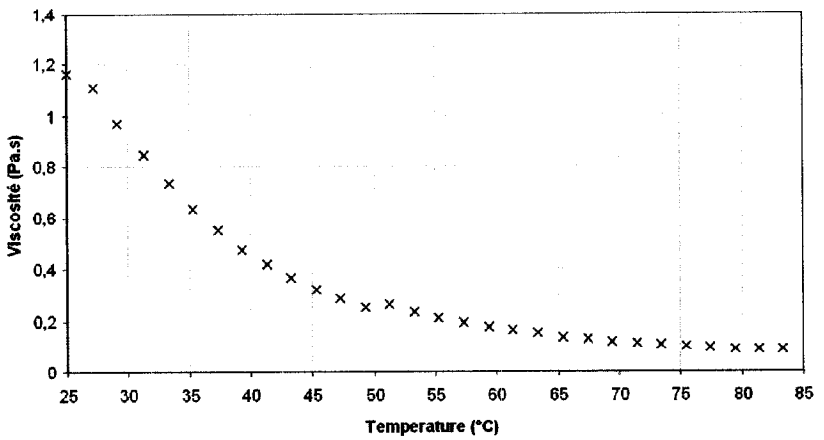


Figure 3-9 : Viscosité de la résine polyester T580-3 en fonction de la température

3.2.3. Caractérisation du renfort

Comme mentionné précédemment, le taux volumique de fibres avec 3 plis de mat considéré dans cette étude est de 35%. Les mesures de perméabilité de l'OCF 8610 en fonction du taux volumique de fibres sont regroupées sur la Figure 3-10. À un taux volumique de fibres de 35 %, la perméabilité du renfort est estimée à K=3.8.10^{-10} m^2.

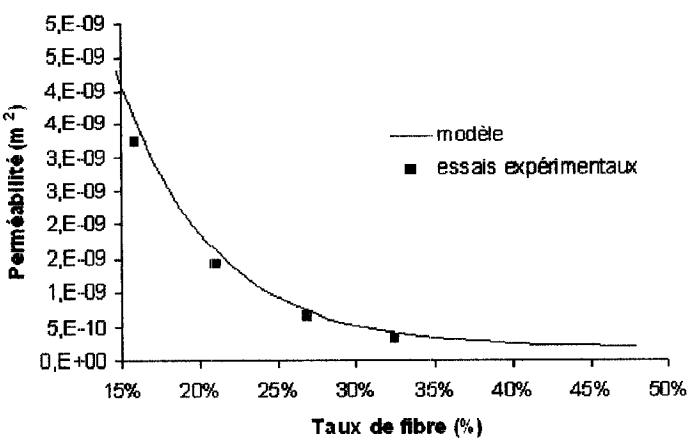


Figure 3-10 : Perméabilité de l'OCF 8610 en fonction du taux volumique de fibres

3.2.4. Préparation du modèle

3.2.4.1. Maillage

Un modèle surfacique de la pièce (2,5 D) est défini en extrayant la surface médiane du modèle 3D. Le maillage est ensuite généré avec 11124 éléments coques triangulaires. La taille moyenne des éléments est de 7mm.

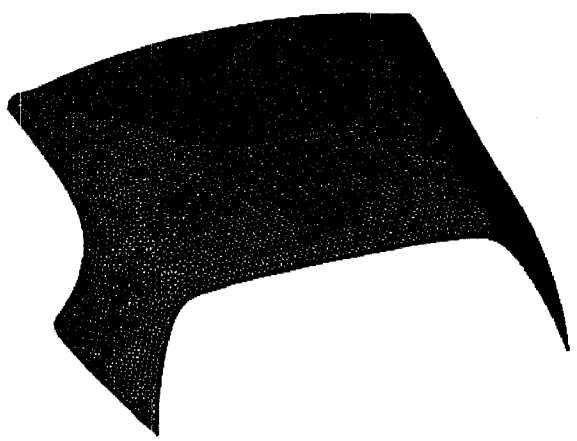


Figure 3-11 : Maillage surfacique de la pièce

Dans la perspective de tester différentes stratégies d'injection, le maillage est modifié de manière à pouvoir modéliser la technique d'injection.

Modèles avec canaux d'injection périphériques

Trois modèles comportant chacun un canal d'injection en périphérie sont complétés. Le premier modèle est défini avec une largeur de canal préférentiel de 1 mm, le second avec une largeur 2mm et le troisième avec une largeur de 3 mm. Pour modéliser le canal d'injection, une fine couche d'éléments est ajoutée sur le contour du maillage (voir Figure 3-12)

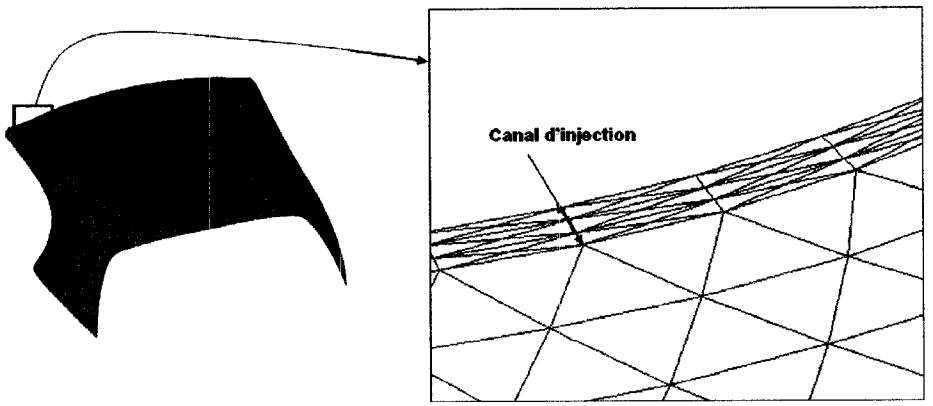


Figure 3-12 : Couche de maillage raffiné représentant les zones de bord

Modèle avec un point d'injection central

Un modèle avec un point d'injection central est créé. Le point d'injection est positionné au centre de masse de la pièce. (Figure3-13).

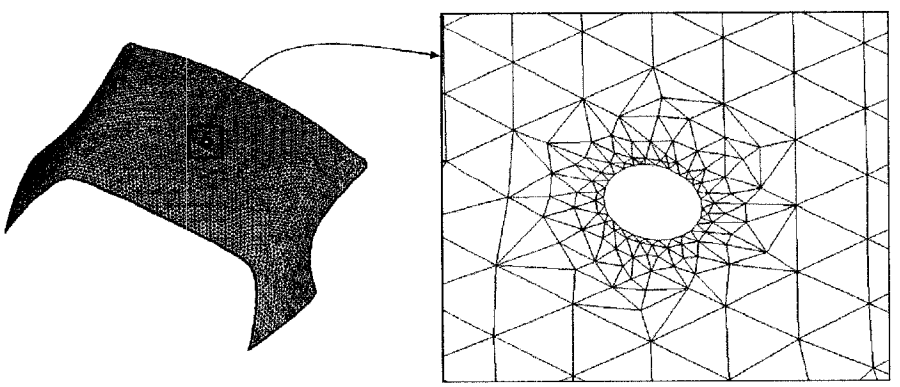


Figure 3-13 : Maillage sur le pourtour d'un point d'injection

3.2.4.2. Contraintes, conditions aux limites

Le nombre de ports d'injection est fixé à deux pour ne pas complexifier la conception du moule. De même, le nombre d'évents doit être minimisé. La pression aux ports d'injection est maintenue à 2 bars, le vide est appliqué aux évents.

3.2.5. Simulations

3.2.5.1. Définition de stratégies

En considérant la géométrie de la pièce, deux stratégies d'injection sont possibles, à savoir :

- une injection centrale,
- une injection périphérique démarrant de deux points d'injection positionnés sur les replis de la pièce et parcourant tout le contour par un canal préférentiel ; les points d'injection sont placés de tel manière à réduire le temps d'injection.

3.2.5.2. Analyse des stratégies

La Figure 3-14 montre l'évolution du front de résine pour les différentes stratégies testées. L'isovaleur de temps pour chaque position de front est reporté à titre indicatif. L'injection centrale nécessite quatre évents de résine pour éviter toute zone sèche dans la préforme alors que l'injection périphérique n'en demande qu'un seul. Cependant, pour une injection périphérique, la position de l'évent change selon la largeur définie pour le canal d'injection. Basé sur cette série de simulations, il est clair que l'injection centrale complexifierait sensiblement la conception du moule avec l'intégration de quatre évents. L'injection périphérique apparaît comme le meilleur choix. Mais un canal d'injection sur toute la périphérie poserait un problème concernant la localisation de l'évent. Il est donc nécessaire d'améliorer ou d'adapter la stratégie d'injection périphérique.

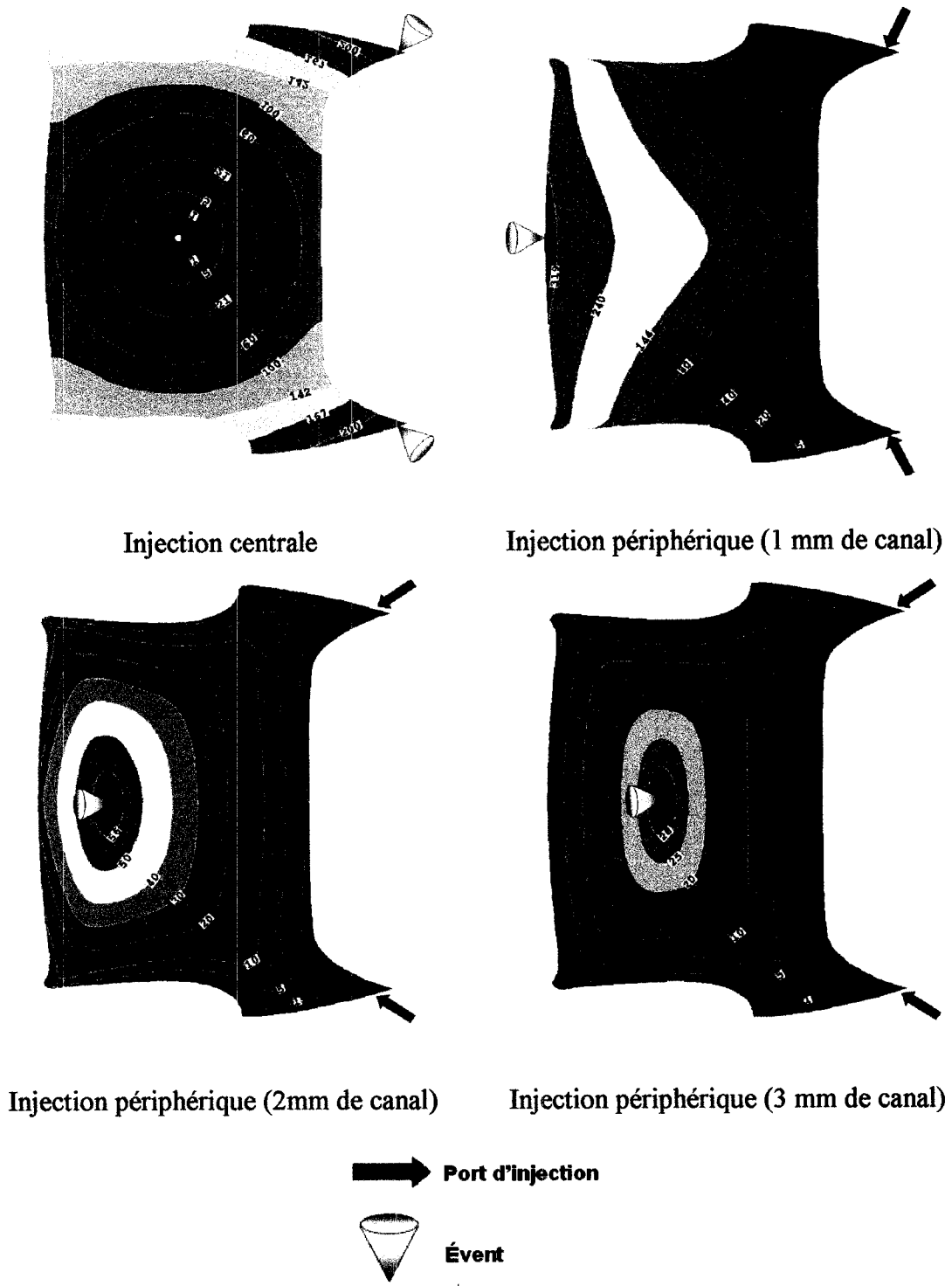


Figure 3-14 : Évolution du front de résine pour une injection centrale et une injection périphérique

3.2.5.3. Sélection d'une stratégie adaptée

Pour éviter le problème de positionnement de l'évent, le canal préférentiel est supprimé sur le flanc de la pièce opposé aux ports d'injection (voir Figure 3-15). Cette stratégie est alors implémentée puis simuler avec différentes largeurs du canal préférentiel. Dans tous les cas, le front de résine se referme sur le flanc de la pièce ne possédant pas de canal préférentiel (voir Figure 3-16). La localisation de l'évent au centre de ce flanc est suffisante pour éviter toute zone sèche quel que soit la taille du canal d'injection. Cette stratégie est donc sélectionnée et intégrée à la conception du moule. La Figure 3-17 montre la position des ports d'injection et de l'évent de résine usinés sur le moule.

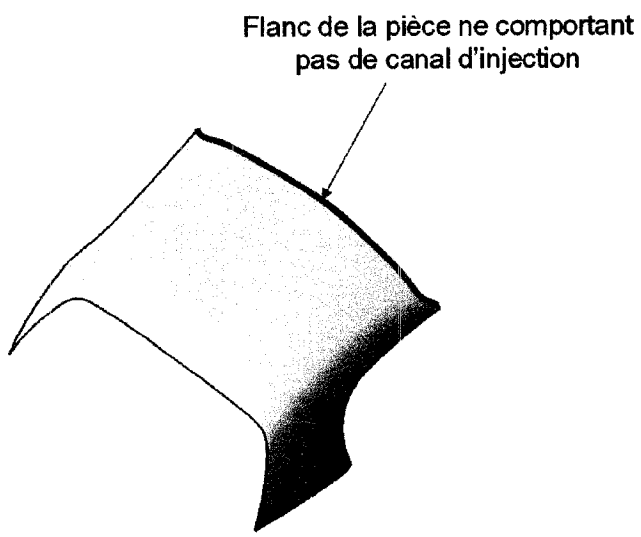


Figure 3-15 : Suppression partielle du canal préférentiel

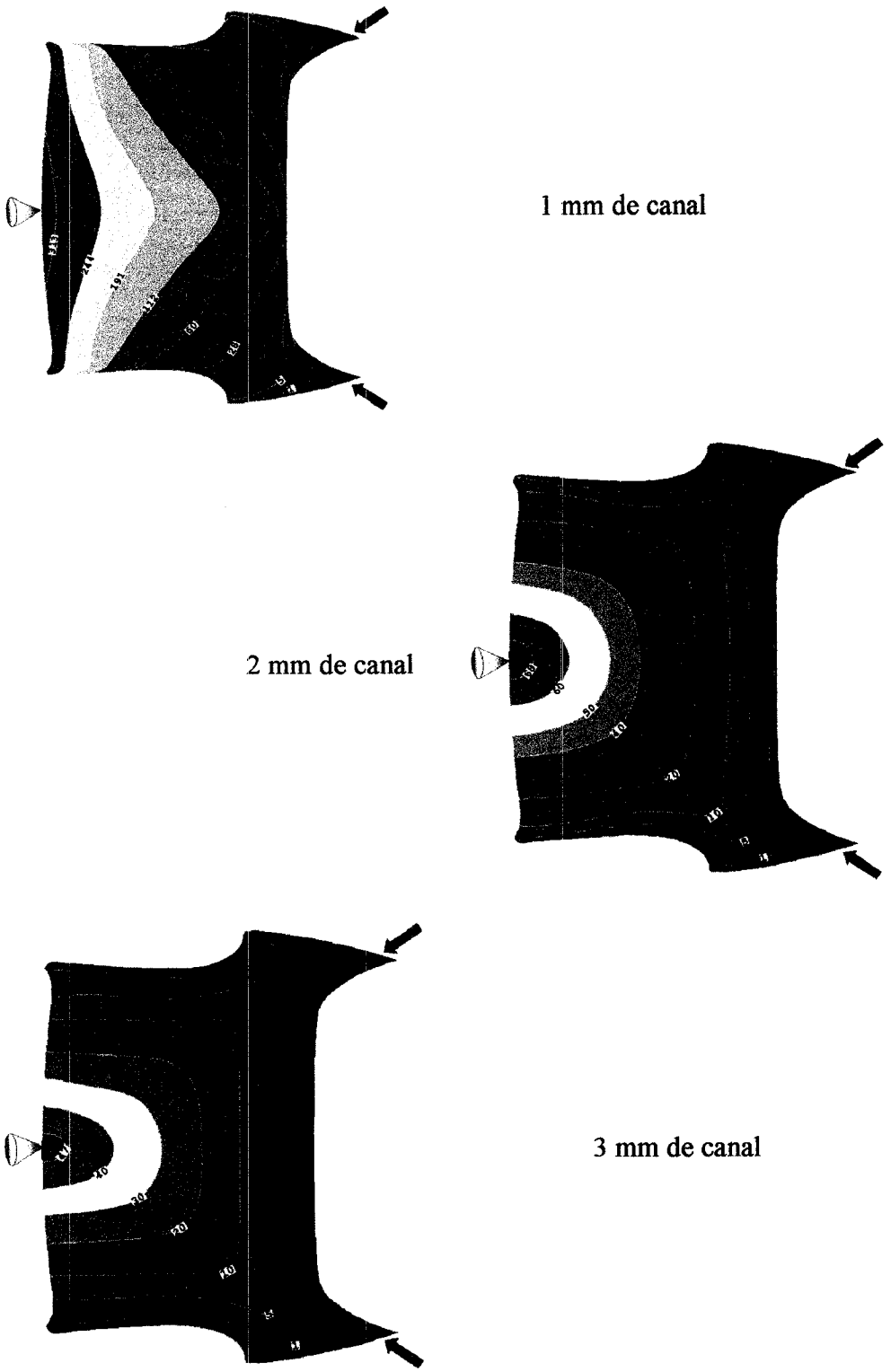


Figure 3-16 : Évolution du front de résine pour une injection périphérique partielle

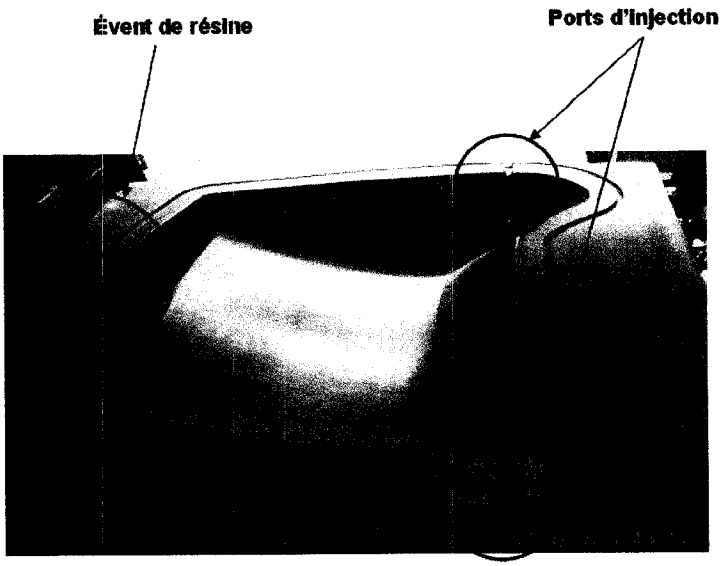
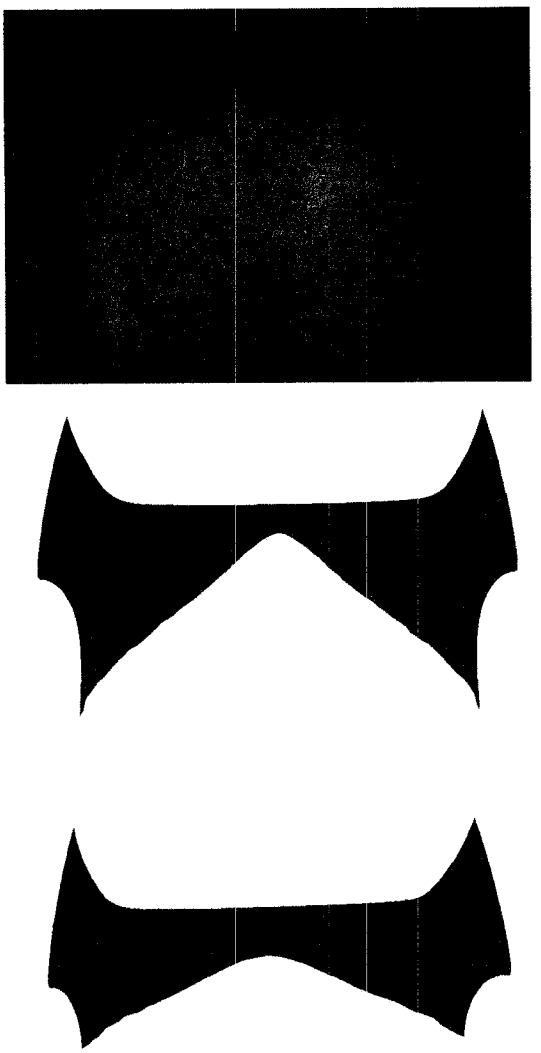


Figure 3-17 : Disposition des ports d'injection et d'évent dans le moule réel

3.2.6. Comparaison avec une injection réelle

La photo de la Figure 3-18 expose une pièce partiellement injectée puis polymérisée dans le moule. Elle correspond à la position du front de résine avant l'injection du fluide de compaction. La Figure montre le front de résine défini par la simulation pour un canal d'injection de 1 mm. Même si la courbure des fronts réel et numérique sont les mêmes, leur position est sensiblement différente. En réalisant une simulation avec une perméabilité plus faible pour le canal préférentiel (Figure 3-18), la position du front de résine correspond au front réel.



Front réel

Front calculé pour 1 mm de canal

Front calculé pour 0,5 mm de canal

Figure 3-18 : Comparaison du front de résine réel et de celui prédit par la simulation

3.2.7. Conclusion

En conclusion, il est très difficile de connaître la taille réelle du canal d'injection, car cette dimension dépend fortement de la découpe et du placement du renfort de fibre dans la cavité du moule. Cependant une étude de sensibilité du canal d'injection permet de définir une stratégie valide. La photo de la Figure 3-18 montre une pièce complètement injectée dans le moule. Elle ne présente aucune zone sèche validant ainsi la stratégie définie numériquement.

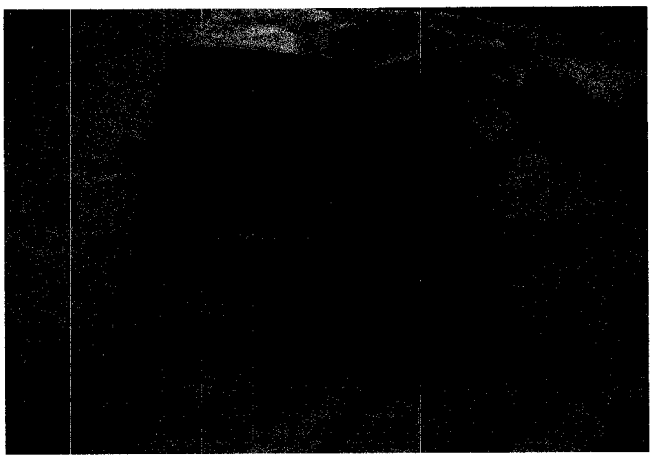


Figure 3-19 : Pièce injectée dans le moule prototype

3.3. Influence des paramètres thermiques pour le procédé Polyflex

3.3.1. Proposition d'étude numérique

L'étude proposée consiste à analyser l'effet de différents paramètres physiques sur le contrôle thermique du procédé. Les paramètres étudiés sont :

- la température d'injection du fluide caloporteur,
- la température d'injection de la résine,
- la température d'injection du fluide de compaction.

L'impact de ces trois paramètres thermiques est analysé pour les trois phases du procédé tel que schématisé sur la Figure 3-20. L'objectif est de déterminer dans quelles mesures ces paramètres modifient le déroulement du cycle de fabrication.

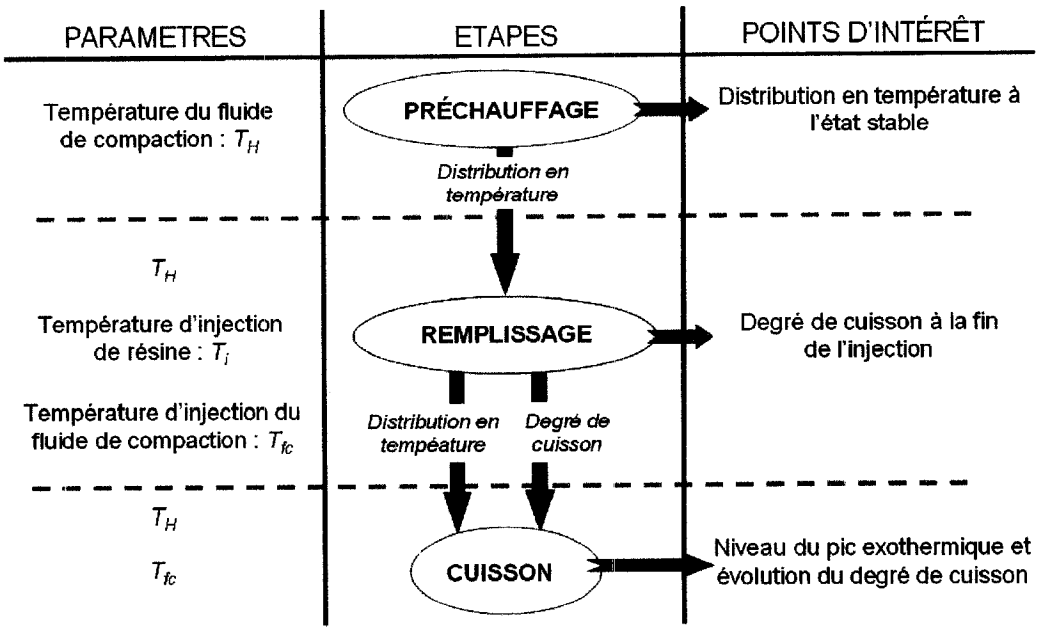


Figure 3-20 : Plan d'étude pour les paramètres thermiques

Les simulations sont réalisées à partir d'un modèle bidimensionnel. Ce modèle représente une coupe transversale du moule. Dans cette section (voir Figure 3-21), si la résine s'écoule très vite dans le canal d'injection en début de remplissage, l'écoulement de résine peut être considéré comme unidirectionnel et convergeant au centre de la cavité.

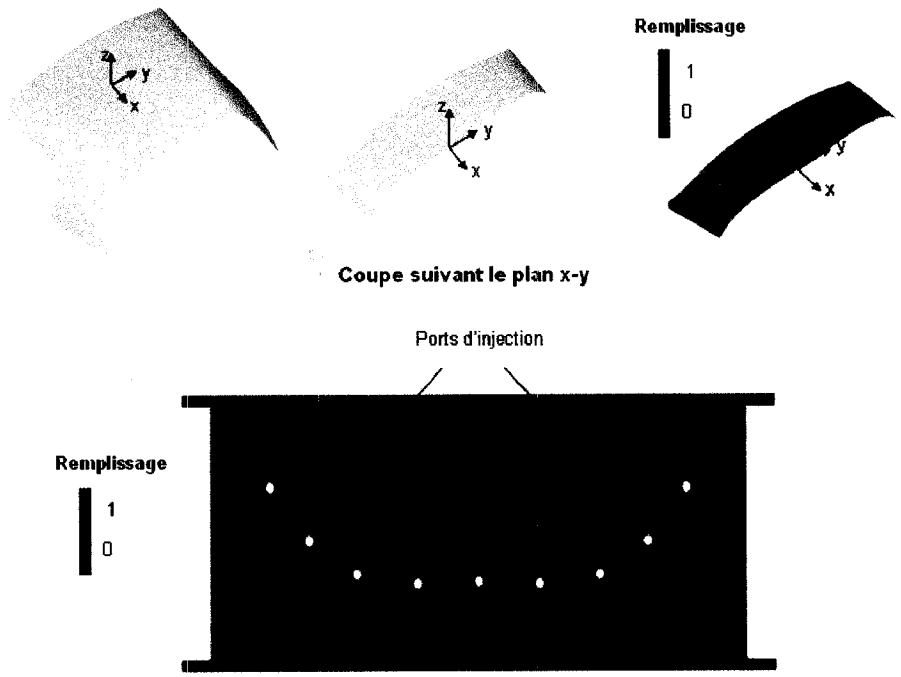


Figure 3-21 : Coupe transversale du moule

Le modèle développé permet de simuler les transferts thermiques intervenant dans le moule et schématisés sur la Figure 3-22 ci-dessous :

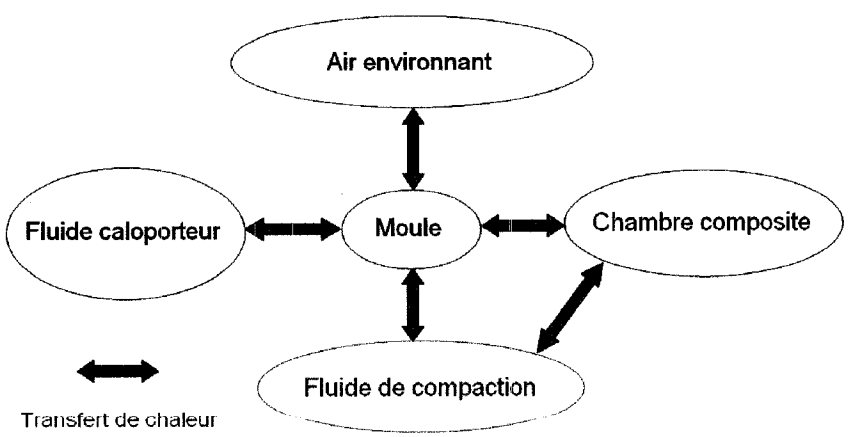


Figure 3-22 : Transferts thermiques possibles dans un procédé d'injection flexible

Pour cette étude, nous utiliserons de nouveau le logiciel PAM-RTM [34] puisque le code qui lui est attaché permet de résoudre les équations thermiques et les équations qui

décrivent l'évolution du degré de cuisson. Il est important de préciser ici que la déformation élastique de la membrane n'est pas prise en compte dans le modèle développé. L'impact du fluide de compaction n'est étudié que sous un aspect thermique.

3.3.2. Élaboration du modèle

3.3.2.1. Génération du maillage et de ses zones

Le maillage 2D de la section est généré avec Catia V5R13 [43] et importé sur PAM-RTM 2004 [41] Le maillage est composé de 30 970 éléments triangulaires. La taille des éléments est réduite dans la chambre de compaction et la chambre représentant le composite.

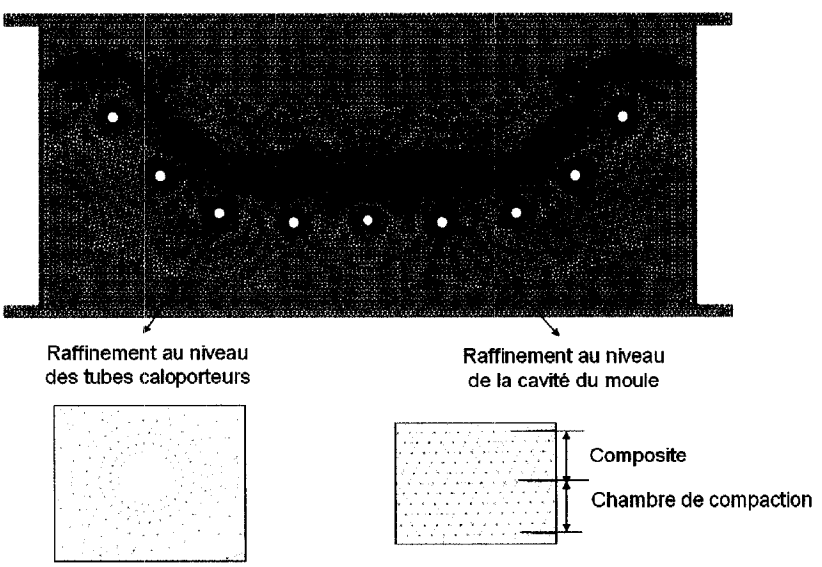
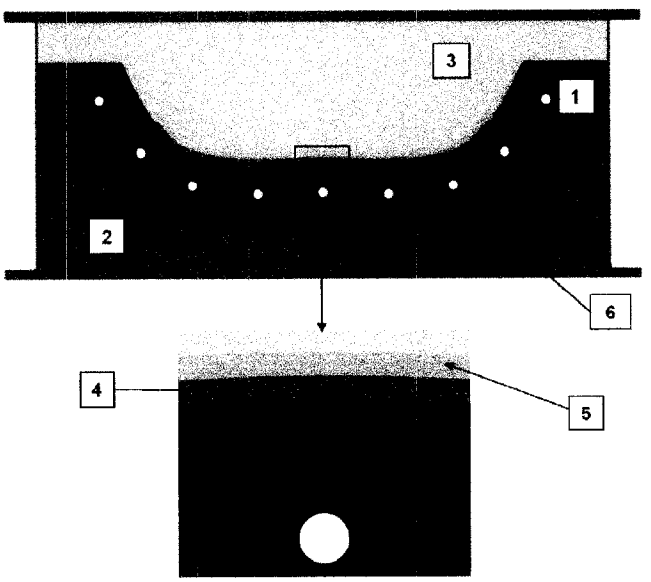


Figure 3-23 : Maillage de la section étudiée

Le maillage est ensuite divisé en zones correspondant aux différentes parties du moule.



Zone	Définition
1	Époxy aluminium
2	Époxy béton (base du moule)
3	Époxy béton (base du moule)
4	Chambre composite
5	Chambre de compaction
6	Ceinture d'acier

Figure 3-24 : Définition des zones du modèle

3.3.2.2. Détermination des propriétés des matériaux

Pour effectuer les simulations les plus réalistes possibles, il est primordial de déterminer les propriétés intrinsèques des matériaux modélisés.

Modèle de calcul des propriétés thermiques

Les matériaux impliqués dans la modélisation sont pour la plupart des matériaux composites. Pour déterminer les propriétés thermiques de ces matériaux, des lois de

mélange sont appliquées. Ainsi, pour un matériau constitué de deux composants 1 et 2, la conductivité équivalente est exprimée par :

$$k_e = v_1.k_1 + v_2.k_2 \tag{26}$$

où k_1 et v_1 sont la conductivité et le taux volumique du premier constituant, k_2 et v_2 sont la conductivité et le taux volumique du second constituant, respectivement.

La capacité calorifique équivalente est exprimée par :

$$c_e = w_1.c_1 + w_2.c_2 \tag{27}$$

où c_1 et w_1 sont la chaleur spécifique et la fraction massique du premier constituant, et c_2 et w_2 sont la chaleur spécifique et la fraction massique du second constituant, respectivement.

Propriétés thermiques des matériaux du moule

Dans un premier temps, il s'agit de déterminer la densité, la conductivité thermique et la capacité calorifique des 3 matériaux constituant le moule : époxy-aluminium, époxy-béton et acier (ceinture du moule). Pour ce faire, des valeurs prises dans la littérature sont utilisées pour les propriétés associées à l'époxy, l'aluminium, l'acier et au sable. Pour déterminer les propriétés équivalentes aux matériaux multi-composants (époxy-aluminium et époxy-béton), des lois de mélange classiques sont appliquées. Les calculs relatifs aux propriétés thermiques du moule sont détaillés en **Annexe D**. Finalement, les propriétés des matériaux implémentés dans le modèle 2D sont résumées dans le tableau suivant :

Tableau 3-1 : Propriétés thermiques des matériaux constituant le moule

	Densité (kg/m^3)	**Chaleur spécifique ($J/(kg.m^3)$)**	**Conductivité W/(m.K)**
Moule époxy aluminium	1250	992.5	70
Moule époxy béton	1742	1100	47
Ceinture d'acier	7850	450	46

Propriétés thermiques des matériaux dans la chambre composite

Ensuite, il s'agit de déterminer les propriétés thermiques des matériaux présents dans la chambre associée au composite.

Durant la phase de préchauffage, cette chambre est remplie par la préforme c'est-à-dire un renfort sec. Ce milieu peut être considéré comme un milieu constitué de deux composants : air et de fibre. Si le taux volumique de fibres dans la cavité est fixé à 30 %, la loi des mélanges suffit pour déterminer la conductivité ($k_{préforme}$=0,71 W/(m.K)) et la chaleur spécifique ($c_{préforme}$=700 J/(kg.K)) du renfort sec de fibres.

Durant la phase de remplissage, le front de résine sépare la chambre associée au composite en 2 parties. Une partie est composée de fibres imprégnés de résine et l'autre d'un renfort sec. Les propriétés équivalentes au renfort sec étant déjà définies, il reste à évaluer celles équivalentes au milieu imprégné.

Pour ce qui est de la conductivité équivalente k_e du milieu imprégné, la loi des mélanges à un taux volumique de fibre de 30% est utilisé et une valeur de k_e = 0.475 W/(m.K) (perméabilité isotrope) est obtenue à partir de valeurs classiques de conductivité pour la résine époxy (k_r=0.25 W/(m.K) [18]) et la fibre de verre (k_f=1 W/(m.K) [56]). Il est à noter que la dispersion hydrodynamique est susceptible d'augmenter sensiblement la conductivité équivalente k_e du milieu imprégné. En effet, au niveau microscopique (c'est-à-dire à l'échelle des interstices entre les fibres), l'écoulement de la résine présente des non uniformités qui perturbent la distribution en température [57]. Les logiciels de simulation comme PAM-RTM sont basés sur l'équation de chaleur moyennée sur des volumes élémentaires (équation (10), Chapitre 1). Ces codes ne peuvent donc évidemment pas modéliser les phénomènes micro fluidiques telles que la dispersion. Pour tenir compte de la dispersion, un terme de compensation est ajouté à la conductivité équivalente k_e [57]. Audet [49] présente les différents modèles permettant d'évaluer ce terme de compensation. Le modèle de Koch

[49] apparaît le plus adapté pour un milieu poreux à fibres longues. La conductivité effective totale du milieu imprégné est alors formulée de la façon suivante :

$$k_{tot} = k_e + D_d.k_e.P_e \tag{28}$$

où D_d est le terme de dispersion et P_e le nombre de Péclet. Le terme de dispersion et le nombre de Péclet sont définis par :

$$D_d = \frac{171}{12800}.\pi^3.\frac{d_f^{\,2}}{K.\phi.(1-\phi)} \tag{29}$$

$$P_e = \frac{\rho_e.c_e.\bar{v}.\sqrt{\phi.K}}{k_r} \tag{30}$$

où d_f est le diamètre moyen d'une fibre, ρ_e et c_e sont la densité équivalente et la capacité calorifique massique équivalente du milieu. En considérant, les valeurs des paramètres résumés dans le Tableau 3-2, la conductivité effective totale du milieu imprégné est 3,9 W/(m.K):

Tableau 3-2 : Paramètres utilisés pour le calcul du nombre de Péchlet

Paramètres	**Valeurs**
ρ_e	1660 (kg/m3)
c_e	1500 J/(kg.K)
$\bar{v}$	0.02 m/s
ϕ	0.7
d_f	15 µm
K	10-10 m2
k_e	0.475 W/(m.K)

Pour ce qui est de la chaleur spécifique du milieu imprégné, il faut tenir compte de la variation de la chaleur spécifique de la résine époxy c_r avec la température (courbe rouge sur la Figure3-24 [18]). En utilisant une nouvelle fois la loi des mélanges avec la

chaleur spécifique de la fibre de verre (c_f=700 J/(kg.K)), l'évolution de la chaleur spécifique équivalente du milieu poreux c_e est définie par la courbe bleue de la Figure 3-25.

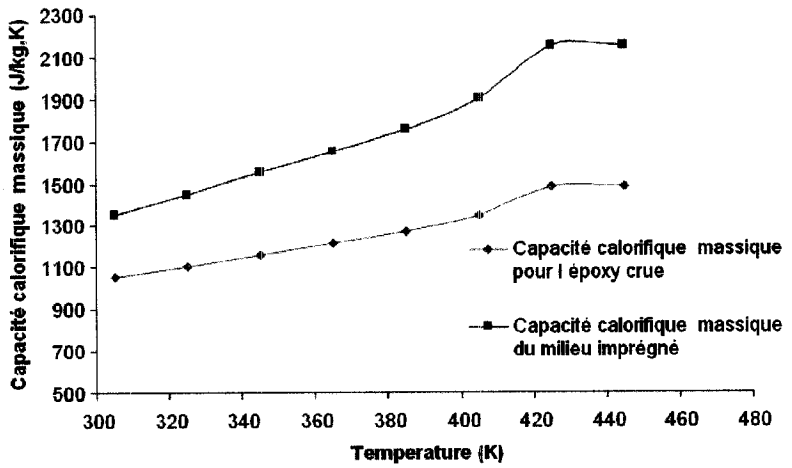


Figure 3-25 : Capacité calorifique dans la chambre composite

Pour finir, le Tableau 3-4 résume toutes les propriétés thermiques des matériaux présents dans la chambre composite :

Tableau 3-3 : Propriétés thermiques dans la chambre composite

Préforme	Densité (kg/m3)	Capacité calorifique massique J/(kg.K)	Conductivité W/(m.K)
Sèche	300	700	0.71
Imprégnée	1660	voir Figure 3-24	3.9

3.3.2.3. Modèles de comportement cinétique et rhéologique de la résine

Pour caractériser la cinétique de polymérisation d'une résine époxy, Kamal-Sourour [58] a défini le modèle empirique suivant (formulation auto-catalytique) :

$$\frac{d(\alpha)}{dt} = (K_1.e^{\frac{-E_1}{R.T}} + K_2.e^{\frac{-E_2}{R.T}}.\alpha^m).(1-\alpha)^n \tag{31}$$

où K_1 et K_2 sont les constantes d'Arrhenius, E_1 et E_2 sont les énergie d'activation de la réaction de polymérisation, α est le degré de cuisson, m et n sont les ordres de réaction et R la constante des gaz parfaits. Les coefficients de la formulation auto-catalytique pour la résine époxy utilisée sont définis à au Tableau 3-4. La chaleur totale de réaction est définie à 250 kJ/kg.

Tableau 3-4 : Constantes de la formulation auto-catalytique pour la époxy résine utilisée

$K_1(\text{min}^{-1})$	8
$K_2(\text{min}^{-1})$	508
$\frac{E_1}{R}(°C)$	610
$\frac{E_2}{R}(°C)$	796
m	1,5
n	1,424

De multiples modèles ont été développés pour décrire l'évolution de la résine durant le remplissage. Typiquement la viscosité cinématique peut être exprimée en fonction de la température et du degré de cuisson. En supposant que le gel de la résine a lieu après la phase de remplissage, le modèle de viscosité utilisé pour la simulation n'est fonction que de la température et décrit l'évolution suivante :

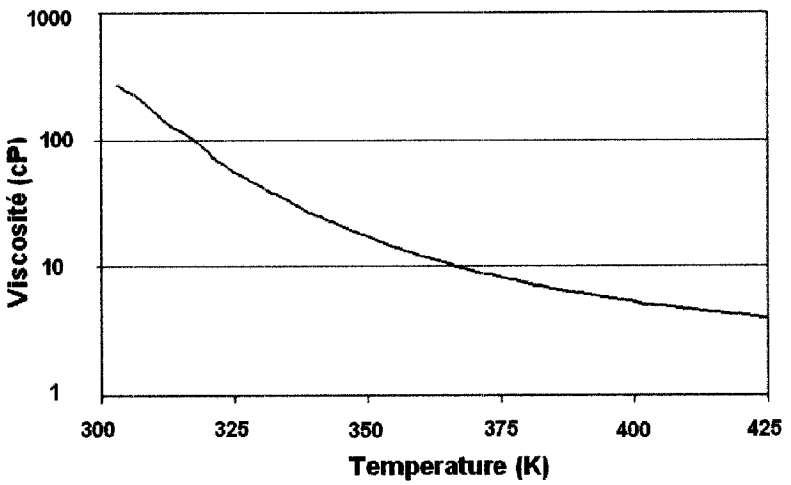


Figure 3-26 : Viscosité de la résine époxy utilisée en fonction du temps

3.3.2.4. Détermination des résistances de contact

Pour se rapprocher au maximum de la réalité, le modèle inclut des résistances thermiques de contact. Celles-ci sont localisées en rouge dans la représentation de la Figure 3-27 :

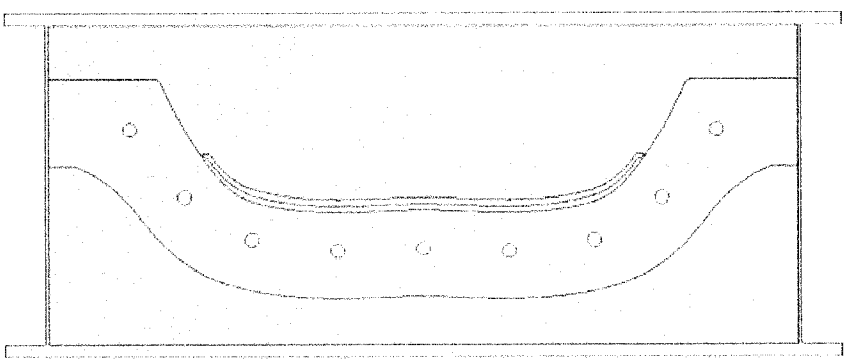


Figure 3-27 : Localisation des résistances de contact

Les résistances thermiques modélisent :

- soit une imperfection de contact entre deux parties du moule : interface entre ceinture d'acier et intérieur du moule, interfaces entre epoxy aluminium et epoxy béton;

- soit une très fine couche de matériau qu'il est impossible de représenter avec des éléments : membrane entre chambre de compaction et composites, couche de laminé entre composite et moule.

La valeur des résistances thermiques dues aux imperfections est fixée à 0,01 W/K. Pour la membrane et le laminé, la valeur de résistance thermique est déterminée par le rapport entre conductivité et épaisseur [59]. Les valeurs utilisées pour les résistances thermiques sont résumées dans le Tableau 3-5.

Tableau 3-5 : Valeurs des résistances thermiques présentes dans le moule

	Résistance thermique de contact (W/K)
Laminé de verre époxy à l'interface entre composite et moule	0,075
Membrane de compaction	$2{,}5.10^{-4}$
Interface entre deux parties du moule	0,01

3.3.2.5. Détermination des conditions aux limites du modèle

Interface air environnant/moule

L'échange de chaleur entre les surfaces libres du moule et l'air environnant est modélisé par une condition aux limites de troisième type qui peut s'exprimer de la manière suivante :

$$\varphi_1 = h_{air}.(T_1 - T_{air}) \tag{32}$$

Ou ϕ_1 et T_1 sont respectivement la densité de flux et la température à la frontière du moule en contact avec l'air environnant, T_{air} est la température de l'air environnant et h_{air} est le coefficient de transfert par convection du moule vers l'air ambiant. Le coefficient de transfert par convection de l'air est fixé à 20 W/ (m^2.K), une moyenne des valeurs trouvées dans la littérature [60, 61, 62].

Interface fluide caloporteur/moule

L'échange de chaleur entre le fluide caloporteur et le moule sera modélisé par une condition de troisième type appliquée sur les parois des tubes en contact avec le fluide caloporteur. Cette condition frontière s'écrit :

$$\varphi_2 = h_f.(T_H - T_2) \tag{33}$$

ou ϕ_2 et T_2 sont respectivement la densité de flux et la température aux parois du moule en contact avec le fluide caloporteur, T_H est la température du fluide caloporteur et h_f est le coefficient de transfert par convection entre le fluide caloporteur et les parois des tubes.

Ce coefficient est calculé à partir d'une corrélation associée à un écoulement turbulent (Re ~ 10000) du fluide caloporteur [63]. La corrélation est formulée comme suit :

$$h_f = \frac{0{,}023.k^{0,6}.(\rho.c_p)^{0,4}}{d^{0,2}.\nu^{0,4}} \tag{34}$$

où k est la conductivité thermique du fluide caloporteur, ρ sa densité, ν sa viscosité cinématique, c_p sa chaleur spécifique et d le diamètre du tube. Le fluide caloporteur utilisé pour les simulations 2D présentées dans cette partie sera l'huile de silicone. Le coefficient de transfert thermique entre le fluide caloporteur et le moule est alors déterminé à 3000 W/(m^2.K).

3.3.3. Résultats de simulations

3.3.3.1. Préchauffage

Des simulations de préchauffage sont effectuées pour différentes températures du fluide caloporteur : $T_H = 375$ K, $T_H = 385$ K $T_H = 395$ K, $T_H = 405$ K et $T_H = 415$ K. Les simulations sont arrêtées lorsque le régime permanent est atteint. Pour exemple, la

distribution en température pour un fluide caloporteur à $T_H = 395$ K est donnée par la Figure 3-28.

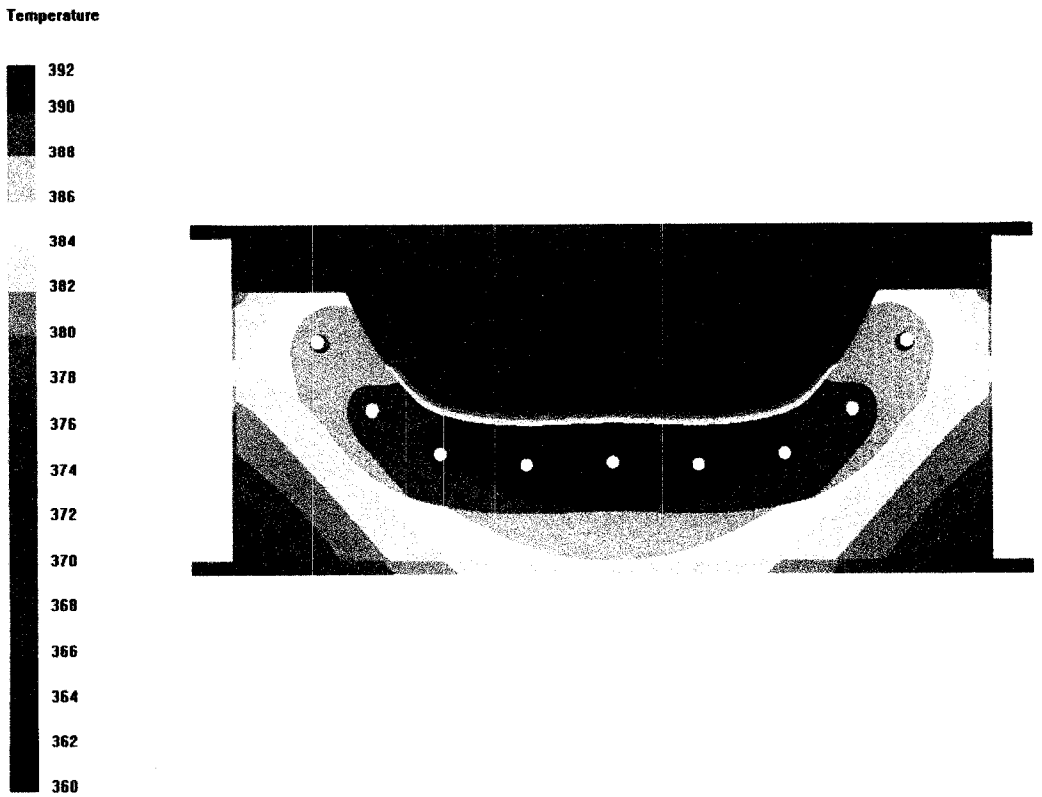


Figure 3-28 : Distribution en température après préchauffage à $T_H = 395$ K

D'après cette distribution, les observations suivantes peuvent être faites :

- les pertes de chaleur sur les parties inférieure et latérales sont importantes,
- la couche de laminé située entre la partie supérieure et inférieure du moule crée une discontinuité de température non négligeable (15 K),
- la partie en époxy aluminium présente une non uniformité en température (8K),
- le manque d'isolation du moule ne lui permet pas d'atteindre la température du fluide caloporteur.

Les mêmes analyses peuvent d'ailleurs être reconduites pour toutes les autres simulations de préchauffage à des températures différentes de fluide caloporteur.

La distribution en température à l'état stable pour chaque simulation de préchauffage est enregistrée puis implémentée comme condition initiale pour la phase d'injection.

3.3.3.2. Injection

Les simulations de remplissage sont réalisées avec ou sans fluide de compaction. La résine est injectée aux deux ports d'injection présentés à la Figure 3-20. La pression d'injection consiste en une rampe de 0,1 à 2 bars. Le renfort de fibres est défini avec une perméabilité de 10^{-10} m^2. Le fluide de compaction est injecté à 3 bars à partir des deux extrémités de la chambre de compaction alors que l'évent, localisé au centre de la chambre de compaction, est fixé à 0,1 bars. Le fluide de compaction a une viscosité de 0,0015 Pa.s (huile de silicone dans un domaine de température de 350 à 390 K). Puisque PAM-RTM ne résout pas les problèmes de Navier Stokes, la chambre de compaction est modélisée comme un milieu poreux avec une perméabilité de 10^{-10} m^2. Pour chaque simulation, le fluide de compaction est injecté lorsque la résine a rempli les deux tiers de la cavité.

Premièrement, la nécessité de modéliser les transferts thermiques dans le moule doit être démontrée. Pour cela, trois capteurs sont placés dans le moule époxy aluminium proche de la frontière avec le composite comme le montre la Figure 3-29.

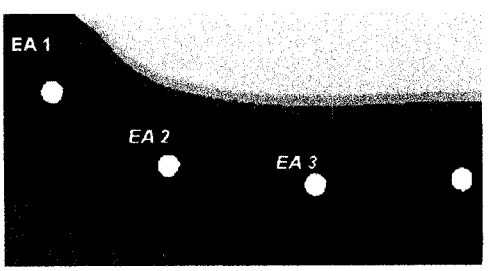


Figure 3-29 : Position des capteurs virtuels dans l'époxy aluminium

Les températures mesurées par les trois capteurs sont présentées à la Figure 3-30 pour une injection de résine à $T_i = 300$ K dans un moule préchauffé à $T_H = 415$ K. Une chute de température peut être nettement remarquée dans le moule époxy aluminium après le

passage du front de résine. Cette chute est plus marquée dans la zone près du port d'injection. Elle s'affaiblit progressivement puisque le front de résine se réchauffe en progressant dans la cavité. Par conséquent, les hypothèses de température constante aux parois du moule ou d'état quasi-statique du moule souvent présentées dans la littérature [64, 65] sont fausses. Les solutions analytiques exposées dans la bibliographie sont donc inapplicables.

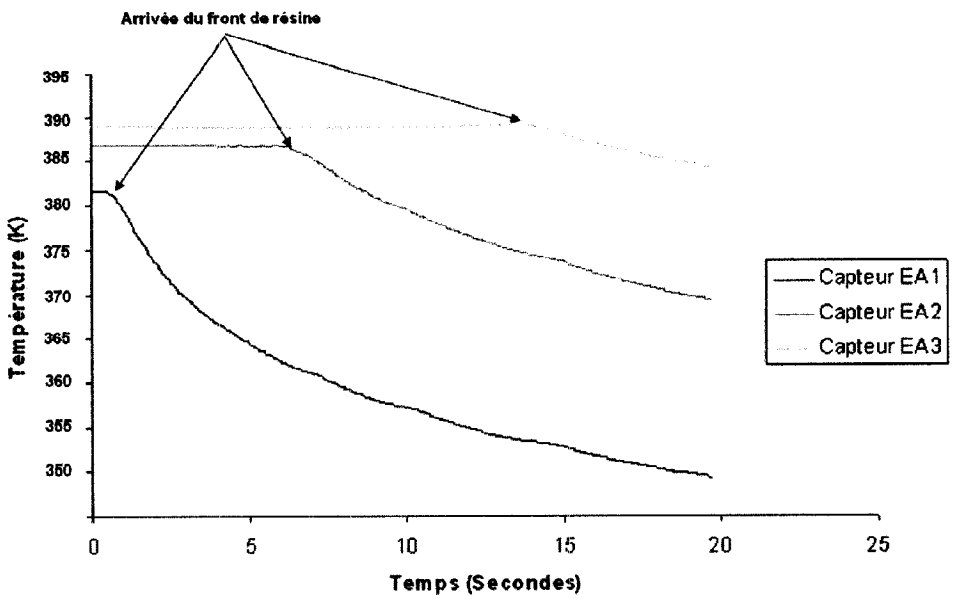


Figure 3-30 : Température dans le moule à la frontière avec le composite pendant l'injection

Des simulations de remplissage sont réalisées avec différentes températures d'injection de résine (T_i = 300 K, 315 K, 335 K et 355 K) et différentes température de chauffage du moule (T_H = 355 K, 375 K, 395 K et 415 K). Le point d'intérêt pour l'analyse est le degré de cuisson maximum à la fin de l'injection correspondant donc à la résine proche de l'évent. Pour des températures importantes de préchauffage, le degré maximal de cuisson dépasse 40% (voir Figure 3-31) quel que soit la température d'injection de la résine. Or, Ruiz [66] et Bogetti [67] ont montré que les propriétés mécaniques telles que le module d'Young de la résine epoxy commencent à être significatif à partir d'un degré de cuisson de 40 %. Cette valeur est appelée point de gel de la résine. Ainsi, si la résine atteint un tel degré de cuisson avant la fin de l'injection, la pièce fabriquée est

susceptible de présenter des zones sèches (solidification de la résine avant la fin de l'injection) ou des défaut de surface (frottement entre des particules de résine partiellement solide et les parois du moules). En conclusion, un préchauffage au delà de $T_H = 395$ K, sans fluide de compaction, risque fortement de produire une pièce défectueuse.

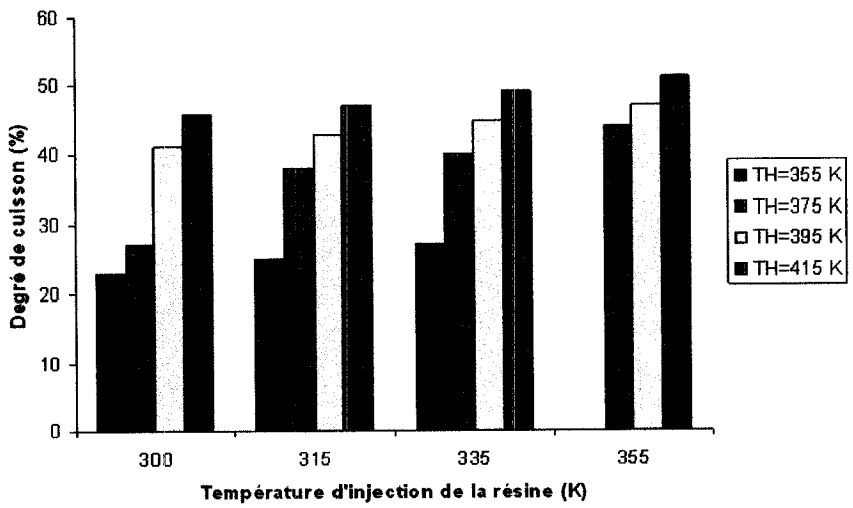


Figure 3-31 : Degré de cuisson atteint à la fin de l'injection sans la présence du fluide de compaction

Des simulations de remplissage sont lancées en intégrant l'injection du fluide de compaction à différentes températures (300 K, 315 K, 335 K, 355 K et 375 K). La température d'injection de résine est fixée à 355 K pour garantir une viscosité faible de résine et donc diminuer le temps de remplissage. La Figure 3-32 montre le degré de cuisson maximum pour chaque condition d'injection. Clairement, la présence du fluide de compaction empêche la résine d'atteindre le point de gel avant la fin de l'injection. Le degré de cuisson maximum reste en dessous de 40 % sauf pour un fluide de compaction injecté à 375 K.

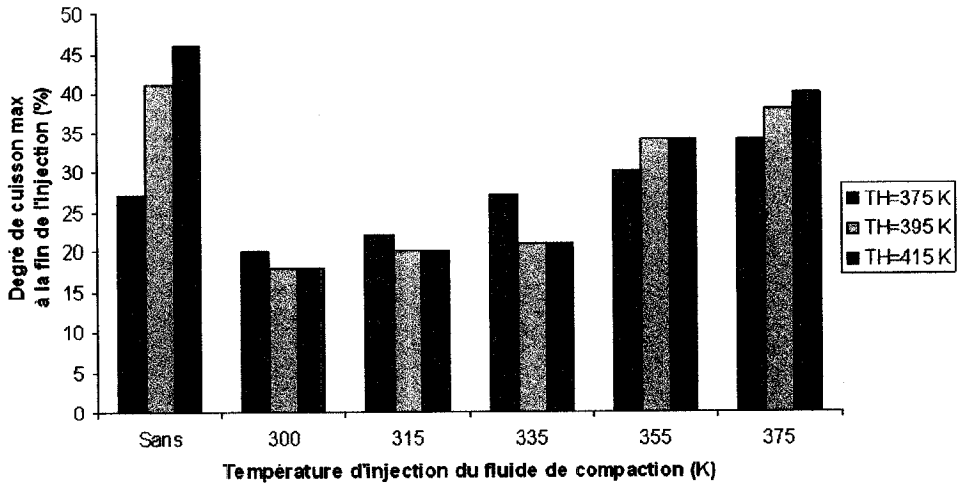


Figure 3-32 : Degré de cuisson atteint à la fin de l'injection avec la présence du fluide de compaction

En fait, la température dans le composite converge rapidement vers la température du fluide de compaction lorsque celui-ci est injecté (voir Figure 3-33). À la fin de l'injection, la température du composite est proche de celle du fluide de compaction, à l'exception d'une zone de transition vers le port d'injection. Ce phénomène peut être observé sur les distributions en température des Figure 3-34 et 3-35. Sans fluide de compaction le gradient de température dans le composite est important (Figure 3-34) alors que la température est uniforme dans le composite après injection du fluide de compaction (Figure 3-35). Ainsi, le fluide de compaction modère la température dans le composite permettant de contrôler la polymérisation de la résine durant l'injection.

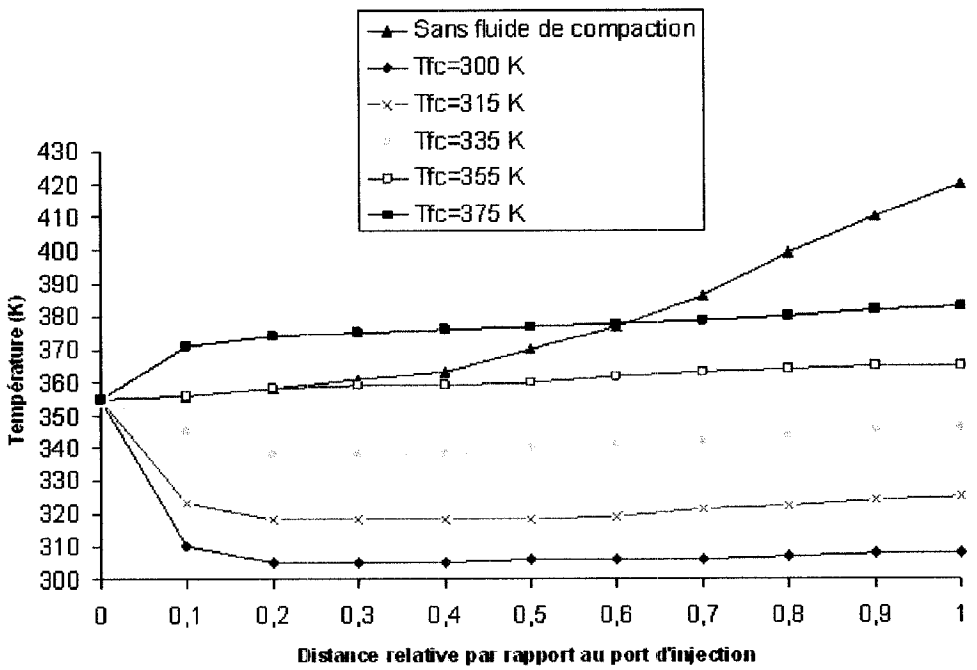


Figure 3-33 : Distribution de température (K) dans le composite à la fin de l'injection

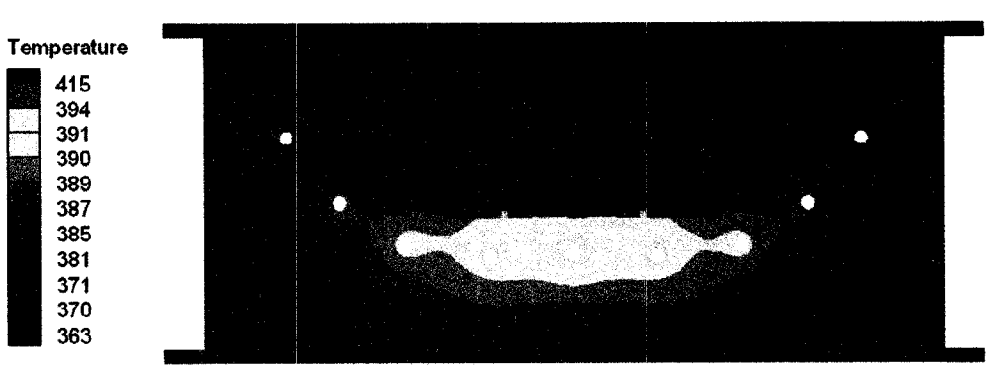


Figure 3-34 : Distribution de température (K) dans le moule à la fin de l'injection sans fluide de compaction

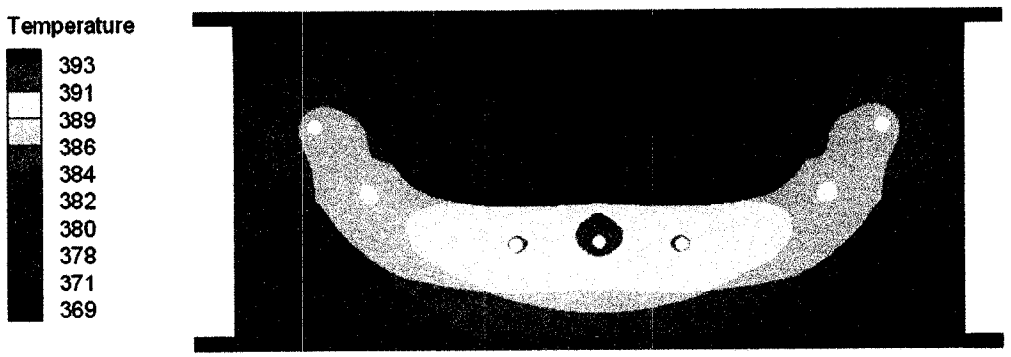


Figure 3-35 : Distribution de température (K) dans le moule à la fin de l'injection avec fluide de compaction

La distribution en température dans l'ensemble du moule et la variation du degré de cuisson dans le composite à la fin de l'injection sont enregistrées pour chaque simulation. Ces données sont utilisées comme conditions initiales pour les simulations de cuisson présentées ci-après.

3.3.3.3. Cuisson

Dans les procédés LCM, il existe différentes façons d'effectuer la cuisson du composite après injection : une cuisson des deux cotés ou d'un coté seulement. Ces deux méthodes sont schématisées sur la Figure 3-36.

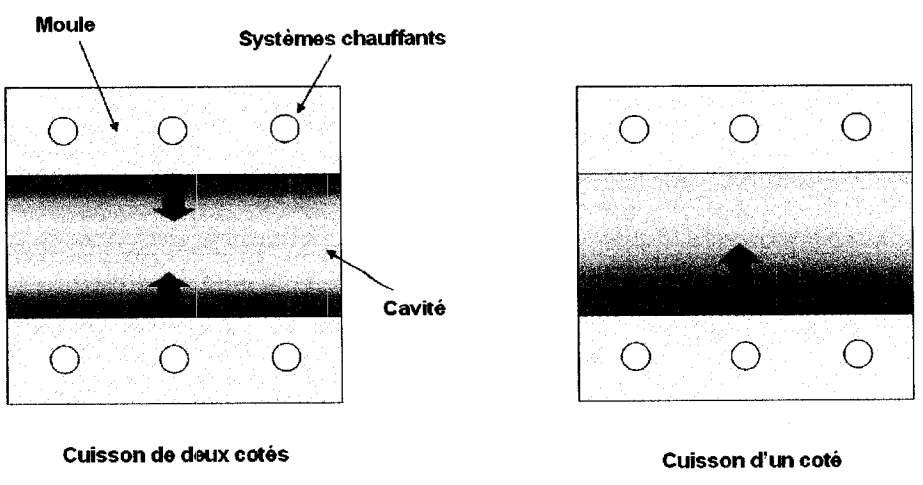


Figure 3-36 : Méthode de cuisson d'une pièce en LCM

La cuisson par les deux cotés de la pièce peut aboutir à des pics exothermiques forts au centre de la cavité et des contraintes résiduelles sur toute l'épaisseur de pièce [67]. La cuisson par un coté est susceptible de diminuer les pics exothermiques et d'éliminer les contraintes résiduelles sur la surface de la pièce la plus chaude garantissant un meilleur fini de surface [67]. En contrepartie, la surface la plus froide ne peut pas présenter un bon fini de surface. La cuisson par un coté semble la meilleure alternative lorsque les pièces sont minces comme tel est le cas pour la pièce composite de cette étude. La méthode de cuisson d'un coté est donc celle appliquée pour l'analyse de la phase de cuisson. L'injection flexible permet aisément d'appliquer une telle méthode en définissant un écart de température entre la température d'injection du fluide de compaction T_{fc} fixé à 355 K et la température de chauffage du moule T_H tel que $T_{fc} < T_H$.

Dans un premier temps, l'analyse est concentrée sur l'évolution de la température au centre de la pièce composite (voir Figure 3-37) là ou les pics exothermiques sont susceptibles d'être les plus élevé.

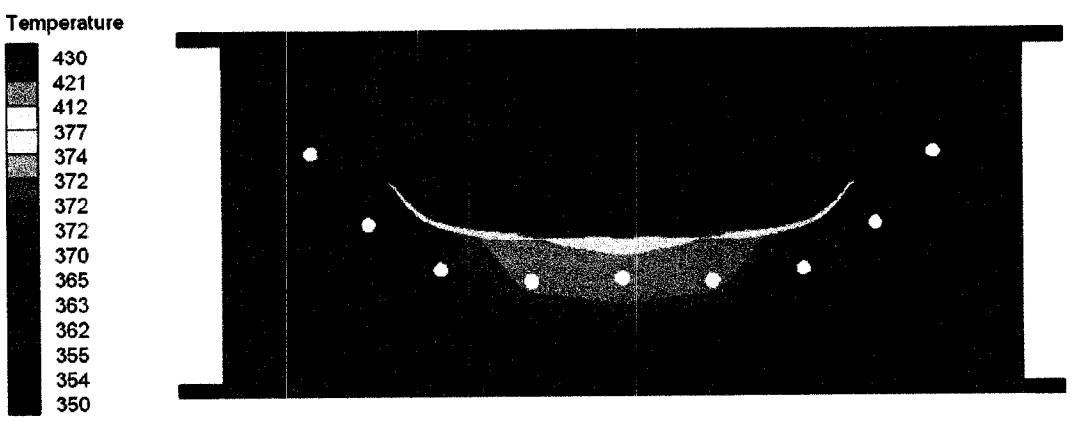


Figure 3-37 : Distribution en température (K) dans le moule au moment du pic exothermique au centre de la pièce

L'évolution de la température au centre du composite est mesurée pour des simulations de cuisson à différentes températures de chauffage du moule T_H et d'injection du fluide

de compaction T_{fc}. Certaines simulations sont effectuées sans écoulement du fluide de compaction à titre de comparaison. Les résultats sont exposés sur la Figure 3-38 :

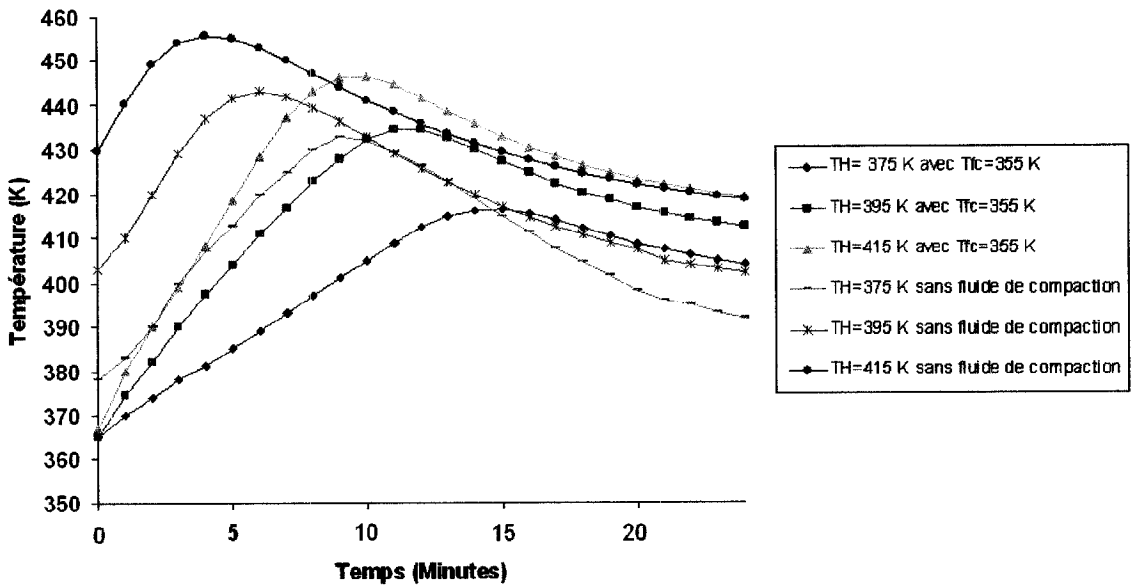


Figure 3-38 : Pics en température au centre de la pièce

Cette série de simulations permet d'établir les observations suivantes :

- le fluide de compaction tend à atténuer les pics exothermiques (voir Tableau 3-6) et donc à diminuer les risques de dégradation de résine,
- le fluide de compaction temps à augmenter le temps de polymérisation.

Tableau 3-6 : Comparaison du niveau des pics en température avec ou sans fluide de compaction

Température d'injection du fluide caloporteur	**Pics de température**	
	Sans fluide de compaction	**Avec fluide de compaction à T_{fc} = 355 K**
375 K	432 K	416 K
395 K	444 K	434 K
415 K	456 K	446 K

Dans un deuxième temps, l'analyse porte sur les évolutions du degré de cuisson de part et d'autres de la pièce. Pour cela, deux capteurs virtuels sont placés : l'un proche du port d'injection, l'autre proche de l'évent. Pour chaque position, le temps nécessaire pour atteindre un état de polymérisation de α =90 % est enregistré. Le rapport de ces deux temps enregistrés est calculé pour tous les cas de simulations. Les résultats sont regroupés dans le Tableau 3-7 suivant :

Tableau 3-7 : Différence d'évolution du degré de cuisson dans la pièce avec ou sans fluide de compaction

Température d'injection du fluide caloporteur	**Rapport des temps de polymérisation au port d'injection et à l'évent**	
	Sans fluide de compaction	**Avec fluide de compaction à T_{fc} = 355 K**
375 K	30 %	20 %
395 K	36 %	25 %
415 K	40 %	30 %

Ces résultats montrent clairement que le fluide de compaction tend à uniformiser l'évolution de la polymérisation au sein du composite. L'écoulement du fluide de compaction est donc susceptible de limiter les différences de retrait de résine dans la pièce et donc d'atténuer les contraintes résiduelles. Cependant, il subsiste une différence d'évolution. Cette différence est causée par les pertes de chaleur du moule qui se manifestent davantage aux extrémités de la couche composite (proches des points d'injection).

3.3.4. Conclusion

Même si le modèle en deux dimensions est basé sur plusieurs approximations, il permet de tirer des conclusions intéressantes.

Premièrement, les pertes de chaleur et les non uniformités en température lors du préchauffage du moule sont marquées : dans un modèle tridimensionnel, il est possible que la température au sein de la préforme puisse varier sensiblement. Deuxièmement, le fluide de compaction permet de contrôler la température dans la chambre composite et ainsi préserver la résine d'une polymérisation prématurée pendant la phase d'injection. Le moule peut ainsi être directement préchauffé au niveau désiré pour la phase de cuisson sans que cela ait un impact sur la phase d'injection. Troisièmement, le fluide de compaction abaisse sensiblement le niveau des pics exothermiques mais tend à augmenter les temps de polymérisation. Par ailleurs, la présence du fluide de compaction contribue à uniformiser le degré de cuisson au sein de la pièce et donc à diminuer les contraintes résiduelles dans la pièce après cuisson. Mais les perturbations dues au manque d'isolation du moule ne peuvent être totalement diminuées par l'effet du fluide de compaction.

3.4. Modélisation 3D du moule : étude des pertes de chaleur du moule

Les simulations de préchauffage sur le modèle 2D ont indiqué des pertes de chaleur d'où un manque d'isolation du moule. Les simulations de cuisson ont caractérisé les effets de ce manque d'isolation. La présente partie aborde plus amplement la problématique de l'isolation en se concentrant sur l'étape de préchauffage. La majeure partie de l'étude est réalisée à partir d'un modèle 3D du moule. Ce modèle est construit sur Gambit [68] et implémenté sur Fluent [40]. Le premier objectif est d'évaluer le coefficient de transfert thermique entre le moule et l'air environnant : ceci permet de déterminer une condition en frontière valide pour le modèle développé. Le second objectif est d'analyser numériquement l'effet d'un isolant sur les quantités de chaleur perdues par le moule. L'analyse est établie en testant différentes épaisseurs et différentes positions de la couche d'isolant. Enfin, l'étude se généralisera à d'autres matériaux qui sont utilisés pour la fabrication de moule en RTM.

3.4.1. Présentation du modèle 3D du moule et de l'outil de simulation

La géométrie du moule est importée sur le logiciel Gambit avec lequel le maillage est généré. La première étape consiste à mailler les tubes caloporteurs avec des hexaèdres afin de garantir la convergence de la vitesse du fluide en régime turbulent. Les autres parties du moule sont maillées avec des tétraèdres vu leurs géométries complexes. Il est à noter que le maillage est raffiné au niveau de la cavité du moule. Différentes images du maillage sont exposés sur la Figure 3-39.

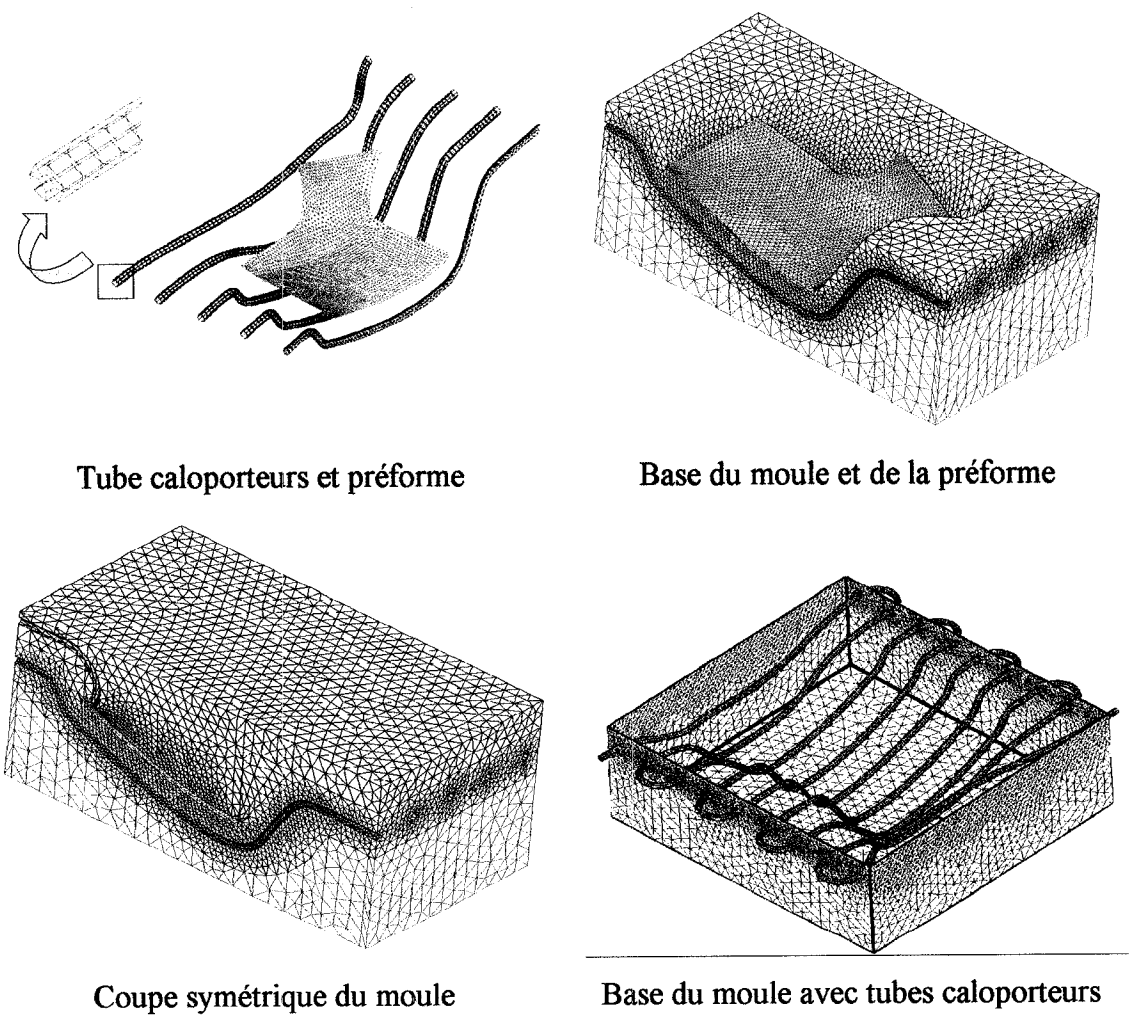


Figure 3-39 : Maillage 3D du moule prototype

Le maillage est ensuite transféré sur le logiciel Fluent [], un code de calcul basé sur les volumes finis largement utilisé en industrie. Pour cette étude, ce code permet de simuler le préchauffage du moule en résolvant les problèmes suivants :

- l'écoulement turbulent du fluide caloporteur dans les tuyaux,
- le couplage convection/conduction à l'interface entre fluide caloporteur et moule,
- la conduction en régime transitoire.

Les propriétés des matériaux appliquées au modèle sont les mêmes que celles déterminées pour le modèle 2D (paragraphe 3.3.2.2). Les résistances de contact sont également intégrées d'une manière similaire. L'eau est prise comme le fluide caloporteur.

Le logiciel Fluent [40] donne la possibilité de choisir les algorithmes de résolution qui permettent de traiter les problèmes d'écoulements et de transferts de chaleur. Les paramètres de résolution pour les calculs effectués dans cette étude sont reportés en **Annexe D.**

3.4.2. Étude de la convection en frontière du moule

3.4.2.1. Théorie de la convection naturelle en frontière

Le but de cette partie est de déterminer une condition en frontière de troisième type qui définit le flux de chaleur en surface du moule par :

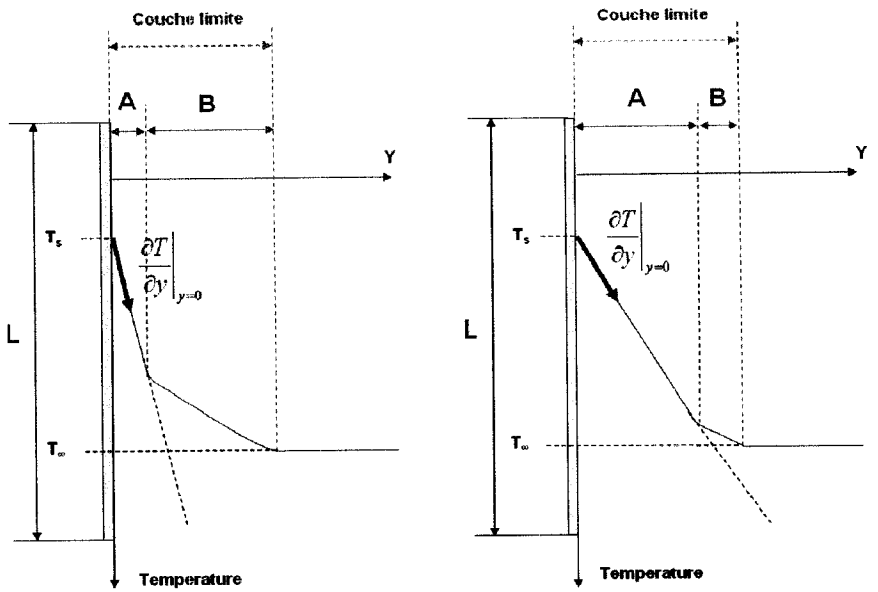
$$\varphi_s = h_{air}.(T_s - T_{air}) \tag{35}$$

où h_{air} est le coefficient de transfert par convection entre le moule et l'air environnant, T_s est la température en surface du moule et T_{air} est la température de l'air ambiant. Classiquement, le coefficient d'échange h_{air} par convection s'écrit :

$$h_{air} = Nu.\frac{k_{air}}{L} \tag{36}$$

où Nu est le nombre de Nusselt, k_{air} est la conductivité thermique de l'air et L est la longueur caractéristique des surfaces libres du moule.

Si la conductivité de l'air et la longueur caractéristique peuvent être facilement estimées, le nombre de Nusselt est plus difficile à déterminer. Le nombre de Nusselt est un nombre adimensionnel qui décrit le mode prépondérant de transfert de chaleur dans la couche limite d'air au dessus la surface libre du moule. Pour schématiser la notion exprimée par le nombre de Nusselt, la Figure 3-40 est proposée où la direction perpendiculaire à la surface du moule est donné par l'axe y. Au voisinage immédiat de la paroi, les molécules de fluide sont quasi-stationnaires (Zone 1) : dans cette zone, le transfert de chaleur se fait par conduction pur et un gradient de température important est susceptible de s'y créer. A mesure que l'on s'éloigne de la surface, le mouvement des particules de fluide favorise un transfert d'énergie par convection (Zone 2) et le gradient de température diminue puis s'annule dans le courant principal de température T_{air} (soit la température de l'air ambiant). Si la vitesse du fluide est importante, le mélange des particules de fluide dans la couche limite contribue notablement au transfert d'énergie, le transfert par convection (Zone 2) est prépondérant et il faut s'attendre à un fort gradient en surface (Figure 3-40, Cas 1). Si la vitesse du fluide est faible, le mélange des particules de fluide dans la couche limite est minime, le transfert par conduction (Zone 1) est prédominant et il faut s'attendre à un gradient de température faible en surface, dû à une épaisseur élevée de la couche limite (Figure 3-40, Cas 2).



Cas 1 : convection prédominante en couche limite

Cas 2 : conduction prédominante en couche limite

Figure 3-40 : Couche limite en convection libre

Le nombre de Nusselt s'exprime de la manière suivante :

$$Nu = \frac{\left.\frac{\partial T}{\partial y}\right|_{y=0}}{\frac{T_S - T_\infty}{L}} \tag{37}$$

Un nombre de Nusselt supérieur à 1 signifie que la convection est prépondérante et donc que le transfert de chaleur dans la couche limite est élevée. Un nombre de Nusselt inférieur à 1 signifie que la conduction est prépondérante et donc que le transfert de chaleur dans la couche limite est faible. Le nombre de Nusselt est ainsi fonction du mode d'écoulement de fluide.

En l'absence de force extérieure, le mouvement de l'air autour du moule est un phénomène de convection naturelle, c'est-à-dire que le mouvement de l'air n'est dicté par aucune force connue. Ce mouvement est impossible à décrire mathématiquement rendant impossible la résolution des équations de couches limites et la détermination directe du nombre de Nusselt. Pour évaluer le nombre de Nusselt, des formules

empiriques ont été développées mais elles restent très imprécises pour des cas de convection naturelle. Finalement, la plupart des publications étudiant les transferts de chaleur entre un moule et l'air environnant [,,] évitent une approche par le nombre de Nusselt. Ils utilisent la comparaison directe entre la distribution de température expérimentale et numérique pour déterminer le coefficient de transfert par convection h_{air}. C'est la méthode qui est choisie pour cette étude.

3.4.2.2. Détermination du coefficient de transfert par convection h_{air}

Le but est de déterminer le coefficient de transfert par convection entre le moule et l'air environnant h_{air} par comparaison entre les données expérimentales et la simulation numérique. L'expérience correspond au préchauffage de la base du moule avec une eau injectée à 90 Psi et à 365 K. Les températures à l'état stable sont mesurées sur la surface supérieure de la base du moule. Les points de mesure sont montrés sur la Figure 3-41.

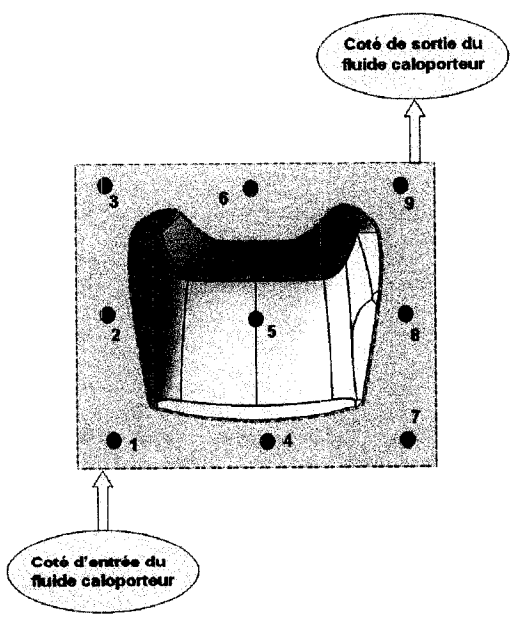


Figure 3-41 : Points de mesures en température sur la surface supérieure de la base du moule

Pour la partie numérique, la distribution de température à l'état stable dans la base du moule est résolue pour une eau injectée dans les mêmes conditions que pour l'expérience. Comme la plupart des publications estiment la valeur du coefficient de transfert convectif h_{air} entre 20 et 100 W/(m^2.K), trois simulations seront lancés pour trois valeurs de h_{air} : 20, 50 et 100 W/(m^2.K).

Le Tableau 3-9 reporte les températures mesurées numériquement et expérimentalement aux points localisés sur la Figure 3-41.

Tableau 3-8 : Relevé de température numérique et expérimentale sur la surface supérieure de la base du moule

Points	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**
Relevé expérimental	329	332	325	322	332	333	330	333	328
Simulation avec h_{air} =20 W/(m^2.K)	347	342	347	347	350	350	347	347	345
Simulation avec h_{air} =50 W/(m^2.K)	335	334	335	337	345	337	334	333	334
Simulation avec h_{air} =100 W/(m^2.K)	329	326	327	326	332	332	329	329	328

Les distributions en température à l'état stable pour les trois simulations sont exposées sur les Figures 3-42, 3-43 et 3-44.

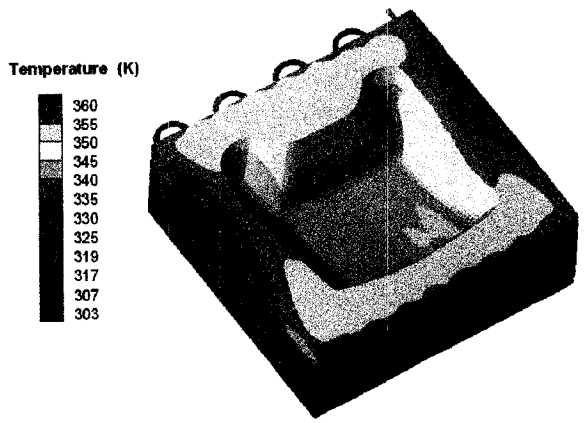


Figure 3-42 : Distribution en température pour h_{air} =20 W/(m^2.K)

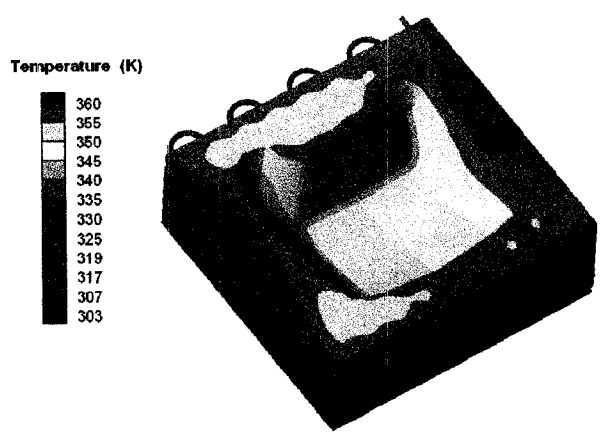


Figure 3-43 : Distribution en température pour h_{air} =50 W/(m^2.K)

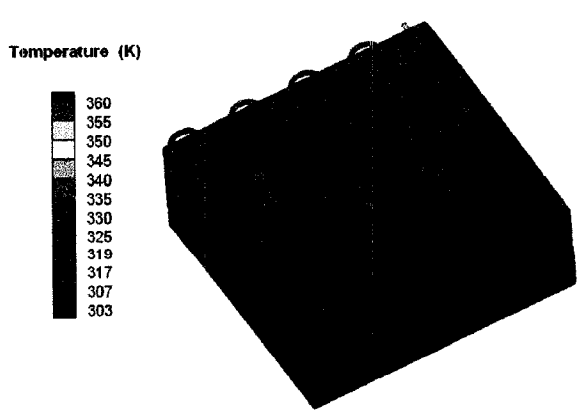


Figure 3-44 : Distribution en température pour h_{air} =100 W/(m^2.K)

Une valeur de h_{air} égale à 100 W/(m^2.K) fait apparaître une très bonne corrélation entre l'expérience et la simulation. Pour modéliser l'échange de chaleur entre le moule et l'air, une condition en flux de chaleur de troisième type avec une valeur du coefficient de transfert convectif de 100 W/(m^2.K) semble une bonne approximation; une telle condition en frontière sera appliquée pour les simulations étudiant l'isolation du moule (Paragraphe 4). Dans une vision plus générale, 100 W/(m^2.K) peut être vu comme un ordre de grandeur pour le coefficient h_{air} de transfert par convection entre un moule et l'air environnant.

3.4.3. Étude numérique de l'ajout d'un isolant

Dans ce paragraphe, le but est de déterminer l'effet de l'ajout d'une couche d'isolant sur la distribution en température dans le moule à la fin du préchauffage. Pour ce qui est de la condition aux frontières libres du moule, une condition en frontière de troisième type sera utilisée avec la valeur de h_{air} égale à 100 W/(m^2.K) (c.f. paragraphe 3.1). L'effet de l'isolation sera étudié en fonction de l'épaisseur de la couche du matériau isolant (3 mm, 6 mm et 9 mm)et sur la localisation de la couche (surfaces latérales, surfaces inférieures et supérieures).

Typiquement, les matériaux isolants ont une conductivité de 0 à 2 W/(m.K). Pour notre étude, une valeur de conductivité de k_{iso}= 1.67 W/(m.K) sera utilisée ce qui correspond à un isolant en polyester. La couche d'isolant sera ajoutée au modèle numérique du moule sur les surfaces latérales, sur les surfaces inférieures et supérieures ou sur toutes les surfaces libres dépendamment du cas étudié. L'isolant est modélisé en extrudant le maillage des surfaces libres du moule créant trois couches d'éléments (Figure3-45). L'épaisseur de la couche d'extrusion est fixée à 3 mm pour éviter de modifier le maillage pour chaque cas étudié. Pour des couches d'isolants de 6 mm et 9 mm, une conductivité équivalente d'isolant est calculée. Cette approche est validée dans l'**Annexe E**.

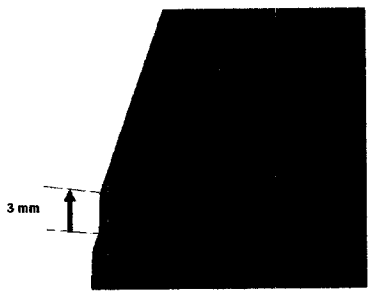


Figure 3-45 : Ajout d'une couche d'isolant sur le modèle

3.4.3.1. Étude de l'épaisseur de l'isolant

Différentes épaisseurs d'isolants sur toutes les surfaces libres du moule sont testées numériquement. Il est intéressant de comparer les différentes configurations en évaluant les pertes de chaleur du moule en W, c'est-à-dire les flux de chaleur sur les surfaces libres. Pour cela, la densité de flux de chaleur en W/m^2 calculée localement sur chaque surface élémentaire de frontière est intégrée sur l'ensemble des surfaces libres. Les pertes de chaleur du moule à l'état stable sont reportées sur la Figure 3-46 pour une température de préchauffage avec un fluide caloporteur injecté à 365 Ket 90 Psi. Clairement, l'augmentation de l'épaisseur diminue les pertes de chaleur : 55 % des pertes de chaleur sont supprimés avec 3 mm d'isolant, 60 % avec 6 mm d'isolant et 65 % avec 9 mm d'isolant. Cependant pour diminuer les pertes de chaleur de plus de la moitié, un minimum de 6 mm est requis pour l'isolant. A partir de cette épaisseur, la réduction des pertes de chaleur s'atténue.

Le Tableau 3-9 résume les écarts maximaux de température dans la préforme pour différentes températures d'injection du fluide caloporteur et pour différentes épaisseurs d'isolant. Les résultats montrent clairement que

- une épaisseur de 3 mm ne diminue que partiellement les non uniformités,
- l'effet de l'isolant en terme de température est similaire pour des couches de 6 et 9 mm.

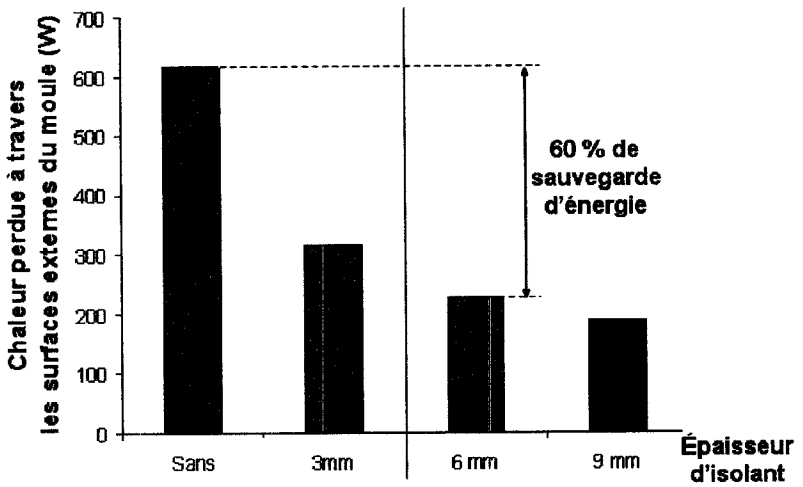


Figure 3-46 : Chaleur perdue (W) sur les frontières du moule en régime permanent pour un chauffage à 365 K

Tableau 3-9 : Non uniformités en température dans la préforme pour différentes températures de préchauffage

Température d'injection du fluide caloporteur	**Différence de température entre le point le plus chaud et le point le plus froid dans la préforme**			
	Sans isolant	**3 mm d'isolant**	**6 mm d'isolant**	**9 mm d'isolant**
365 K	16 K	5 K	1 K	1 K
375 K	19 K	6 K	2 K	1 K
385 K	21 K	6 K	2 K	2 K
395 K	25 K	7 K	3 K	2 K

La suite de l'étude est réalisée avec une épaisseur d'isolant de 6 mm, minimum requis pour sauvegarder sensiblement la chaleur dans le moule.

3.4.3.2. Étude sur la localisation de l'isolant

La distribution en température dans le moule pour **un préchauffage avec un fluide caloporteur injecté à 365 K et à 90 Psi** est résolue pour différentes configurations:

- sans isolants,
- isolant sur les parties latérales du moule,
- isolant sur les parties supérieures et inférieures du moule,
- isolant sur toutes les surfaces libres du moule.

La Figure 3-47 représente la distribution en régime permanent sans isolant. Pour simplifier la représentation, seules les surfaces frontières du moule et la préforme sont affichées et coupées selon le plan de symétrie. Dans la préforme, deux zones partiellement chauffées apparaissent au centre et sur les flancs de la pièce. La différence de température dans la préforme peut aller jusqu'à 16 K.

La Figure 3-48 représente la distribution en régime permanent avec un isolant sur les surfaces inférieures et supérieures du moule. Avec cette configuration, la zone partiellement chauffée au centre de la préforme disparaît mais les températures sur les flancs de la préforme restent avec un écart de 10 à 16 K par rapport au reste de la préforme.

La Figure 3-49 représente la distribution en régime permanent avec un isolant sur les surfaces latérales du moule. Avec cette configuration, la zone partiellement chauffée sur les flancs de la préforme disparaît mais les températures au centre de la pièce restent avec un écart de 10 à 16 K par rapport au reste de la préforme.

La Figure 3-50 représente la distribution en régime permanent avec un isolant sur toutes les surfaces libres du moule. Avec cette configuration, aucune zone partiellement chauffée n'apparaît dans la préforme celle-ci étant uniformément chauffée à 360 K.

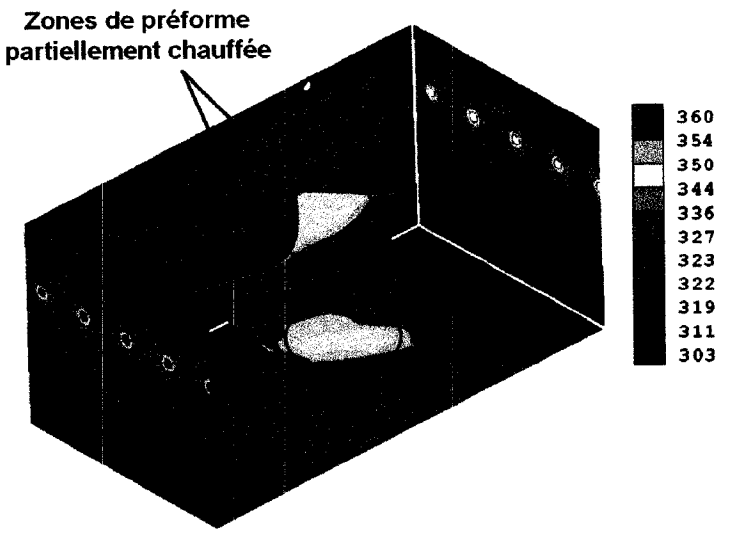


Figure 3-47 : Distribution de température (K) dans le moule non isolé pour un chauffage à 365 K

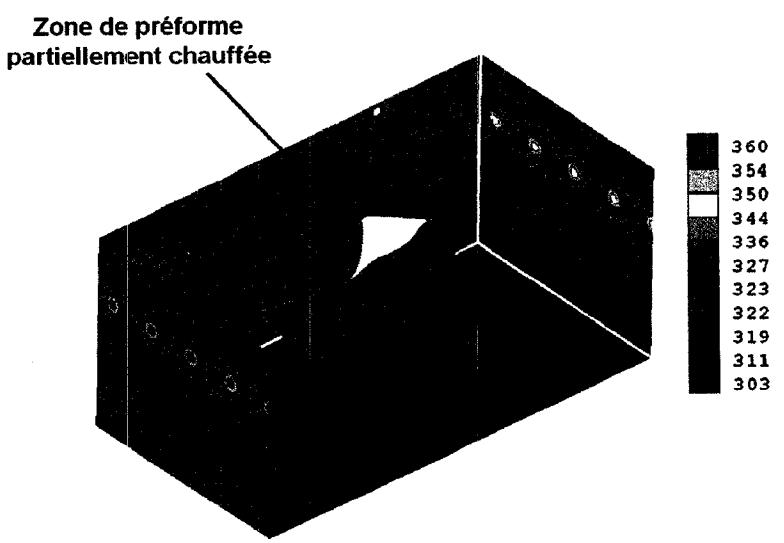


Figure 3-48 : Distribution de température (K) dans le moule isolé sur ses frontières inférieure/supérieure pour un chauffage à 365 K

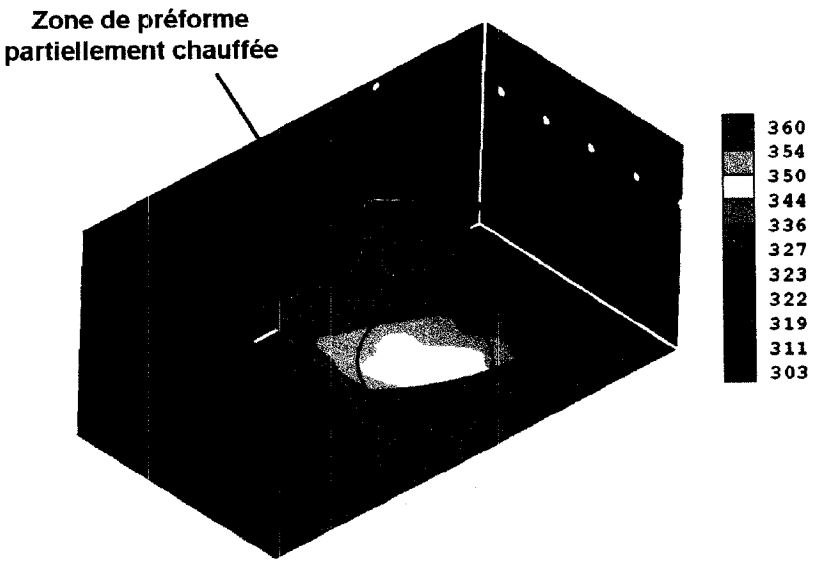


Figure 3-49 : Distribution de température (K) dans le moule isolé sur ses frontières latérales pour un chauffage à 365 K

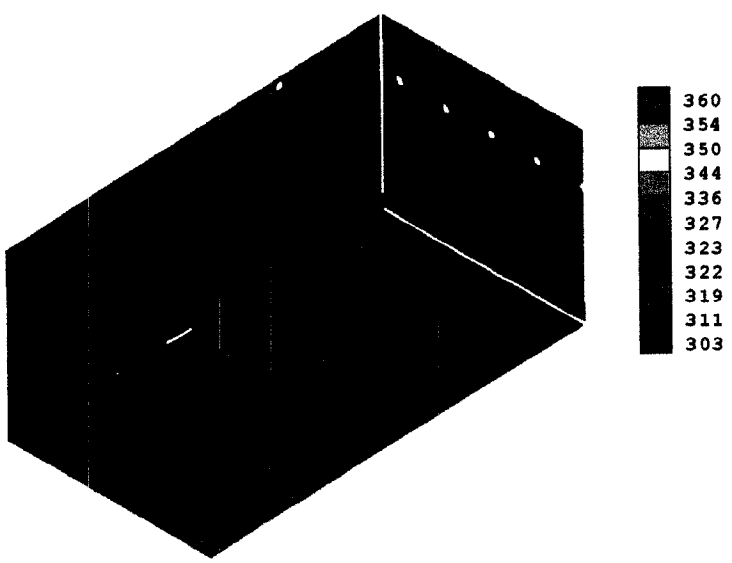
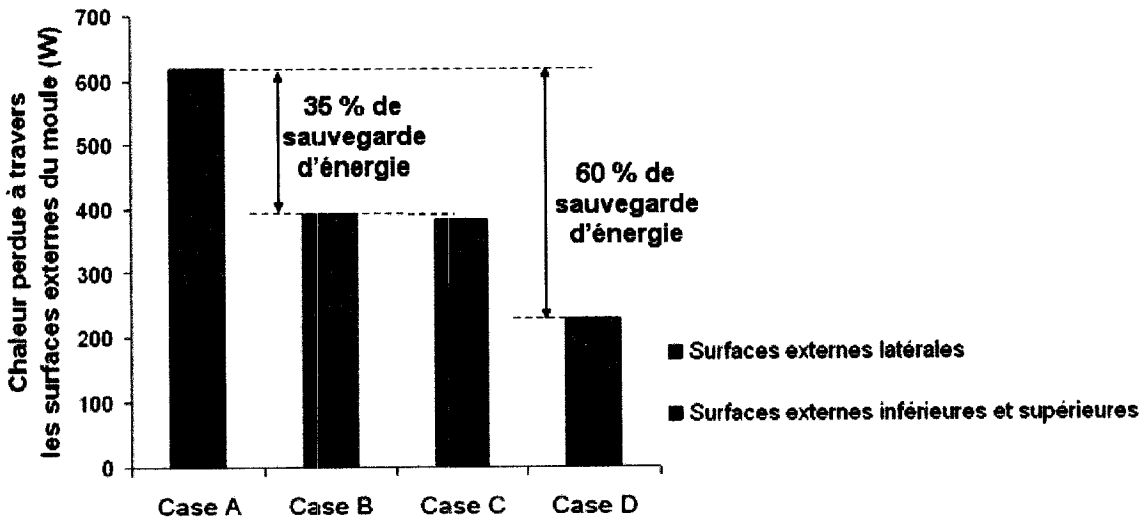


Figure 3-50 : Distribution de température (K) dans le moule isolé sur toutes ses frontières pour un chauffage à 365 K

Pour chaque cas, les pertes de chaleur totales du moule sont reportées sur la Figure 3-51 en distinguant les flux de chaleur sur les parties latérales et sur les parties inférieure/supérieure. Le positionnement d'un isolant soit sur les parties latérales soit sur

les parties inférieure/supérieure (cas B et C) ne diminuent que partiellement les pertes de chaleur du moule engendrées sans la présence d'isolant (diminution de 35%). Seul un isolant sur tout le pourtour du moule (configuration D) diminue significativement les pertes de chaleur (diminution de 60 %).



Cas A	sans isolant
Cas B	avec isolant de 6 mm sur les faces latérales
Cas C	avec isolant de 6 mm sur les parties inférieure et supérieure du moule
Cas D	avec isolant de 6 mm sur les parties inférieures et supérieures du moule

Figure 3-51 : Chaleur perdue (en Watts) sur les frontières du moule en régime permanent pour un chauffage à 365 K

3.4.4. Étude comparative entre différents matériaux pour le moule

De manière à généraliser l'étude, les pertes de chaleur sont évaluées pour la même géométrie de moule, mais en définissant deux autres modèles : un moule entièrement constitué d'acier, un moule entièrement constitué d'aluminium. Les résultats exposés sur la Figure 3-52 représentent les pertes de chaleur en régime permanent pour une

température d'injection du fluide caloporteur de 365 K et une pression d'injection de 90 Psi. En raison de sa grande diffusivité thermique, le moule en aluminium génère des pertes d'énergie importantes (4190 W) par rapport aux pertes de chaleur du moule en acier (950 W) ou du moule en composite (630 W). D'autre part, la présence d'une couche d'isolant ne permet pas d'atténuer cet effet : la différence relative entre chaque type de moule subsiste en ce qui concerne les pertes de chaleur.

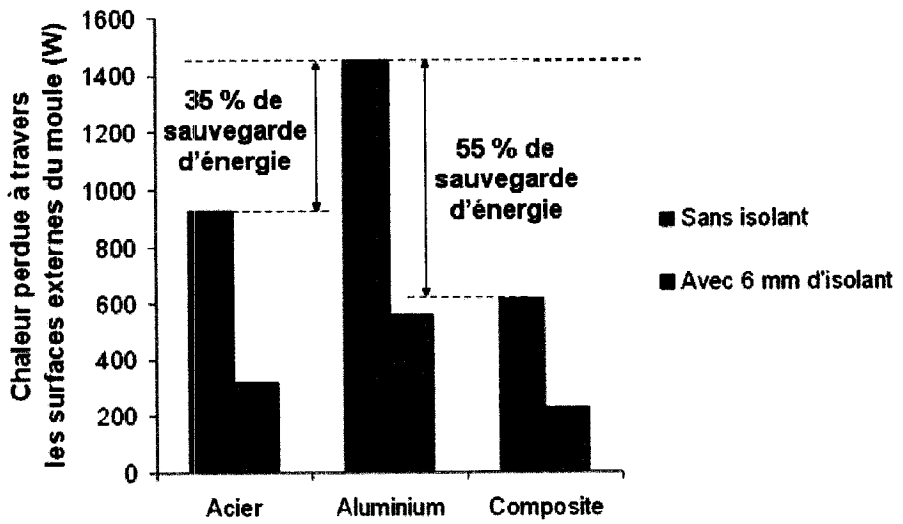


Figure 3-52 : Chaleur perdue (en Watts) sur les frontières du moule en régime permanent pour un chauffage à 365 K

Pour comparer la réponse de chaque type de moule, des calculs en régime transitoire sont effectués pour des modèles avec ou sans isolants. Pour chaque simulation, la température dans l'ensemble du moule est fixée à une valeur initiale de 298 K, la température et la pression d'injection sont fixées respectivement à 365 k et 90 Psi. En implémentant un pas de calcul de 2 s, l'évolution de la température dans le moule est enregistrée. L'intérêt est de déterminer le temps nécessaire pour arriver à un régime permanent. Les résultats de simulation transitoire sont résumés à la Figure 3-53.

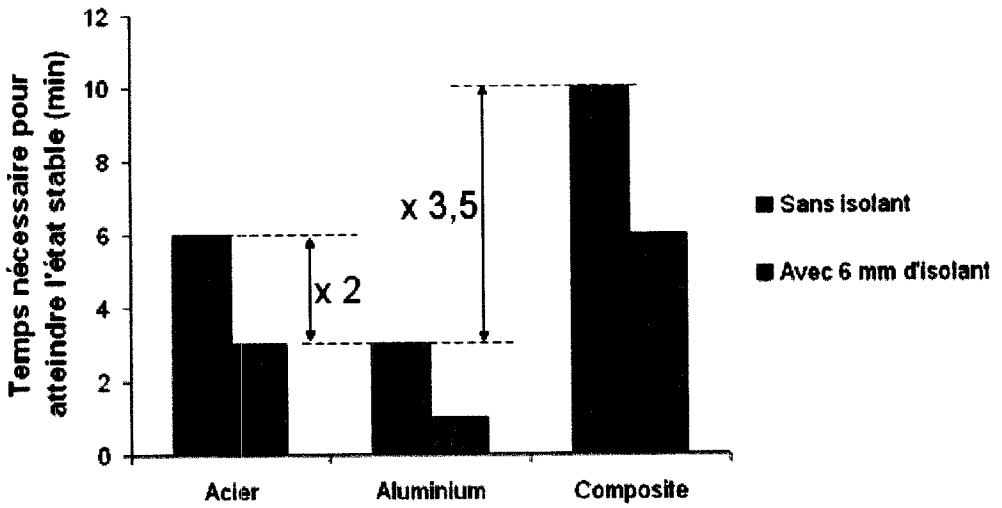


Figure 3-53 : Temps nécessaire pour atteindre le régime permanent pour un chauffage à 365 K

Sans isolant, le temps de réponse d'un moule en aluminium est deux fois inférieur à celui d'un moule en acier et près de quatre fois inférieur à celui d'un moule en composite. L'ajout d'un isolant permet de diminuer sensiblement le temps de réponse pour chaque type de moule. La couche d'isolant permet de réduire par deux le temps de réponse pour un moule en acier et en composite. Elle réduit par trois le temps de réponse pour un moule en aluminium. Cependant, l'isolation ne permet pas d'atténuer la différence de réponse entre les types de moule.

3.4.5. Conclusion

L'étude concernant l'isolation du moule prototype permet de tirer deux principales conclusions.

Premièrement, l'isolation est un moyen efficace d'améliorer le contrôle thermique du procédé. L'étude a prouvé que l'isolation assure une uniformité en température dans la préforme. Cette uniformité est fortement susceptible de réduire les différences d'évolution de part et d'autre de la pièce pendant la phase de polymérisation. Or, dans le paragraphe 3.2 de ce chapitre, il a été démontré que le contrôle classique du procédé par

les paramètres thermiques d'injection ne permet d'agir que partiellement sur l'uniformité du degré de cuisson. Donc, l'isolation d'un moule RTM ou d'injection flexible est un aspect primordial qui doit être abordé avant d'envisager toute stratégie de contrôle en température.

Deuxièmement, du point de vue de la conception, il existe plusieurs choix possibles quant à l'isolation du moule. La couche d'isolant peut être placée sur les surfaces latérales, sur les surfaces inférieure/supérieure ou sur l'ensemble du contour du moule. L'étude a montré que toutes les possibilités augmentent l'uniformité de température dans la préforme et tendent à sauvegarder la chaleur accumulée dans le moule. Les simulations ont démontré que l'isolation opère de façon très efficace pour une couche d'isolant d'au moins 6 mm située sur l'ensemble des surfaces externes du moule.

Cependant, il est très important de noter que l'isolation totale du moule n'est pas vraiment désirable du point de vue de la fabrication. En effet, un moule complètement isolé comporte des désavantages, notamment un temps de refroidissement trop long. Finalement, une conception intéressante du moule serait une isolation partielle qui permet simultanément :

- une meilleure accumulation et distribution de chaleur,
- la prédiction du comportement thermique du moule (de manière à construire une procédure efficace de contrôle en température),
- un temps raisonnable de refroidissement du moule.

Dans le but d'obtenir une vision globale, les résultats de simulation ont été extrapolés pour différents matériaux constitutifs du moule. L'analyse des résultats amène deux discussions.

La première discussion concerne le choix du matériau pour un moule. Les moules en composites sont plus avantageux que les moules métalliques au niveau :

- du coût de leur fabrication,
- du coût énergétique associé à leur utilisation (moins de pertes de chaleur).

Cependant, les moules composites créent des non uniformités en température (voir paragraphe 3.4.3.1) qui peuvent altérer la qualité des pièces produites. De plus, les moules en composite augmentent de manière substantielle le temps de cycle du procédé de par leur plus long temps de réponse. La durée des opérations de préchauffage et de refroidissement est diminuée par l'utilisation de moules en aluminium ou en acier et la cadence de production s'en trouve sensiblement augmentée.

La deuxième discussion porte sur l'isolation. Clairement l'isolation atténue les grandes pertes de chaleur des moules métalliques et les temps nécessaires pour atteindre l'état stable. Cependant, l'isolation ne permet pas d'uniformiser les temps de réponses et les quantités de chaleur perdues pour les différents types de moule.

CHAPITRE 4: DISCUSION GÉNÉRALE

4.1. Injection isotherme

Lors de la conception d'un moule RTM, des logiciels de simulation sont disponibles pour prédire le remplissage de la cavité par la résine. Cependant, l'injection en RTM est difficilement prévisible et l'évolution du front dans la cavité du moule dépend de paramètres très aléatoires tel que les effets de bord ou la taille effective des canaux préférentiels. Ainsi, pour être efficace, l'outil de simulation se doit de définir qualitativement l'impact de ces paramètres sur le déroulement du remplissage. Pour cela, une méthode a été développée dans le chapitre 1 de ce mémoire pour sélectionner une stratégie d'injection adaptée. Cette méthode ne prend pas seulement en compte les critères classiques d'optimisation pour l'injection tels que la minimisation du temps d'injection ou la minimisation du nombre d'évents. Elle prend en considération les différentes options de conception pour le moule ou la pièce et les paramètres de préformage pouvant changer d'une injection à l'autre. La méthode proposée s'appuie sur l'outil de simulation pour établir une analyse qualitative des différents scénarios possibles pour le remplissage. Le but de la méthode n'est pas simplement de définir la stratégie optimale d'injection d'un point de vue purement numérique. L'objectif est de :

- déterminer une stratégie d'injection qui réponde aux critères d'optimisation fixés,
- garantir que cette stratégie est valide aux erreurs de modélisation près,
- garantir que cette stratégie est valide quel que soit la conception finale choisie pour la pièce et le moule.

La méthode proposée a été vérifiée expérimentalement. En effet, après les choix de conception finaux et la fabrication du moule, la pièce prototype ne présente aucune zone sèche. Comme il a été vu dans la première section du chapitre 2, cette approche d'analyse qualitative a également été concluante pour définir la stratégie d'injection du

moule prototype. Même si la simulation n'a pas été en mesure de prédire avec exactitude la position du front réel dans la cavité (voir Figure 3-18), l'étude a permis d'identifier les paramètres critiques lors de l'injection et ainsi de déterminer une stratégie d'injection valide dans l'ensemble de variation de ces paramètres.

4.2. Paramètres thermiques de l'injection flexible

Dans ce mémoire, un modèle a été créé pour étudier l'impact des paramètres de contrôle thermique pour l'injection flexible. Ce modèle représente une coupe transversale du moule sur laquelle sont réalisées des simulations de préchauffage, d'injection et de cuisson. L'analyse des résultats associés à ce modèle numérique a permis d'extraire les conclusions principales suivantes :

- les pertes de chaleur du moule semblent importantes,
- le fluide de compaction tend à uniformiser la distribution de température dans le moule,
- l'évolution du degré de cuisson tend à être plus uniforme dans l'ensemble de la pièce par l'utilisation du fluide de compaction,
- le fluide de compaction permet de diminuer les pics exothermiques mais tend à augmenter le temps de gel.

Cependant, il est importer de noter que les tendances qui ont été dégagées sur le modèle sont valides pour des choix technologiques donnés. Ainsi, la résistance thermique associée à la membrane de compaction a été évaluée en utilisant la conductivité thermique associée à une membrane de silicone. La résistance thermique entre le composite et le moule a été déterminée en représentant la couche de laminé verre/époxy placée à l'interface pièce/moule. L'impact du fluide de compaction sur la température dans le composite serait sensiblement diminuée dans le cas où :

- l'évolution du procédé implique un changement de matériau pour la fabrication de la membrane et le nouveau matériau choisi s'avère moins conductif qu'une membrane de silicone.

- l'injection flexible est réalisée dans un moule métallique sans couche d'interface avec le composite.

4.3. Isolation des moules

Un modèle tridimensionnel du moule prototype a été construit puis implémenté sur un logiciel de calcul permettant de simuler les transferts thermiques dans la phase de préchauffage. Le modèle a mis en lumière des disparités importantes en température dans la préforme à la fin du préchauffage et de déterminer les pertes de chaleur correspondantes. Puis une étude sur l'isolation du moule a été développée. D'après celle-ci, l'isolation partielle du moule (couche d'isolant sur les parties latérales ou sur les parties supérieur/inférieur) n'éradique pas l'ensemble des zones 'plus froides' de la préforme. Ainsi, l'uniformité en température de la préforme n'est garantie que pour une couche d'isolant placée sur l'ensemble des frontières externes du moule. Pour diminuer sensiblement les pertes de chaleur, la couche d'isolant doit être de 6 mm minimum. Cependant, si l'isolation du moule est nécessaire pour diminuer le temps de préchauffage ou les différences d'évolution du degré de cuisson, il n'en n'est pas de même concernant le refroidissement. Dans le cas où la résine est cuite dans le moule à une température plus élevée que 100°C, une étape de refroidissement est nécessaire pour que l'opérateur démoule la pièce de ses mains. Si le moule est très bien isolé, la chaleur résiduelle de cuisson s'échapperait difficilement du moule, augmentant considérablement le temps nécessaire à refroidir le moule. En conclusion, le cas d'un moule isolé à l'excès n'est pas approprié du point de vue de l'ensemble du cycle de fabrication. Le choix optimal pour la stratégie d'isolation doit considérer à la fois le temps de préchauffage, la quantité de chaleur perdue à l'état stable et la possibilité de refroidir le moule en un temps minimum.

CONCLUSION

Dans ce mémoire, une bibliographie sur le procédé RTM a été présentée décrivant notamment les matériaux mis en œuvre, les phénomènes physiques associés et leur modélisation. Lors de cette bibliographie, les outils numériques qui permettent de simuler un tel procédé ont également été introduits. Ensuite, une méthode a été proposée pour déterminer une stratégie d'injection optimale pour la conception d'un moule RTM. La méthode a été appliquée pour choisir la localisation des ports d'injection et d'évent dans un moule RTM prévu pour la fabrication d'un composant aérodynamique d'un hélicoptère. La méthode est divisée en trois étapes (étape de définition, étape de modélisation, étape d'analyse). Elle s'appuie sur un outil numérique pour simuler la phase de remplissage. Les résultats expérimentaux pour ce cas d'application ont validé la méthode proposée. Par la suite, l'étude a été portée sur un moule de laboratoire utilisant la technologie de l'injection flexible. Le travail a permis d'analyser l'impact de trois paramètres de contrôle thermique : la température du fluide caloporteur, la température d'injection de la résine et la température du fluide de compaction. L'analyse a été réalisée sur un modèle en deux dimensions représentant une coupe transversale du moule. Elle a portée sur les trois phases du procédé qui sont le préchauffage, l'injection et la cuisson. Pour finir, un modèle tridimensionnel du moule a été développé pour étudier l'isolation du moule. L'étude a été basée sur la mesure numérique des non uniformités en température et des pertes de chaleur du moule. Elle a permis d'aboutir à une discussion générale concernant l'isolation d'un moule pour différents types de matériaux le constituant.

RÉFÉRENCES

[1] *Supplement to Second Edition Automative Composites: A Design and Manufacturing Guide.* (2006) Ray publishing publication.

[2] *L'Industrie Française Des Matériaux Composites.* (2002) Nodal Consultants pour le compte de Digitip. Ministère de l'Économie des Finances et de l'Industrie de la République Française.

[3] PARNAS (2000). *Liquid Composite Molding.* Hanser Gardner Publications.

[4] SHOJAEI, A., S. R. GHAFFARIAN, ET AL. (2003). Modeling and Simulation Approaches in the Resin Transfer Molding Process: A Review. *Polymer Composites* 24(4): 525-544.

[5] VERREY, J., M. D. WAKEMAN, ET AL. (2006). Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37(1): 9-22.

[6] TROCHU, F., R. GAUVIN, ET AL. (1993). Numerical analysis of the resin transfer molding process by the finite element method. *Advances in Polymer Technology* 12(4): 329-342.

[7] TROCHU, F., E. RUIZ, ET AL. (2006). Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 37(6 SPEC ISS):* 890-902.

[8] GOKCE, A. AND S. G. ADVANI (2004). Simultaneous gate and vent location optimization in liquid composite molding processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 35(12)*: 1419-1432.

[9] SANCHEZ, F., J. A. GARCIA, ET AL. (2006). A process performance index based on gate-distance and incubation time for the optimization of gate locations in liquid composite molding processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 37(6 SPEC ISS)*: 903-912.

[10] DULLIEN F.A.L. (1979). *Porous Media-Fluid Transport and Pore Structure.* Academic Press Inc. New York.

[11] BEAR, J. (1972). *Fluid Dynamic in Porous Media* . New-York: American Elsevier Pub.Co.

[12] SNEIDEGER ,A. (1974) .*The Physics of Flow in Porous Media.* University of Toronto Press.

[13] VERLEY, B., KLITZ, M. et al. (2006). Predicting the permeability of textile reinforcements via a hybrid Navier-Stokes Brinkman solver. *The 8th Internationnal conference on flow processes in composite materials. (FPCM8)*

[14] NGO (2001). Microscale permeability predictions of porous fibrous media. *International journal of heat and mass transfer. 44 (16).* 3135 -3145

[15] DEMARIA C., RUIZ E. AND TROCHU F. (2004), In-plane anisotropic permeability characterization of deformed fabrics by unidirectional injections. Part 1: Experimental results. Part2: Prediction and numerical simulations. *(submitted to Polymer Composites).*

[16] WEITZENBOCK, R. (1999). Radial flow permeability measurement. Part A: theory. *Composites. Part A, Applied science and manufacturing.* 30(6).781 - 796.

[17] HORIE, K., MITA, I. AND KAMBE, H. (1968). Calorimetric investigation of polymerisation reactions. *Journal of Polymer Science. Polymer chemistry Part A.* 6(9): 2663-2676.

[18] BAILLEUL, J. L., G. GUYONVARCH, ET AL. (1996). Identification des propriétés thermiques de composites fibres de verre/résines thermodurcissables: Application a l'optimisation des procédés de moulage. *Revue Générale de Thermique* 35 : 65-77.

[19] HALLEY, P. J. AND M. E. MACKAY (1996). Chermorheology of thermosets - an overview. *Polymer Engineering and Science* 36(5): 593-609.

[20] DARCY H. (1856). *Les Fontaines Publiques de La ville de Dijon : Distribution d'eau et filtrage des eaux.* APPENDICE-Note D. Victor Dalmont

[21] DYBBS, A. ET EDWARDS, R. V. (1984). *New Look at Porous Media Fluid Mechanics- Darcy to Turbulent Flow.* Fondamentals Transport Phenomena in Porous Media. Proceedings of the NATO Advanced study institute on mechanics of fluids in porous media. 199-256

[22] DOERING, C.R. (1995). *Applied Analysis of The Navier-Stokes Equations.* Cambridge Angleterre : Cambridge University Press.

[23] RUUD, C.D. (1997). Liquid Moulding Technology, Resin Transfer Moulding, Structural Reaction Injection Moulding and Related Processing Techniques. *Woodhead Publishing Limited. Society of Automative Engineers*

[24] CHEN, J., D. BACKES, ET AL. (1996). Dynamics of binder displacement in liquid molding. *Polymer Composites* 17(1): 23-33.

[25] LIN, R. J., L. J. LEE, ET AL. (1993). Mold filling and curing analysis liquid composite molding. *Polymer Composites* 14(1): 71-81.

[26] DESSENBERGER, R. B. AND C. L. TUCKER, III (1994). *Thermal dispersion in resin transfer molding*. Chicago, IL, USA, ASME, New York, NY, USA.

[27] WHITAKER, S. (1969) Advances in theory of fluid motion in porous media. *Ind. Eng. Chemistry 61(14)*

[28] SLATTERY J.C. (1969). Single phase flow in porous media. *AIChE.J. 866*

[29] TUCKER, C. L., III (1996). Heat transfer and reaction issues in liquid composite molding. *Polymer Composites* 17(1): 60-72.

[30] LEBRUN, G. AND R. GAUVIN (1995). Heat transfer analysis in a heated mold during the impregnation phase of the resin transfer molding process. *Journal of Materials Processing and Manufacturing Science* 4(2): 81-104.

[31] LEBRUN, G., R. GAUVIN, ET AL. (1996). Experimental investigation of resin temperature during filling and curing in epoxy and nickel shell RTM molds. *Journal of Materials Processing and Manufacturing Science* 5(1): 27-44.

[32] PERRY, M. J., J. XU, ET AL. (1992). Analysis of thermal characteristics of alternative mold materials for resin transfer molding. *SAMPE Quarterly* 23(4): 20-34.

[33] ADVANI, S.G. (1994). *Flow and rheology in polymer composites manufacturing*. Advani, ed., Elsevier, Amsterdam: 233-240.

[34] PAM-RTM, ESI Group, http://www.esi-group.com

[35] LIMS, AMPC Program, http://www.ccm.udel.edu/Research/AMIPCindex.html

[36] C-MOLD, Moldflow, http://www.moldflow.com

[37] QUICK-FORM, ESI Group, http://www.esi-group.com

[38] PAM-FORM, ESI Group, http://www.esi-group.com

[39] FIBERSIM, Vistagy, http://www.vistagy.com

[40] FLUENT 6.1.22 , http://www.fluent.com

[41] YOO, Y.-E. AND W. I. LEE (1996). Numerical simulation of the resin transfer mold filling process using the boundary element method. *Polymer Composites* 17(3): 368-374.

[42] TROCHU, F. AND R. GAUVIN (1992). Limitations of a boundary-fitted finite difference method for the simulation of the resin transfer molding process. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 11(7): 772-786.

[43] MARTINEZ, M. A., E. CUETO, ET AL. (2003). Natural element meshless simulation of flows involving short fiber suspensions. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 115(1): 51-78.

[44] MOHAN, R. V., N. D. NGO, ET AL. (1999). On a pure finite-element-based methodology for resin transfer mold filling simulations. *Polymer Engineering and Science* 39(1): 26-43.

[45] VOLLER, V. R., S. PENG, ET AL. (1994). Numerical approaches for modeling filling in polymer molding processes. *Materials Processing in the Computer Age, Minerals, Metals & Materials Soc* (TMS): 293.

[46] BRUSCHKE, M.V., R. AND ADVANI, S.G.. (1989). A finite element control volume simulation of resin transfer molding. *Proceedings of the American society for composites, fourth technical conference, Lancaster, PA: Technomic Publishing Co., Inc.*

[47] TROCHU, F., R. GAUVIN, ET AL. (1992). Simulation of mold filling in resin transfer molding by non-conforming finite elements. *Newark, DE, USA, Publ by Computational Mechanics Publ, Southampton, Engl.*

[48] BOHR, E. (2000). *Étude des Échanges Thermiques dans la Fabrication des Composites par Injection sur Renfort.* Mémoire de Maîtrise en Sciences Appliquées. Dép. Génie mécanique. Ecole Polytechnique de Montreal

[49] AUDET, M. (1996). *Simulation Numérique Tridimensionnelle du Transfert de Chaleur dans les Moules d'Injection pour Matériaux Composites.* Mémoire de Maîtrise en Sciences Appliquées. Dép. Génie mécanique. Ecole Polytechnique de Montreal

[50] Catia V5, Dassault Systèmes, http://www.3ds.com

[51] YOUNG, W.-B. AND C.-L. LAI (1997). Analysis of the edge effect in resin transfer molding. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing* 28(9-10): 817-822.

[52] FONG, L. AND LEE, J.L. (1994). Performing analysis of thermoformable fiber mats- performing effects on mold filling. *Journal of reinforced plastics and composites*. 13. 637-663.

[53] HAMMAMI, A., R. GAUVIN, ET AL. (1998). Modeling the edge effect in liquid composites molding. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing* 29(5-6): 603-609.

[54] LIM, T-C. AND RAMAKRISHNA (2002), S. Modelling of composite sheet forming: a review . *Composites- Part A: Applied science and Manufacturing*, v.33, 4, 515-537.

[55] BRIONES, L. (2005). *Injection Flexible dans un Moule Isotherme: Conception et Analyse d'un Nouveau Procédé de Fabrication de Composites*. Mémoire de Maîtrise en Sciences Appliquées. Dép. Génie mécanique. École Polytechnique de Montreal

[56] MALLICK, P.K. (1993). *Fiber Reinforced Composites. Second edition*. Marcel Dekker Inc., New York

[57] KAVIANY (1995). *Principles of Heat Transfer in Porous Media*. New York: Springer

[58] KAMAL, M.R. (1974) *Thermoset Characterization for Moldability Analyis.* 14(3). 231-239

[59] SALGON, J. J., F. ROBBE-VALLOIRE, ET AL. (1997). Mechanical and geometrical approach to thermal contact resistance. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 40(5): 1121-1129.

[60] DING, Y., W. K. CHIU, ET AL. (1999). Numerical investigation on thermal response of oil-heated tool for manufacture of composite products. *Composite Structures* 47(1): 491-495.

[61] CUNNINGHAM, J. E., P. F. MONOGHAN, ET AL. (1997). Modelling of pre-heating of flat panels prior to press forming. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing* 28(1): 17-24.

[62] DING, Y., W. K. CHIU, ET AL. (2001). Modelling of thermal response of oil-heated tools due to different flow rates for the manufacture of composite structures. *Composite Structures* 54(4): 477-488.

[63] BIRD (2005). *Transport Phenomena.* Second Edition. John Wiley ans Sons, Inc.

[64] SIMACEK, P. AND S. G. ADVANI (2001). An analytic solution for the emperature distribution in flow through porous media in narrow gaps: I - Linear injection. *Heat and Mass Transfer/Waerme- und Stoffuebertragung* 38(1-2): 25-33.

[65] SIMACEK, P. AND S. G. ADVANI (2002). An analytic solution for the temperature distribution in flow through porous media in narrow gap. II. Radial

injection. *Heat and Mass Transfer/Waerme- und Stoffuebertragung* 38(6): 497-505.

[66] RUIZ, E. (2004). *De la Caractérisation des Matériaux et Simulation des Procédés à l'Optimisation de la Fabrication des Composites par Injection sur Renfort*. Mémoire de Maîtrise en Sciences Appliquées. Dép. Génie mécanique. Ecole Polytechnique de Montreal

[67] BOGETTI T. ET GILLEPSIE (1992). Produced-induced stress and deformation in thick-sectionned thermoset composite laminate. *Journal of Composite Material*. 26(5): 626-660.

[68] GAMBIT , http://www.fluent.com

[69] PATHANKAR (1980). *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Series in computational methods in mechanics and thermal sciences. Taylors and Francis Publication, 1980.

ANNEXE A : Solutions analytiques des équations de transfert de chaleur pour des injections unidirectionnelles et une température constante à la paroi

Régime transitoire avec faible nombre de Graetz (G_z << 1)

L'hypothèse d'un faible nombre de Greatz implique que la convection dans la direction du flux de résine n'est pas significative par rapport à la conduction dans l'épaisseur. Dans ce cas, l'équation (15) (voir paragraphe 1.4.2) peut être réécrite comme suit:

$$\frac{\partial T^*}{\partial t^*} = \xi.k^*_{zz}\frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{2*}} \tag{38}$$

En introduisant $\alpha^* = \xi.k^*_{zz}$, cette équation prend la forme classique de la conduction en régime transitoire. De manière à résoudre cette équation, deux considérations sont faites :

l'injection est réalisée dans une cavité dont la hauteur est comprise entre les coordonnées $z^* = -1/2$ et $z^* = 1/2$ ($z = -H/2$ et $z = +H/2$)

les parois du moule restent à température constante soit T_w avec une température initiale de la cavité à T_0.

Une température adimensionnelle est alors définie :

$$T^* = \frac{T - T_w}{T_w - T_0} \tag{39}$$

Sous ces différentes hypothèses et considérations, la solution de l'équation (38) est donnée par:

$$T^* = 1 - \sum_{n=0}^{\infty}[\frac{(-1)^n}{(n+1).\pi}\exp(-(n+1/2)^2.\pi^2.\xi.k^*_{zz}.t^*).\cos(n+1/2)\pi.z^*] \tag{40}$$

Cette solution correspond au cas où la vitesse de résine est si faible qu'elle n'influence pas la température. La température atteint très rapidement la température du moule excepté au voisinage du port d'injection.

Régime transitoire avec nombre de Graetz élevé ($G_z >> 1$)

Pour un nombre de Graetz élevé, la vitesse d'imprégnation est si rapide que la conduction dans l'épaisseur peut être négligée. La convection dans la direction du flux de résine prédomine, et l'équation (15) (voir paragraphe 1.4.2) est reformulée de la manière suivante :

$$\rho.c_p.\frac{\partial T}{\partial t} + \rho_r.c_{pr}.v_x.\frac{\partial T}{\partial x} = 0 \tag{41}$$

L'équation (41) est une équation d'onde caractérisée par une vitesse :

$$V_{wave} = \frac{\rho_r.c_{pr}}{\rho.c_p} \tag{42}$$

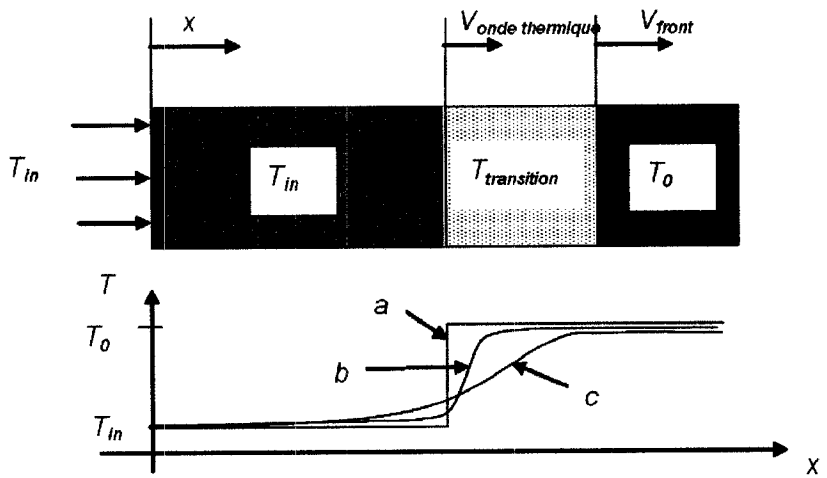
Pour résoudre cette équation deux conditions frontière en terme de température sont nécessaires, T_i définissant la température au port d'injection et T_0 définissant la température au front de résine qui correspond à la température initiale de la préforme. Dans ce cas, la distribution de température dans le milieu imprégné peut être définie par :

$$\frac{T - T_i}{T_f - T_i} = u_s(x - V_{wave}\ t) \tag{43}$$

où u_s représente la fonction de Heaviside.

Cette solution correspond au cas où la vitesse d'injection est si rapide que la température du milieu imprégné correspond à la température d'injection de la résine excepté au voisinage du front T_i où la température augmente rapidement jusqu'à atteindre la

température de la préforme T_0. Cependant la fonction de Heaviside est inacceptable physiquement et l'introduction d'une conduction dans le sens du flux (Figure A-1) donne plus de sens à la distribution de température décrite par (43). En effet, suivant la direction du flux de résine, il est possible de définir une zone de transition où la résine augmente rapidement mais continuellement de T_i à T_0 (voir Figure A-1).



a) pas de conduction dans le sens du flux; b) faible conduction dans le sens du flux; c) haute conduction dans le sens du flux

Figure A1-0-1 : Distribution de température dans la cavité en régime transitoire avec un nombre de Graetz élevé

Régime stationnaire

Dans le cas stationnaire, le terme de dérivée temporelle disparaît de l'équation (15) (voir paragraphe 1.4.2) qui devient :

$$\frac{\partial T^*}{\partial x^*} = \frac{k^*_{zz}}{G_z}\frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{2*}} \tag{44}$$

Simacek and Advani [64, 65] ont résolu cette équation cherchant une solution définie par la somme d'une solution particulière $\tau(z^*)$ et d'une solution homogène $\theta(t, x^*, z^*)$.

Cependant une approximation de l'équation (44) existe en introduisant la fonction d'erreur de Gauss [29] et s'écrit:

$$erf(\eta) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} . \int_0^{\eta} e^{-\zeta^2} . d\zeta \tag{45}$$

En imposant une température constante T_w à la paroi et une température d'injection T_i , la température adimensionnelle du milieu imprégné est introduite :

$$T^* = \frac{T - T_i}{T_w - T_i} \tag{46}$$

La distribution de la température adimensionnelle du milieu imprégné est donc finalement donné par :

$$T^* = 1 - erf\left(\frac{(1 - |z^*|)}{2.\sqrt{(\frac{k^*_{zz}}{G_Z} . x^*)}}\right) \tag{47}$$

Une représentation schématique de cette solution est décrite sur la Figure A1-2 :

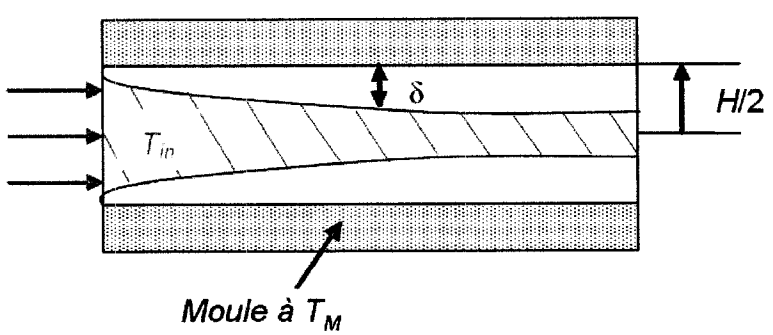


Figure A1-0-2 : Distribution de température dans la cavité en régime stationnaire

Cette solution correspond au cas où la convection dans la direction du flux de résine et la conduction à travers l'épaisseur agissent ensembles créant une couche limite δ dont la hauteur évolue de la manière suivante :

$$\delta = 4.\sqrt{\frac{k^*_{zz}.x^*}{G_z}} \tag{48}$$

Ainsi la solution (47) est influencée par le nombre de Graetz. Si le nombre de Greatz est élevé (G_z>>1), la couche limite est beaucoup plus mince que l'épaisseur de la cavité. A des nombres de Graetz intermédiaires (G_z=1), les deux couches limites provenant de la cavité supérieure et inférieure se rejoignent avant la fin de la cavité. À de faibles nombre de Graetz(G_z<<1), la couche limite atteint très rapidement la moitié de la cavité et la température dans le milieu imprégné est égale à la température aux parois dans presque toute la cavité.

ANNEXE B : Mesures de perméabilité pour une séquence d'empilement de tissus "satin" en fibres de carbone

Nom du test	***Direction_0°_Mesure_1***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	361,87	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,43	%
Porosity	46,57	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	193	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**2,54E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**3,24E-10**	m^2

Nom du test	***Direction_0°_Mesure_1***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	361,87	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,43	%
Porosity	46,57	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	193	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**2,54E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**3,24E-10**	m^2

Nom du test	***Direction_0°_Mesure_3***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	364,4	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,81	%
Porosity	46,19	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	196	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**2,421E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**3,214E-10**	m^2

Nom du test	***Direction_45°_Mesure_1***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	364,4	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,16	%
Porosity	46,84	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	172	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**2,85E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**3,55E-10**	m^2

Nom du test	***Direction_45°_Mesure_2***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	360,4	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,22	%
Porosity	46,78	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	174	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**2,78E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**3,48E-10**	m^2

Nom du test	***Direction_90°_Mesure_1***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	360,04	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,76	%
Porosity	46,24	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	172	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**3,10E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**4,10E-10**	m^2

Nom du test	***Direction_90°_Mesure_2***	
Date	2007-02-22	
Site	École Polytechnique de Montréal	
Paramètres du renfort:		
Nom	AS4-6K-5HS	
Manufacturier	CYTEC	
Type	Satin / Fibre de carbone	
Orientation	0° /45°/45°/45°/45°/0°	
Masse volumique	1,790E+06	gr/m^3
Masse surfacique	363,37	gr/m^2
Nombres de plis	6	
Épaisseurs	2,27	mm
Taux volumique de fibres	53,66	%
Porosity	46,34	%
Paramètres du fluide		
Fluide	Silicone Oil	
Viscosité	0,1	Pa.s
Paramètres d'injection:		
Pression d'injection	1	bar
Longueur d'injeciton	400	mm
Temps de remplissage	180	sec
Vacuum	0	bar
Résultats:		
Perméabilité mesurée:	**2,96E-10**	m^2
Perméabilité extrapolée à 51 %:	**3,91E-10**	m^2

Dérivation de l'ellipse de perméabilité par le modèle Démaria et *al.* [15]

$$\begin{cases} K_1 = 4.10^{-10}\ m^2 \\ K_2 = 3{,}22.10^{-10}\ m^2 \\ \beta = 94° \end{cases}$$

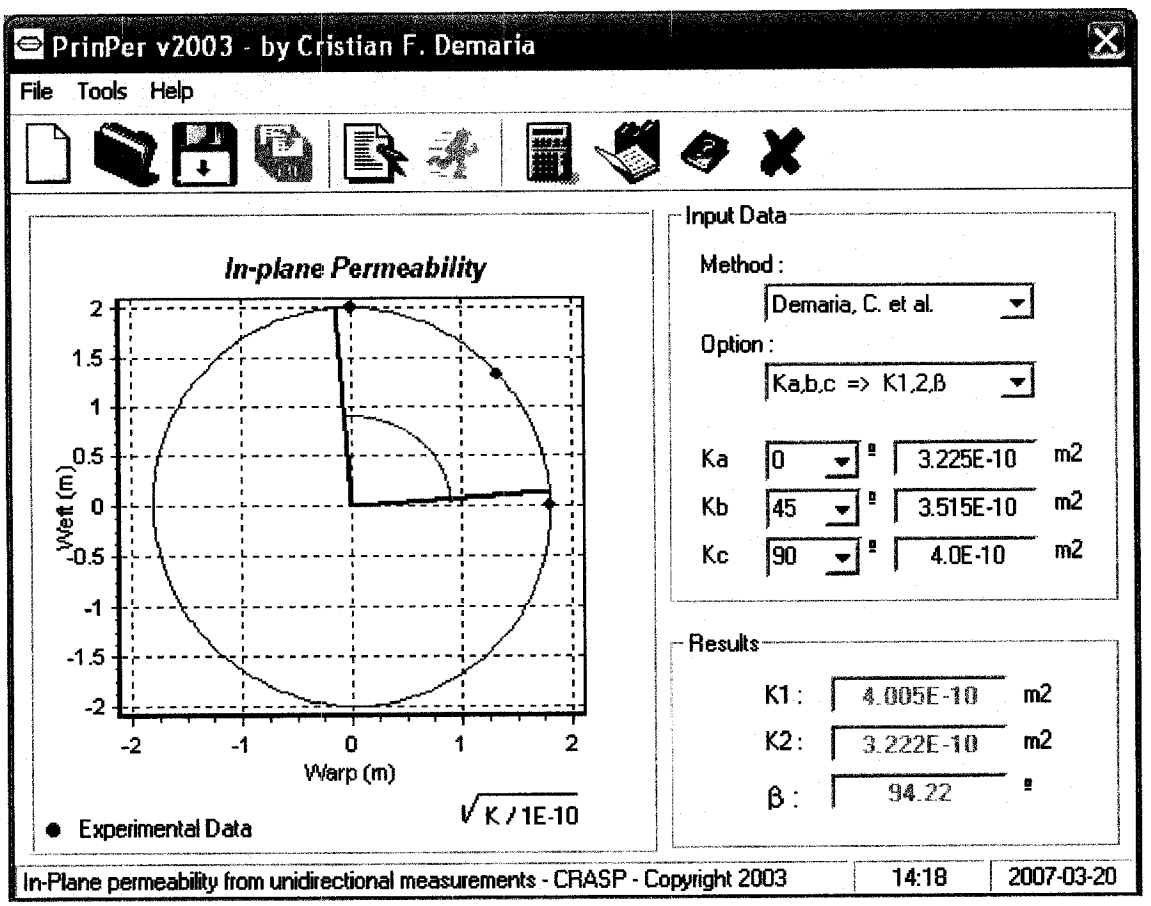


Figure C-1 : Dérivation de l'ellipse de perméabilité

ANNEXE C : Calcul des propriétés des matériaux pour le moule prototype

Conductivité

Le moule est composé de trois matériaux : l'époxy aluminium, l'époxy béton et la ceinture d'acier. La conductivité de la ceinture d'aluminium est de $k_{acier} = 46$ W/ (m.K) (valeur pour un acier standard). Pour déterminer la conductivité des matériaux de coulée, il est nécessaire de connaitre la fraction volumique et la conductivité de chaque constituant. Ces propriétés sont résumées dans le tableau suivant :

Tableau C-0-1 : Densités, conductivités et fractions volumiques des constituants du moule

Matériaux	Phase	Densité (kg/m^3)	Conductivité (W/m.K)	Fraction volumique
Epoxy béton	Époxy	1300	1.3	0.4
	Sable	3000	0.15	0.5
	Aluminium	2550	167	0.1
Epoxy aluminium	Epoxy	1300	1.3	0.8
	Aluminium	2550	167	0.2

La loi des mélanges donne une conductivité de $k_{epoxy-alu} = 34$W/(m.K) pour l'époxy aluminium et $k_{epoxy-concrete} = 17$ W/(m.K) pour l'époxy béton.

Capacité calorifique massique

Une chaleur spécifique standard est prise pour l'aluminium $c_{steel-belt} = 450$ J/(kg.K). La chaleur spécifique standard pour l'époxy aluminium $c_{epoxy-alu}$ et l'époxy béton $c_{epoxy-concrete}$ sont calculés à partir de la fraction massique des différentes phases. Les chaleurs spécifiques s'expriment alors comme suit :

$$c_{epoxy-alu} = w_{epoxy}.c_{epoxy} + w_{alu}.c_{alu} \tag{49}$$

$$c_{epoxy-concrete} = w_{epoxy}.c_{epoxy} + w_{alu}.c_{alu} + w_{sand}.c_{sand} \tag{50}$$

où w_{epoxy}, w_{alu} et w_{sand} sont les fractions massiques de l'époxy, aluminium et du sable respectivement alors que c_{epoxy}, c_{alu} and c_{sand} représentent les capacités calorifiques de l'époxy, de l'aluminium et du sable. En utilisant les valeurs présentées dans le tableau suivant, les équations donnent $c_{epoxy-alu}$ = 992.5 J/(kg.K) et $c_{epoxy-concrete}$ = 1100 J/(kg.K).

Tableau C-2 : Chaleurs spécifiques et fractions massiques des constituants du moule

Matériaux	Phases	Chaleur spécifique (J/kg.K)	Fraction massique
Époxy béton	Époxy	1400	0.25
	Sable	835	0.5
	Aluminium	900	0.25
Époxy aluminium	Époxy	1400	0.4
	Aluminium	900	0.6

ANNEXE D : Algorithmes de résolutions et méthodes d'interpolation utilisés par Fluent

Fluent est une code puissant de CFD (Computational Fluid Dynamics) basé sur la Méthode des Volumes Finis et capable de coupler écoulement de fluide, convection de chaleur dans les tuyaux caloporteurs avec la conduction transitoire dans le moule. Les concepts de base de la méthode des Volumes Finis sont présentés en une dimension sur le schéma de la Figure D-1. Un volume de contrôle est considéré autour de chaque noeud "P" du maillage et s'étend jusqu'à la moitié de la distance qui sépare "P" de ses voisins est "E" et ouest "W".

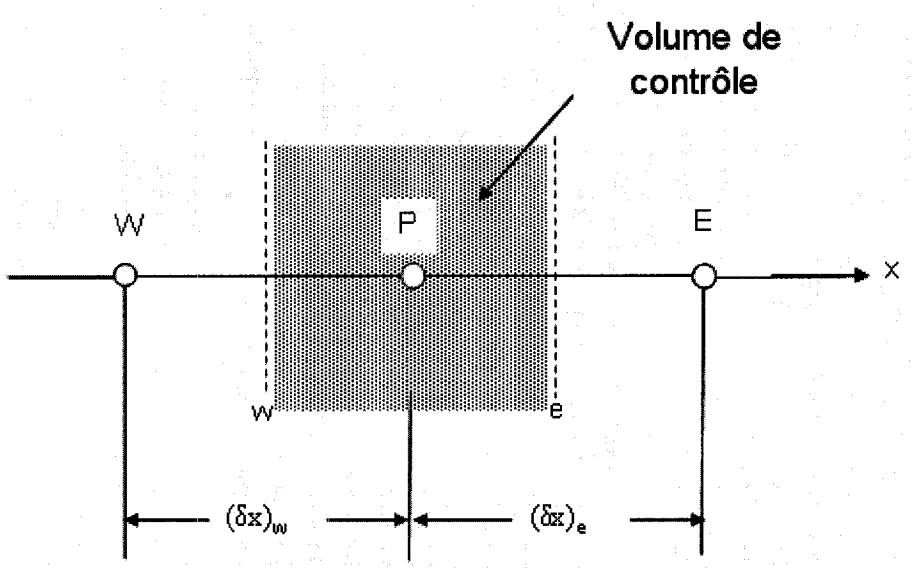


Figure D-1 : Volume de contrôle dans un problème en une dimension

Schémas de discrétisation

Dans chaque volume de contrôle, le bilan de quantité de mouvement, le bilan de chaleur et l'équation de continuité doivent être vérifiés. La formulation discrète du bilan de la quantité de mouvement, du bilan de chaleur et de l'équation de continuité peut être complétée suivant différents schémas. L'un des principaux problèmes est le traitement des frontières de chaque volume de contrôle lorsque les équations sont dérivées. Dans le cas de la dérivation des termes de convection et de diffusion, une mauvaise formulation des températures aux frontières T_w et T_e peut induire des inconsistances physiques pour la température T_P au centre du volume de contrôle. Dans le but de résoudre la convection dans les tubes caloporteurs, le schema *"Upwind"* est choisi. En se référant au cas unidimensionnel (Figure D-1), ce schéma suppose que la valeur en température à l'interface de deux volumes de contrôle est égale à la température du volume situé en amont de l'interface (du point de vue de l'écoulement du fluide). Ceci s'écrit comme suit :

- $T_e = T_P$ si l'écoulement est de fluide est dans le sens x,
- $T_e = T_E$ si l'écoulement est de fluide est dans le sens inverse à x.

Le schéma *"Upwind"* est reconnu pour être stable et consistant avec le sens physique de la convection.

Algorithme de résolution du problème couplé pression/vitesse

Dans les simulations réalisés avec Fluent, l'écoulement est résolu en utilisant la méthode SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure Linked) décrite par Patankar [69]. L'algorithme comporte les étapes suivantes :

- Étape 1 : Supposition du champ de pression p^*,
- Étape 2 : Résolution du bilan de quantité de mouvement pour obtenir le champ de vitesse dans les trois directions de l'espace (u^*, v^* and w^*),
- Étape 3 : Calcul du champ de pression p' à partir de l'équation de continuité.
- Étape4 : Corriger la pression p en ajoutant p' à p^*.

- Étape 5 : Résoudre le bilan de quantité de mouvement à partir du champ de pression corrigée et trouver le champ de vitesse dans les trois directions.

Ensuite la pression corrigée p agit comme une nouvelle supposition et l'algorithme retourne à l'étape 1. L'algorithme est répété jusqu'à atteinte du degré de convergence désiré pour la pression et la vitesse.

Un modèle k-epsilon est défini pour simuler l'écoulement turbulent dans les tubes caloporteurs. La viscosité turbulente, l'équation de transport pour l'énergie cinétique (k) et la dissipation d'énergie (epsilon) sont résolues avec des coefficients standard de coefficient.

Facteurs de relaxation

En raison des non linéarités, les algorithmes itèrent de manière à converger vers une solution donnée. Le processus d'itération peut être relaxé si nécessaire pour contrôler la correction des champs scalaires et vectoriels. Par exemple, dans l'algorithme SIMPLE décrit plus haut, la pression peut être corrigée à chaque itération de la manière suivante :

$$p = p^* + \alpha_p p' \tag{51}$$

où α_p est le facteur de relaxation. Les facteurs de relaxation sont nécessaires pour stabiliser l'algorithme, pour assurer la convergence et la consistance des résultats. Les facteurs de relaxation pour les résultats obtenus avec Fluent (Tableau D-1) sont choisis de tel sorte que tous les champs résolus convergent en un minimum de temps de calcul :

Tableau D-1 : Facteurs de relaxation utilisés pour la résolution

Champ	Facteur de relaxation
Pression	0.3
Quantité de mouvement	0.7
Énergie	1

ANNEXE E : Conductivité équivalente en fonction de l'épaisseur de l'isolant

L'approche utilisée pour les études d'isolation consiste ainsi à calculer une conductivité équivalente pour prendre en compte le changement d'épaisseur de l'isolant sans changer le maillage. La présente Annexe justifie cette approche et en précise le domaine de validation.

Considérons la loi de conduction de Fourier en une dimension. Le flux de chaleur généré par un gradient donné est exprimé par :

$$Q = -k\frac{\Delta T}{e} \tag{48}$$

où ΔT représente la différence de température, e est l'épaisseur du matériau conducteur et k sa conductivité thermique. L'équation (48) peut être réarrangée sous la forme :

$$Q = -\left(\frac{k}{e}\right)\Delta T \tag{49}$$

Différents tests sont réalisés sur une pièce rectangulaire recouverte d'une couche d'isolante e et de conductivité k. La pièce a la même taille caractéristique que le moule prototype étudié. En gardant le maillage fixe, la conductivité de l'isolant k est variée en même temps que l'épaisseur désirée de la couche isolante selon le rapport $\frac{k}{e}$. La densité de flux s'échappant du système étudié est tracée sur la Figure E-1 en fonction de l'épaisseur de l'isolant. Les résultats montrent que pour une épaisseur faible (inférieure à 5 cm), les résultats sont les mêmes que si le maillage avait été modifié pour garder la densité de flux constante. L'approche développée est donc valide pour une épaisseur d'isolant allant jusqu'à 5 cm (Zone 1 sur la Figure E-1)

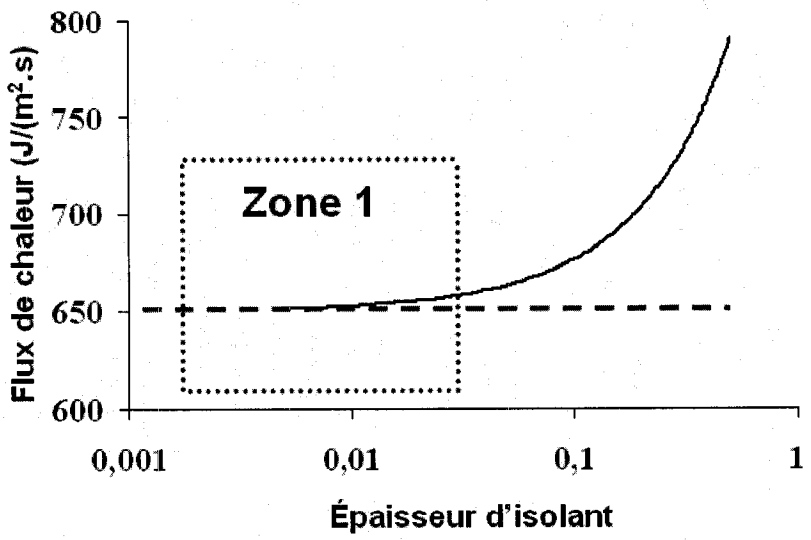


Figure E-1 : Domaine de validité pour l'équivalence de la conductivité thermique et de l'épaisseur d'isolant