



HAL
open science

Modélisation du couplage hydromécanique lors de la mise en oeuvre des composites par infusion

Raounak Loudad

► **To cite this version:**

Raounak Loudad. Modélisation du couplage hydromécanique lors de la mise en oeuvre des composites par infusion. Matériaux. Université du Havre, 2016. Français. NNT : 2016LEHA0011 . tel-01500102

HAL Id: tel-01500102

<https://theses.hal.science/tel-01500102>

Submitted on 2 Apr 2017

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Normandie Université

THESE

Pour obtenir le diplôme de doctorat

**Discipline : Mécanique
Spécialité : Matériaux Composites**

Préparée au sein de l'Université du Havre

**MODELISATION DU COUPLAGE HYDROMECHANIQUE LORS DE LA
MISE EN ŒUVRE DES COMPOSITES PAR INFUSION**

**Présentée et soutenue par
M. Raounak LOUDAD**

**Thèse soutenue publiquement le 19 janvier 2016
devant le jury composé de**

| | | |
|------------------------|---|--------------------|
| M. Philippe BOISSE | Professeur, INSA de Lyon | Président |
| M. Christophe BINETRUY | Professeur, Ecole Centrale de Nantes | Rapporteur |
| M. Moussa KARAMA | Professeur, ENIT Tarbes | Rapporteur |
| M. Joël BREARD | Professeur, Université du Havre | Examineur |
| M. Abdellatif IMAD | Professeur, Polytech'Lille | Examineur |
| M. Pierre BEAUCHÊNE | Ingénieur de Recherche, Docteur, ONERA | Examineur |
| M. Abdelghani SAOUAB | Professeur, Université du Havre | Directeur de thèse |
| M. Bertrand DESJOYEUX | Ingénieur, Expert procédés, SAFRAN Aircelle | Invité |

Thèse dirigée par M. Abdelghani SAOUAB, laboratoire LOMC



Sommaire

| | |
|--|-----------|
| Liste des tableaux | iv |
| Table des figures | v |
| Remerciements | xiii |
| Introduction générale..... | 1 |
| Structure du manuscrit | 5 |
| 1 Introduction aux matériaux composites et à leur mise en œuvre..... | 7 |
| 1.1 Matériaux composites..... | 8 |
| 1.1.1 Présentation générale..... | 8 |
| 1.1.2 Particularités des composites | 9 |
| 1.1.3 Composants | 11 |
| 1.2 Procédés de mise en œuvre..... | 17 |
| 1.3 Etapes et phénomènes physiques du procédé d'infusion..... | 20 |
| 1.3.1 Drapage | 21 |
| 1.3.2 Cycles de pré-compaction..... | 22 |
| 1.3.3 Remplissage | 22 |
| 1.3.4 Post remplissage | 24 |
| 1.3.5 Cuisson et démoulage..... | 24 |
| 1.3.6 Caractéristiques et défauts de la pièce produite | 25 |
| 1.4 Conclusion du chapitre | 26 |
| 2 Ecoulement en milieu fibreux déformable : notions physiques et état de l'art..... | 27 |
| 2.1 Milieu poreux | 28 |
| 2.1.1 Définition | 28 |
| 2.1.2 Porosité..... | 28 |
| 2.1.3 Echelle de pores | 29 |
| 2.1.4 Echelle d'étude | 30 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 2.1.5 | Volume Elémentaire Représentatif (VER)..... | 30 |
| 2.2 | Modélisation de l'écoulement | 31 |
| 2.2.1 | Conservation de la masse dans un VER déformable..... | 31 |
| 2.2.2 | Lois constitutives..... | 34 |
| 2.2.3 | Modèles de perméabilité | 41 |
| 2.3 | Relation d'équilibre | 49 |
| 2.3.1 | Loi de Terzaghi | 49 |
| 2.3.2 | Loi de Biot..... | 50 |
| 2.3.3 | Compressibilité 1D..... | 51 |
| 2.4 | Compressibilité du renfort | 53 |
| 2.4.1 | Modèles micromécaniques | 56 |
| 2.4.2 | Modèles empiriques | 57 |
| 2.5 | Couplage hydromécanique | 58 |
| 2.6 | Conclusion du chapitre | 60 |
| 3 | Méthodes numériques de résolution du couplage hydromécanique | 61 |
| 3.1 | Etat de l'art | 62 |
| 3.2 | Eléments Finis avec Volumes de Contrôles (CVFEM)..... | 67 |
| 3.2.1 | Méthode Volume Of Fluid (VOF) | 68 |
| 3.2.2 | Stratégie de modélisation : méthode multicouche..... | 69 |
| 3.2.3 | Discretisation d'éléments 2D triangulaires | 70 |
| 3.2.4 | Elément 1D transverse | 72 |
| 3.2.5 | Méthode FINE..... | 73 |
| 3.3 | Confrontation avec des résultats analytiques et numériques | 74 |
| 3.3.1 | RTM 1D | 74 |
| 3.3.2 | RTM 2D | 76 |
| 3.3.3 | RTM multicouche | 79 |
| 3.3.4 | VARI 1D | 82 |
| 3.4 | Conclusion du chapitre | 86 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 4 | Mesures expérimentales : caractérisations et infusion | 87 |
| 4.1 | Identification des lois de comportements | 88 |
| 4.1.1 | Compressibilité..... | 88 |
| 4.1.2 | Perméabilité..... | 95 |
| 4.2 | Enregistrement de l'infusion | 102 |
| 4.2.1 | Séréocorrélation d'image | 102 |
| 4.2.2 | Suivi de front par caméra | 105 |
| 4.2.3 | Précautions | 105 |
| 4.3 | Conclusions du chapitre..... | 106 |
| 5 | Validation expérimentale du Modèle et Applications..... | 107 |
| 5.1 | Infusion de plaque plane..... | 109 |
| 5.1.1 | Données du cas étudié | 109 |
| 5.1.2 | Cinétiques du front | 110 |
| 5.1.3 | Epaisseur totale de l'empilement | 113 |
| 5.2 | Infusion d'une préforme avec reprise de plis | 114 |
| 5.2.1 | Données du cas étudié | 114 |
| 5.2.2 | Cinétiques du front | 115 |
| 5.2.3 | Epaisseur totale de l'empilement | 116 |
| 5.3 | Infusion d'une plaque avec raidisseur | 117 |
| 5.3.1 | Données du cas étudié | 117 |
| 5.3.2 | Cinétiques du front | 118 |
| 5.3.3 | Epaisseur totale de l'empilement | 120 |
| 5.4 | Cas d'infusion de démonstrateur par LRI..... | 121 |
| 5.4.1 | Objectif..... | 121 |
| 5.4.2 | Description | 122 |
| 5.4.3 | Mise en œuvre du démonstrateur | 122 |
| 5.4.4 | Simulation numérique | 124 |
| 5.4.5 | Résultats numériques..... | 127 |

| | |
|---|-----|
| 5.5 Conclusion du chapitre | 131 |
| Conclusion générale et Perspectives | 133 |
| Bibliographie | 137 |

Liste des tableaux

| | |
|---|----|
| Tableau 1-1: Différence entre la tenue au perçage d'un composite et celle d'un métal [2]..... | 10 |
| Tableau 1-2: Caractéristiques mécaniques des différentes fibres [3]..... | 13 |
| Tableau 1-3: Amélioration de performances mécaniques de la structure « sandwichs » [2]... | 17 |
| Tableau 1-4: Classification des procédés LCM selon leurs spécificités [5] | 18 |
| Tableau 2-1: Equations constitutives d'écoulement et leurs solutions analytiques [23]..... | 40 |
| Tableau 2-2: Constantes du modèle de Gebart selon l'arrangement des fibres [27]..... | 45 |
| Tableau 2-3: Système d'équations et variables pilotant le couplage hydromécanique | 59 |
| Tableau 2-4: Système d'équations simplifié du couplage hydromécanique | 59 |

Table des figures

| | |
|---|----|
| Figure 1-1: Résistance des matériaux en fonction de leur densité [1]..... | 8 |
| Figure 1-2: Croissance du pourcentage de matériau composite en aéronautique au fil des années [2] | 9 |
| Figure 1-3: Constituants d'un matériau composite | 11 |
| Figure 1-4: Mat en fibres de verre..... | 13 |
| Figure 1-5: Stratification avec des plis Unidirectionnels [2] | 14 |
| Figure 1-6: Architectures de matériau Non Crimp Fabrics (NCF) [2]..... | 14 |
| Figure 1-7: Direction des mèches dans un pli | 15 |
| Figure 1-8: Complexité des tissus utilisés [2] | 16 |
| Figure 1-9: Ames utilisées dans les matériaux « sandwichs » [2]..... | 16 |
| Figure 1-10: Différents types de raidisseurs composites [4]..... | 17 |
| Figure 1-11: Les différentes étapes du procédé RTM..... | 19 |
| Figure 1-12: Représentation schématique du procédé d'infusion [6] | 20 |
| Figure 1-13: Etapes et phénomènes physiques (LRI) [7]..... | 21 |
| Figure 1-14: Disposition des différentes couches de consommables et du renfort utilisées en infusion [8] | 21 |
| Figure 1-15 : Exemple de décadrage du tissu par le drapage [9] | 22 |
| Figure 1-16: Représentation schématique du couplage hydromécanique en infusion | 22 |
| Figure 1-17: Couplage des phénomènes physiques qui régissent l'infusion [10]..... | 23 |
| Figure 1-18: Profils de température, degré de cuisson et angle de distorsion durant les cycles de fabrication [11]..... | 25 |
| Figure 1-19: Exemple de distorsion d'angle par contraintes résiduelles [11]..... | 25 |
| Figure 2-1: Types de pores selon Schoeller [13]..... | 28 |
| Figure 2-2: Distribution des pores en fonction de leurs tailles dans un renfort à simple échelle de pores (gauche) et un renfort à double échelle de pores (droite) | 29 |
| Figure 2-3: Macropores et micropores du milieu fibreux [14]..... | 29 |
| Figure 2-4: Echelles d'étude dans un milieu fibreux à double échelle de porosité [15] | 30 |

| | |
|--|----|
| Figure 2-5: Influence de la taille du VER sur les grandeurs moyennées | 31 |
| Figure 2-6: Zone de validité de la loi de Darcy..... | 38 |
| Figure 2-7: Profils de vitesse $V_x(y)$ selon les lois de Stokes (bleu), Darcy (Rouge) et Brinkman (vert) | 39 |
| Figure 2-8: Comparaison des profils de la vitesse $v_x(y)$ selon la loi constitutive utilisée et pour différentes valeurs de perméabilité..... | 40 |
| Figure 2-9: Milieux poreux modélisé par un réseau de cylindres [26] | 41 |
| Figure 2-10: Milieux poreux modélisé par un réseau de cylindres tortueux [26] | 42 |
| Figure 2-11: Illustration de la perméabilité de mèches [29] | 44 |
| Figure 2-12: Comparaison des modèles de perméabilité de Gebart et Berdichevski avec les résultats numériques [31] [32]..... | 45 |
| Figure 2-13: Extraction de la géométrie de l'espace poral par microscope [14] | 46 |
| Figure 2-14: Simulation 3D de l'écoulement dans un VER par éléments finis [31] | 47 |
| Figure 2-15: Distribution de la pression dans un milieu insaturé | 47 |
| Figure 2-16: Pression capillaire au niveau du front de l'écoulement [42]..... | 48 |
| Figure 2-17: Perméabilité relative en fonction de la saturation ($R_s=K_{rel}(0)$) [43] | 48 |
| Figure 2-18: Equilibre des contraintes formulé par la relation de Terzaghi | 49 |
| Figure 2-19: Coefficient de Biot pour des fibres de Kevlar et de Carbone [46] | 50 |
| Figure 2-20: Composantes du tenseur de contraintes sur la face z | 51 |
| Figure 2-21: Différence entre la modélisation de déformation en 1D et en 3D..... | 52 |
| Figure 2-22: Influence de l'ajout de fluide sur la relaxation des renforts [47] | 53 |
| Figure 2-23: Allure de la loi de comportement de compressibilité de renfort selon [48] | 54 |
| Figure 2-24: Illustration des comportements viscoélastiques observés selon [49] | 54 |
| Figure 2-25: Différence de compressibilité entre 1 et 10 plis [51] | 55 |
| Figure 2-26: Modes de déformation en épaisseur d'un empilement de renforts tissés [52] | 55 |
| Figure 2-27: Représentation d'un quart de cellule élémentaire 3D de Chen et Chou [48] | 56 |
| Figure 2-28: Système d'équations du couplage hydromécanique..... | 59 |

| | |
|--|----|
| Figure 3-1: région saturée sans écoulement transverse et front de fluide avec écoulement transverse [64]..... | 63 |
| Figure 3-2: l'approche « mass-average » dans le procédé VARTM ; (a) modèle d'écoulement 2D (b) modèle d'écoulement 1D équivalent [78]..... | 65 |
| Figure 3-3: Couplage entre les phénomènes thermo-physico-chimiques, la mécanique des fluides et la mécanique des solides pour la zone de nappes imprégnées [83]..... | 66 |
| Figure 3-4 : Evolution du domaine dans le cas de formulation lagrangienne, de formulation eulérienne et de formulation ALE [83] | 67 |
| Figure 3-5 : Maillage pour la méthode CVFEM et classification des volumes de contrôle selon VOF..... | 68 |
| Figure 3-6: Ecoulement de la résine selon approche multicouche..... | 70 |
| Figure 3-7 : Maillage surfacique selon l'approche CVFEM..... | 70 |
| Figure 3-8 : Maillage dans l'approche multicouche..... | 72 |
| Figure 3-9: La position du front du fluide dans la méthode CVFEM conventionnelle [85].... | 73 |
| Figure 3-10: Champ de pression dans un élément de front de fluide par la méthode FINE [85] | 73 |
| Figure 3-11 : Maillage et conditions aux limites du Cas 2D et du Cas TR..... | 75 |
| Figure 3-12 : Cartes de champ de pression dans les cas comparés | 75 |
| Figure 3-13 : Champ de pression et cinétique du front: comparaison analytique/numérique – cas RTM 1D | 76 |
| Figure 3-14 : Schéma d'injection centrale en renfort isotrope..... | 77 |
| Figure 3-15 : Maillage du cas RTM 2D | 78 |
| Figure 3-16 : Cinétiques du front analytiques et numériques dans les cas RTM 2D..... | 79 |
| Figure 3-17 : Données du cas étudié (RTM multicouche)..... | 79 |
| Figure 3-18 : Cas 2D – modélisation monocouche (plan XZ) | 80 |
| Figure 3-19 : Cas 10C – modélisation multicouche (3 plans XY drainant & 7 plans XY préforme)..... | 80 |
| Figure 3-20 : Courbes de cinétique du front dans la préforme supérieure..... | 81 |
| Figure 3-21 : Courbes de cinétique du front dans le préforme inférieure | 81 |

| | |
|---|-----|
| Figure 3-22 : Cas étudié (VARI)..... | 84 |
| Figure 3-23 : Confrontation de champ de pression analytique / numérique | 84 |
| Figure 3-24 : Confrontation de cinétique de front analytique / numérique..... | 85 |
| Figure 3-25 : Confrontation de champ de V_f analytique / numérique | 85 |
| Figure 3-26 : Confrontation de champ d'épaisseur analytique / numérique | 85 |
| Figure 4-1 : Démarche de validation expérimentale de l'outil numérique..... | 88 |
| Figure 4-2 : Mesure de compressibilité de préforme lubrifiée..... | 88 |
| Figure 4-3: Evolution au cours du temps de la hauteur de la bache à 292 mm de l'injection . | 89 |
| Figure 4-4: Caractérisation de la compressibilité du renfort en suivant le protocole d'infusion | 90 |
| Figure 4-5: Compressibilité de la préforme lors du déchargement après cyclage | 91 |
| Figure 4-6 : Compressibilité du drainant..... | 91 |
| Figure 4-7 : Imbrication de la bache à vide dans le drainant [3]..... | 92 |
| Figure 4-8 : Imbrication de la bache à vide dans le drainant | 92 |
| Figure 4-9 : Hauteur de la bache –cas infusion avec drainant..... | 93 |
| Figure 4-10 : Imbrication de la bache dans le drainant | 93 |
| Figure 4-11 : Champs de pression numérique dans la pièce | 93 |
| Figure 4-12 : Epaisseur de drainant avec et sans imbrication de la bache | 94 |
| Figure 4-13: Banc 1D de mesure de perméabilité planaire [31] | 96 |
| Figure 4-14: Banc 2D de mesure de perméabilité planaire de l'ONERA [31] | 96 |
| Figure 4-15: Disposition des capteurs dans le banc de mesure de perméabilité planaire de l'ONERA..... | 97 |
| Figure 4-16: Perméabilités planaires $K_1(v_f)$ et $K_2(v_f)$ du renfort..... | 98 |
| Figure 4-17 : Banc de mesure de la perméabilité transverse de l'ONERA..... | 99 |
| Figure 4-18 : Pression relative au niveau de l'injection en fonction de la vitesse de l'air..... | 100 |
| Figure 4-19: Perméabilité transverse $K_3(v_f)$ du renfort | 100 |
| Figure 4-20 : Schéma d'écoulement transverse dans un empilement. | 101 |
| Figure 4-21 : Moyen de stéréo corrélation et de suivi de fronts | 102 |

| | |
|---|-----|
| Figure 4-22 : Champ d'épaisseur expérimentale mesuré par stéréo corrélation : à gauche avant infusion à droite après infusion | 103 |
| Figure 4-23 : Profils bruts d'épaisseur avant et après infusion | 104 |
| Figure 4-24 : Profils traités d'épaisseur avant et après infusion | 104 |
| Figure 4-25: Images traitées des fronts de l'écoulement des deux côtés du moule | 105 |
| Figure 5-1 : Données du cas de plaque plane | 109 |
| Figure 5-2 : Maillage du cas de plaque plane..... | 109 |
| Figure 5-3 : Champ de pression à la fin de l'infusion- cas de plaque plane | 109 |
| Figure 5-4 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane..... | 110 |
| Figure 5-5 : Types de pores intermèches formés par 4 mèches dans un tissus [90] | 111 |
| Figure 5-6 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane : $K_3 \text{ modif}=0.1$ $K_3 \text{ mesur}$ | 111 |
| Figure 5-7 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane : K_{dr} modifiée | 112 |
| Figure 5-8 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane : K_{pr} modifiée | 112 |
| Figure 5-9 : Vecteurs vitesses au cours de l'infusion – cas plaque plane | 113 |
| Figure 5-10 : Epaisseur de la pièce à 3 positions du front – cas plaque plane..... | 113 |
| Figure 5-11 : Données du cas d'infusion de reprise de plis | 114 |
| Figure 5-12 : Maillage du cas de reprise de plis | 114 |
| Figure 5-13 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme - cas reprise de plis | 115 |
| Figure 5-14 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas reprise de plis : $K_3 \text{ modif}=$ $0,1 K_3 \text{ mesur}$ | 116 |
| Figure 5-15 : Distribution de la hauteur z dans le cas de reprise de plis..... | 116 |
| Figure 5-16 : Epaisseur numérique et expérimental de l'empilement en fin d'infusion - cas reprise de plis | 117 |
| Figure 5-17 : Données du cas d'infusion de plaque avec raidisseur | 117 |
| Figure 5-18 : Maillage du cas de plaque avec raidisseur | 118 |
| Figure 5-19 : Rencontre des fronts en-dessous du raidisseur (vue de dessous) | 118 |

| | |
|--|-----|
| Figure 5-20 : Cinétiques des fronts inférieurs et supérieurs - cas raidisseur..... | 119 |
| Figure 5-21 : Cinétiques des fronts - cas raidisseur– K_3 modifiée= 0.1 K_3 mesurée..... | 119 |
| Figure 5-22 : Cinétiques des fronts - cas raidisseur– K_3 modifiée= 0.1 K_3 mesurée..... | 120 |
| Figure 5-23 : Variation de l'épaisseur de la pièce - cas raidisseur..... | 120 |
| Figure 5-24: Géométrie du démonstrateur et de ses composants..... | 122 |
| Figure 5-25: Etape de drapage du démonstrateur..... | 123 |
| Figure 5-26: positions des lignes d'infusion expérimentales | 123 |
| Figure 5-27: Infusion du démonstrateur..... | 123 |
| Figure 5-28: Pièce après démoulage | 124 |
| Figure 5-29: Section du raidisseur Omega (drainant en rouge ; raidisseur en vert ; peau en bleu) | 124 |
| Figure 5-30: Maillage de la structure | 125 |
| Figure 5-31: Illustration des matériaux des couches (bleu : drainant ; rouge : préforme) | 125 |
| Figure 5-32: Ligne d'infusion numérique (en rouge)..... | 126 |
| Figure 5-33: Cinétique du front-à gauche vue de dessus (côté drainant); à droite vue de dessous (côté moule)..... | 127 |
| Figure 5-34: facteur de remplissage à différents instants..... | 128 |
| Figure 5-35: zones sèches expérimentales et leurs positions dans la carte de cinétique du front numérique..... | 129 |
| Figure 5-36: Cas d'injection unidirectionnelle traités par Yoon et al. [91] | 129 |
| Figure 5-37: Cinétiques du front en RTM avec prise en compte de la gravité jusqu'à 1,5 m | 130 |
| Figure 5-38: Cinétiques du front en RTM avec prise en compte de la gravité jusqu'à 6,4 m | 130 |

A mes parents Fatima (Houria) AMANOU et Mohamed LOUDAD

A mes frères Tarik et Yassine LOUDAD

A ma famille et mes amis

Remerciements

Le travail présenté dans ce manuscrit est le fruit de collaboration entre le LOMC (*Laboratoire Ondes et Milieux Complexes*), l'ONERA (*Office National d'Etudes et de Recherches Aérospatiales*) et SAFRAN AIRCELLE. Il a été financé par la DGAC (*Direction Générale de l'Aviation Civile*) et a été mené en impliquant l'Université du Havre, le CNRS (*Centre National de la Recherche Scientifique*) et le groupe SAFRAN. Je tiens à remercier chacun de ces organismes de m'avoir permis de réaliser ce projet de thèse.

Mais en premier lieu, je voudrais exprimer toute ma gratitude à mon directeur de thèse M. Abdelghani SAOUAB, Professeur à l'Université du Havre, pour son encadrement et la confiance qu'il m'a accordé. Ses conseils et ses encouragements m'ont été d'une grande aide et je lui en suis très reconnaissant.

Je souhaite exprimer ma profonde reconnaissance à MM. Pierre BEAUCHÊNE et Romain AGOGUE, Ingénieurs de recherche à l'ONERA, pour leur accompagnement, leur soutien et leurs vives réactivités durant toute cette thèse. Leurs aides et remarques scientifiques et techniques très précieuses m'ont permis d'obtenir des résultats intéressants et pour cela je leur remercie infiniment. Je leur remercie également pour leur accueil chaleureux au sein de l'ONERA.

Mes sincères remerciements vont également à M. Bertrand DESJOYEUX, ingénieur expert procédés à SAFRAN Aircelle, pour ses orientations, sa disponibilité et ses remarques pertinentes. Grâce à sa grande expertise et son regard d'un point de vue industriel, ma thèse a pu prendre une dimension industrielle en considération les besoins concrets des entreprises, ce qui a été très enrichissant.

Ensuite, j'adresse mes sincères remerciements aux membres du jury qui m'ont fait l'honneur d'accepter de juger mon travail et dont les questions et remarques ont été d'une grande pertinence.

- Je remercie M. Philippe BOISSE, Professeur à l'INSA (*Institut National des Sciences Appliquées*) de LYON, de m'avoir fait l'honneur de présider ce jury de thèse.
- Mes remerciements vont également à MM. Christophe BINETRUY, Professeur à l'Ecole Centrale de Nantes, et Moussa KARAMA, Professeur à l'ENIT (*Ecole Nationale d'Ingénieurs*) de Tarbes qui ont accepté la lourde tâche de juger ce manuscrit en qualité de rapporteur.

- Je remercie également MM. Joël BREARD, Professeur à l'Université du Havre, et Abdellatif IMAD, Professeur à Polytech Lille, pour avoir accepté de participer à ce jury de thèse en qualité d'examinateur.

Plusieurs personnes m'ont aidé à réaliser ce travail et je souhaite les remercier ici : Je remercie M. Chung-Hae PARK (Mines de Douai) pour la prise en main du code en début de thèse, Mme Anne MAVEL (ONERA, DMSC) pour son aide à l'utilisation de la machine d'essais mécaniques, M. Michel BEJET (ONERA, DMSC) pour la conception et la fabrication d'outils pour mes expériences, M. Patrick LAPEYRONNIE (ONERA, DMSC) pour son aide avec le logiciel de traitement de stéréo-corrélation et M. Jean-Baptiste CHARPENTIER (LOMC) pour la relecture du manuscrit.

Je souhaite exprimer ma gratitude à l'équipe DMSC à l'ONERA pour son accueil chaleureux : Mme Marie-Hélène RITTI, Mlle Camille SONNENFELD, M. Philippe NUNEZ, M. Michel PARLIER.

Je souhaite adresser mes remerciements à M. Innocent MUTABAZI, directeur du LOMC, pour m'avoir accueilli dans le laboratoire. Je remercie énormément Mme Carole LEGUEN pour sa sympathie, sa disponibilité et son efficacité. Et je remercie le reste du personnel du laboratoire pour leur sympathie et la convivialité qu'ils font régner au sein du laboratoire : M. Laurent Bizet, à M. Benoit DUCHEMIN, à Mme Valérie LEBRIS, Mme Gaëlle PERRET, M. Gregory PINON, M. Claude HOUSSIN et à Mme Emilie BONTE.

Je souhaite remercier chaleureusement mes collègues de LOMC, avec qui j'ai pu partager des moments inoubliables.

- Borja MARTINEZ ARIAS : Nous avons visité la plupart des villages normands et grâce à toi j'ai pu améliorer mon niveau d'espagnol. Tu es une personne formidable. Merci pour les moments drôles qu'on a passés ensemble. On essayera d'en faire d'autres dans le futur.
- Simon TEINTURIER : Nous nous sommes soutenu mutuellement du début jusqu'à la fin de nos thèses que nous avons menées en parallèle. Nos échanges scientifiques ont été très constructifs, tes blagues un peu moins 😊 !!!
- Xuezhou LU et Joana EID : Nous nous sommes soutenus en périodes de stress et grâce à vous je garderai de bons souvenirs de la période de rédaction. Merci beaucoup pour ces moments.

Merci également à Alaa, Amal, Anthony (Chaton), Benoît (Raviolle), Bouchra, Camille (Camou), Céline (Célééééé), Christopher, Clément, Guillaume, Hind, Jb (Jean-Bastil), Kamal, Lyes, Marie-Charlotte, Marine (Marayne), Mario (Super Mario Bros), Mathieu, Nezha (Nouz),

Paul (Polochon), Rina, Samira, Sébastien, Sylvain et Timothée (Tintim). Les moments que l'on a partagé ensemble resteront gravés dans ma mémoire.

Je souhaite exprimer ma profonde gratitude à des amis (frères) sur qui j'ai toujours pu compter et qui ont toujours été présents pour me soutenir. Merci à Ismail ABDALLAOUI MAAN, Mohamed CHABRAOUI, Othmane QABLAOUI, Abdelali ZIATI. Je leur remercie pour cette solide amitié et pour leur soutien infaillible.

Je souhaite mettre un mot en l'honneur de personnes formidables que j'ai connu durant cette thèse : Bouchaib RADI, Bouabid MANSOURI et Yasir NAWAB.

Tout ce que j'ai pu accomplir et tout ce que j'accomplirai par la suite n'aurait pas été et ne serait pas possible sans le soutien et les sacrifices de mes parents et mes frères. Ce que j'ai réussi n'est que le fruit de leurs investissements et encouragements. Je vous serai éternellement reconnaissant : Houria AMANOU, Mohamed LOUDAD, Tarik LOUDAD, Yassine LOUDAD ainsi que tous les membres de ma famille.

Introduction générale

Cadre général

Les matériaux composites à matrice organique (CMO) hautes performances, qui associent des fibres synthétiques (notamment les fibres de carbone) à des matrices thermodurcissables de type époxyde, peuvent potentiellement être des solutions de substitution aux alliages métalliques utilisés dans l'industrie aéronautique quand la température d'utilisation le permet. Ces matériaux permettent un allègement conséquent des structures, ce qui a un impact direct sur la consommation d'énergie et les émissions de gaz polluant. Toutefois, l'élaboration actuelle de matériaux performants à partir de pré-imprégnés (architecture fibreuse imprégnée de résine et prête pour la cuisson) selon des procédés de fabrication en autoclave se heurte à certains problèmes :

- un vieillissement intempestif du polymère avant sa mise en œuvre,
- une consolidation mal maîtrisée pouvant résulter dans la présence de nombreux défauts structuraux,
- une durée de cuisson longue et donc une importante consommation d'énergie,
- un grand besoin en produits consommables, et
- de nombreuses opérations manuelles de drapage qui sont chronophages et génératrices de la majorité des défauts de fabrication.

Il est donc souhaitable d'envisager d'autres modes d'élaboration de ces matériaux comme l'injection sur renfort par procédés LCM « Liquid Composite Molding », et plus particulièrement l'infiltration de résine dans un renfort par infusion. En effet, La tendance actuelle dans l'industrie des matériaux composites est de produire des pièces de dimensions de plus en plus importantes (pièces élancées ou de fortes épaisseurs), avec des géométries de plus en plus complexes afin d'intégrer plusieurs fonctionnalités à la pièce mise en œuvre. Les procédés d'infusion ont, dans ce cadre, un rôle important à jouer et constituent une solution très prometteuse.

Contexte de l'étude

Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre du programme PRC Composites, projet de recherche financé par la DGAC, impliquant le Groupe SAFRAN, l'ONERA et le CNRS. Le principal objectif de ce programme PRC est de proposer des modèles pour la simulation : du comportement mécanique, de la durabilité et des procédés de fabrication des pièces composites CMC et CMO.

Cette thèse a été menée au Laboratoire Ondes et Milieux Complexes (LOMC) en étroite collaboration avec l'ONERA, et le partenaire industriel SAFRAN AIRCELLE.

L'objectif général visé par ce travail est de démontrer la viabilité du procédé d'infusion dans la fabrication des pièces aéronautiques complexes. Concrètement, ce projet associe des travaux de recherche en amont (optimisation de la modélisation numérique mise en œuvre des composites et propriétés induites) et des travaux proches de l'application finale industrielle (recherche de relations entre les paramètres du procédé et la réalisation de démonstrateurs prototypes) autour d'acteurs reconnus sur le plan national et international en matière de recherche et de développement dans le domaine des matériaux composites structuraux (AIRCELLE et SNECMA - Groupe SAFRAN, ONERA).

Présentation de l'étude

L'objectif général de ce projet est de démontrer la viabilité des procédés LCM (RTM/Infusion), qui consiste à injecter une résine thermodurcissable dans un renfort fibreux (préforme) préalablement disposé dans un moule, pour la réalisation de pièces aéronautiques de géométries complexes. Les difficultés résident dans le choix raisonné des paramètres intrinsèques (caractéristiques du renfort, de la résine) et extrinsèques (cycles thermiques et de pression, débits, épaisseur de la préforme fibreuse ...) en vue de produire un matériau optimisé tant du point de vue structural que de celui des caractéristiques mécaniques.

Il s'agit donc d'utiliser les procédés du type Infusion qui permettent de fabriquer des pièces relativement complexes avec un haut degré de contrôle sur la microstructure. Chaque décision prise affecte la mise en œuvre de la pièce et les performances de la pièce finale. L'objet actuel des recherches est de contribuer au développement des technologies d'infusion par la définition d'un critère de santé matière, afin d'obtenir une meilleure maîtrise de la prévision des écoulements des résines dans les moules et des distorsions après cuisson et par suite de la conception des pièces et des moules.

Ce sujet s'inscrit dans la problématique de compréhension des mécanismes physiques de mise en œuvre des matériaux composites appliqués aux procédés LCM «Liquid Composite Molding», et plus particulièrement la relation entre arrangement des fibres organisées en préforme et capacité d'infiltration des pores d'une préforme par la résine au cours des procédés d'infusion, correspondant au couplage hydromécanique en milieux fibreux.

Les principaux objectifs de cette étude sont de proposer, d'une part, une description physique des interactions fluide et solide déformable qui se produisent au sein de ces milieux et, d'autre part, une validation d'un modèle hydromécanique proposé avec une simulation numérique comparée à divers essais expérimentaux. La création de cet outil vise plus généralement :

- i) à réduire le coût de développement des procédés LCM et plus précisément celui de la réalisation des préformes avec des propriétés mécaniques optimisées,
- ii) à compléter la gamme des logiciels de simulation des procédés LCM,
- iii) à proposer des données qui seraient difficiles voire impossibles à mesurer expérimentalement, et
- iv) à mieux appréhender les phénomènes physiques couplés qui pilotent l'imprégnation de renforts de plus en plus complexes et les procédés d'infusion associés.

Les principaux problèmes, fortement couplés, à résoudre sont : l'écoulement en milieux fibreux, assimilés à des milieux poreux, le comportement mécanique des renforts fibreux à l'état sec et imprégné, et la prise en compte de différents jeux de conditions aux limites associés au contrôle de la compaction et de l'imprégnation.

Afin de proposer un modèle prédictif numérique du couplage hydromécanique en milieux fibreux appliqué aux procédés d'infusion, notre démarche s'appuiera sur:

- une approche de modélisation visant à décrire le formalisme et les hypothèses pour l'étude des modèles de comportement hydromécanique ;
- une caractérisation du comportement mécanique des renforts secs et imprégnés ;
- une approche numérique visant à valider les modèles proposés en combinant plusieurs paramètres permettant de décrire la déformation des renforts induite par l'écoulement;
- des techniques numériques avancées pour accélérer les prédictions/corrections et optimiser les temps de calcul;
- de diverses études expérimentales effectuées sur l'infusion de pièces fines ou épaisses, permettant notamment une mesure de l'évolution de son épaisseur et d'avancée de front;

Ce travail doit permettre de proposer un nouveau modèle qui réponde au problème de déformabilité du réseau fibreux existant dans le processus d'infusion. Diverses comparaisons seront proposées sur des études correspondant à différentes variantes de procédés d'infusion.

Structure du manuscrit

Ce mémoire est organisé en cinq chapitres et comporte une introduction et une conclusion générale.

Son « **introduction générale** » présente le contexte de la problématique de cette thèse à la fois industrielle et scientifique. Il fixe également les objectifs visés dans ce travail et décrit l'organisation du manuscrit.

Son **premier** chapitre est intitulé « *Introduction aux matériaux composites et à leur mise en œuvre* ». Il présente un ensemble de généralités sur les matériaux composites et leurs procédés de mise en œuvre. Ces procédés d'élaboration conditionnent fortement les propriétés des matériaux composites et leurs coûts. Après un bref rappel sur les procédés LCM « Liquid Composites Molding », l'accent sera mis sur les procédés d'infusion spécifiquement étudiés dans le cadre de ce travail.

Le **deuxième** chapitre est intitulé « *Ecoulement en milieu fibreux déformable : notions physiques et état de l'art* ». Il est proposé pour faire une synthèse bibliographique sur l'étude de l'imprégnation des milieux fibreux déformables par un fluide. Des notions physiques nécessaires à l'étude de ce type d'écoulement sont rappelées, et les théories développées pour étudier la déformation des milieux fibreux sous l'action de l'écoulement du fluide qui l'infiltré sont présentées. Enfin, un bilan des équations permettant la description du couplage Hydromécanique des écoulements en milieu fibreux déformables est proposé.

Le **troisième** chapitre est intitulé « *Méthodes numériques de résolution du couplage hydromécanique* ». Il est principalement dédié à la description de l'approche numérique utilisée dans le cadre de ce travail. Dans un premier temps, nous présentons brièvement l'état de l'art sur les méthodes numériques employées pour la résolution du couplage hydromécanique. Dans un second temps, nous décrivons l'approche numérique employée dans ce travail. Des confrontations des résultats de cette approche avec des résultats analytiques et numériques sont également explicitées.

Le **quatrième** chapitre est intitulé « *Mesures expérimentales : caractérisation et infusions* ». Il décrit les méthodes et les moyens expérimentaux employés pour l'identification des lois de comportement des matériaux utilisés. Il s'agit ici de la caractérisation de la compressibilité et de la perméabilité du renfort et du drainant. Des essais expérimentaux spécifiques durant

l'infusion seront également menés en vue de la validation du modèle proposé. Il s'agit d'une part, de la mesure de la distribution de l'épaisseur mesurée à l'aide de moyens de stéréocorrélation et d'autre part, de la cinétique du front filmée grâce à des caméras.

Dans **le dernier** chapitre de ce mémoire, intitulé « *Validation du modèle et applications* » nous présentons plusieurs applications réalisées avec ce modèle. L'objectif recherché dans cette partie est double : d'une part la validation du modèle par une confrontation avec des résultats de mesures issus de diverses configurations d'infusion, et d'autre part, la vérification de l'efficacité et de la robustesse du modèle en s'appuyant sur des résultats issus d'un cas industriel.

Enfin, nous terminons ce travail par une **conclusion générale** qui fait le point sur les différents résultats trouvés, avant d'esquisser des perspectives à envisager pour la suite de cette recherche.

1 Introduction aux matériaux composites et à leur mise en œuvre

Sommaire

| | | |
|----------|--|----------|
| 1 | Introduction aux matériaux composites et à leur mise en œuvre | 7 |
| 1.1 | Matériaux composites | 8 |
| 1.1.1 | Présentation générale..... | 8 |
| 1.1.2 | Particularités des composites | 9 |
| 1.1.3 | Composants | 11 |
| 1.2 | Procédés de mise en œuvre..... | 17 |
| 1.3 | Etapes et phénomènes physiques du procédé d'infusion..... | 20 |
| 1.3.1 | Drapage | 21 |
| 1.3.2 | Cycles de pré-compactage..... | 22 |
| 1.3.3 | Remplissage | 22 |
| 1.3.4 | Post remplissage | 24 |
| 1.3.5 | Cuisson et démoulage..... | 24 |
| 1.3.6 | Caractéristiques et défauts de la pièce produite | 25 |
| 1.4 | Conclusion du chapitre | 26 |

Ce chapitre présente un ensemble de généralités sur les matériaux composites. Il est composé de deux parties :

- Une introduction générale aux matériaux composites et leurs constituants de base,
- Une présentation des procédés de mise en œuvre de ces matériaux, notamment les procédés d'infusion, où seront détaillés à la fois l'aspect technique et la physique de ce type de procédés.

1.1 Matériaux composites

1.1.1 Présentation générale

Un matériau composite est un assemblage de deux constituants non-miscibles, ou plus, dont les propriétés physiques sont supérieures à celles de ces constituants pris séparément. Les principaux constituants d'un composite sont le renfort qui supporte la charge et la matrice qui lui transfère cet effort.

Les principaux atouts des composites sont, d'une part, leur importante résistance spécifique¹ (Figure 1-1), et d'autre part, la possibilité de les concevoir pour répondre de façon optimale aux besoins fonctionnels. En fait, l'orientation du renfort et sa concentration permettent de façonner un matériau dont l'anisotropie² est parfaitement adaptée aux sollicitations qu'il doit supporter.

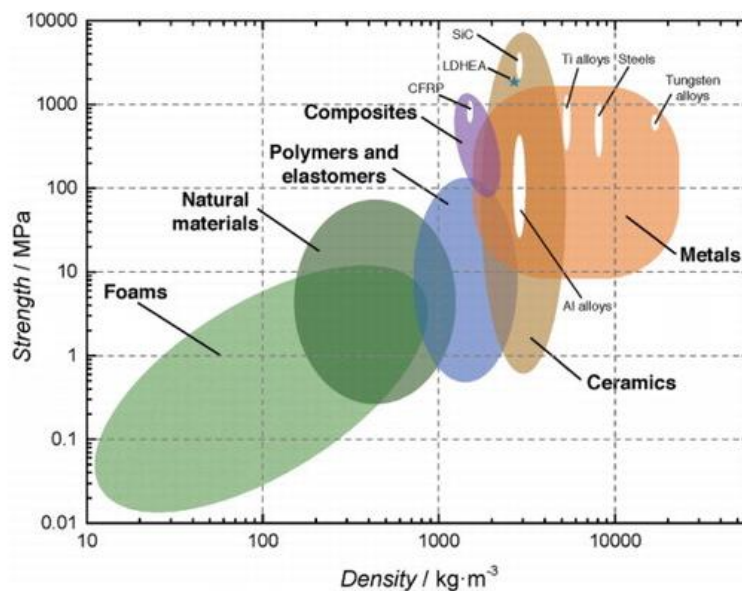


Figure 1-1: Résistance des matériaux en fonction de leur densité [1]

De par leurs résistances spécifiques supérieures, les matériaux composites permettent d'alléger les structures en se substituant aux alliages métalliques, quand l'environnement d'application le permet, notamment les conditions thermiques. Cette alternative suscite un grand intérêt industriel, particulièrement pour les industries du transport (aéronautique, spatiale, ferroviaire, automobile, navale,...) où le poids représente un défi majeur car synonyme de consommation du carburant. Dans cette optique, les constructeurs aéronautiques continuent d'introduire de plus en plus de pièces en composite dans leurs appareils en vue d'un allègement optimal de la structure. (Figure 1-2).

¹ Caractéristique spécifique : ou caractéristique massique est la caractéristique rapportée à la densité

² Anisotropie : variation d'une caractéristique d'un matériau en fonction de l'orientation

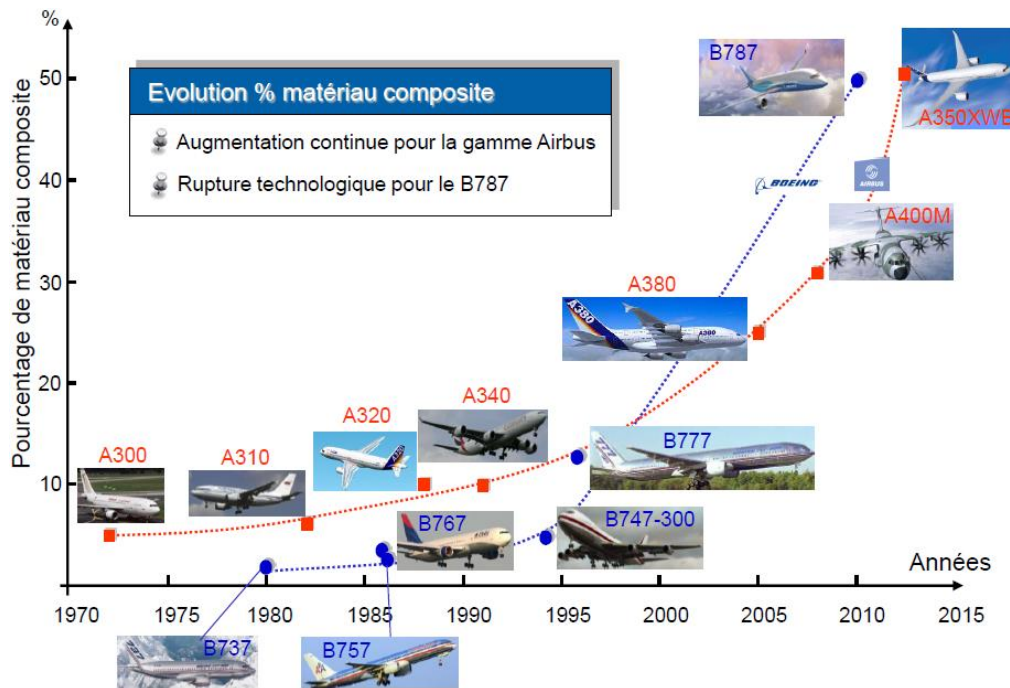


Figure 1-2: Croissance du pourcentage de matériau composite en aéronautique au fil des années [2]

Selon l'objectif de leur utilisation, les matériaux composites peuvent se classer en deux catégories : Les composites de Grande Diffusion (GD), dont l'utilisation a pour but principal l'optimisation des coûts, et les composites Haute Performance (HP), employés pour leurs performances mécaniques ou thermiques optimales.

Les composites GD représentent environ 95% des matériaux composites utilisés. Ils sont peu coûteux et compatibles avec des productions en grandes séries (automobile, loisir...). En revanche, leurs propriétés mécaniques sont plus faibles que celles des matériaux de référence tels que l'acier et s'emploient généralement pour des pièces non structurales.

Les composites HP présentent des caractéristiques mécaniques spécifiques supérieures à celles des métaux. Ces matériaux sont assez onéreux à cause du coût élevé de leurs matières premières et de leurs procédés de fabrication. Ils sont utilisés pour des applications de pointe comme l'aéronautique, le spatial, l'armement, les voitures de luxe et de formula 1...etc.

1.1.2 Particularités des composites

Outre la légèreté et l'aptitude d'être conçus au juste besoin, les matériaux composites présentent des comportements différents de ceux des alliages métalliques :

Usure « fatigue, fissuration et vieillissement » :

Comparés aux métaux, les matériaux composites sont quasiment insensibles à la fatigue (tableau 1). De plus, ils résistent mieux à la propagation des fissures et ne sont pas sujet à la


corrosion. En revanche, les composites en fibres de carbone risquent la corrosion galvanique s'ils sont assemblés avec des pièces en aluminium.

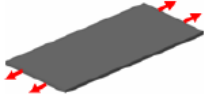



Les matériaux composites sont, toutefois, sensibles au vieillissement humide et aux rayonnements ultra-violet qui leurs causent une baisse des propriétés. Cette baisse de propriété est, néanmoins, limitée à un niveau de saturation, ce qui permet de la prendre en considération en conception. Ceci n'est pas possible quant à la corrosion des métaux, car celle-ci les détériore jusqu'à leur destruction. Ils existent des additifs qui, mélangés avec la matrice, permettent de limiter ces vieillissements.

Usinabilité (coût et impact) :

Bien que la matière première des composites soit plus chère que les métaux, une partie de ce surcoût est compensée par le faible taux de chute en usinage. En effet, les structures composites sont souvent fabriquées en un seul ensemble plutôt qu'en plusieurs sous-éléments assemblés. Cela permet d'économiser les coûts d'usinage et d'assemblage ainsi que ceux liés aux chutes de la matière première. Il est à noter que cela n'est pas un choix mais plutôt une contrainte de conception car les matériaux composites sont très sensibles à l'usinage, et notamment le perçage qui peut entraîner jusqu'à 50% de baisse de résistance mécanique (Tableau 1-1).

Tableau 1-1: Différence entre la tenue au perçage d'un composite et celle d'un métal [2]



| |  Contrainte à rupture |  Fatigue limite après 107 cycles |  Contrainte rupt. (section nette) |  Fatigue limite après 107 cycles |
|---|---|--|--|--|
| Carbone / Epoxy [0°/±45°/90°] _s | 450 MPa | ~ 400 MPa | ~ 250 MPa | ~ 200 MPa |
| Aluminium Alloy | 450 MPa | ~ 170 MPa | ~ 450 MPa | ~ 90 MPa |

Résistance aux accidents :

Les composites à matrice organique ont une faible conductivité électrique à cause de leur matrice qui est un isolant électrique. Ceci les rend susceptibles d'être détruits en cas de foudroiement. Pour les protéger, ainsi que ce qu'ils transportent comme équipements ou

passagers, une grille en bronze leur est équipée pour assurer le rôle de cage de Faraday³. Il existe une seconde solution qui consiste à utiliser des peintures métallisées.

Par ailleurs, les composites résistent très mal aux chocs. Ces derniers peuvent provoquer des délaminages⁴ et réduire les performances mécaniques de jusqu'à 50%.

1.1.3 Composants

Les matériaux composites se constituent principalement d'un renfort et d'une matrice. Le renfort représente le squelette qui assure la tenue mécanique de la pièce composite. La matrice, quant à elle, est le liant qui maintient le renfort dans sa forme. Le rôle de la matrice est, essentiellement, la transmission des efforts au renfort et la protection de celui-ci contre les agressions environnementales. En outre, d'autres composants peuvent être ajoutés aux matériaux composites comme les charges qui augmentent la résistance de la matrice, les interfaces pour améliorer l'adhésion fibres/matrice et les additifs qui protègent le composite contre l'humidité et les UVs et (Figure 1-3).

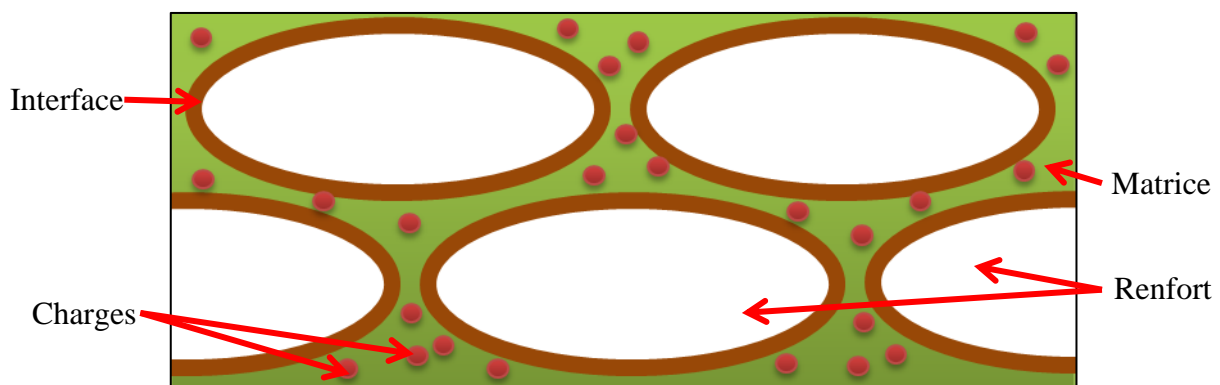


Figure 1-3: Constituants d'un matériau composite

1.1.3.1 Matrices

Les matériaux composites peuvent être classés en fonction du type de leur matrice. Les composites les plus répandus (à 95% de l'ensemble des composites), et qui font l'objet de cette étude, sont les composites à matrice organique CMO. Il existe par ailleurs d'autres types de composites comme les composites à matrice céramique, utilisés pour leur tenue à très haute température, ou les composites à matrice métallique, employés pour des applications en aérospatiale.

³ Cage de Faraday : cage en métal qui protège ce qu'elle contient des courants électriques

⁴ Délaminage : décollage de plis du renfort

On distingue deux familles de matrices organiques : les thermoplastiques TP qui sont des polymères qui imprègnent le renfort après fusion puis se solidifient par refroidissement, et les thermodurcissables TD, qui sont des résines liquides qui se solidifient par réaction chimique de réticulation.

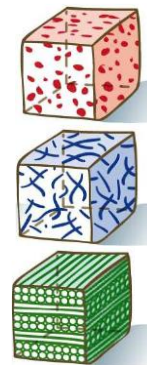
Les matrices thermoplastiques offrent une bonne résistance mécanique et une excellente tenue aux chocs. Ces résines ont plusieurs avantages : Leur coût est faible, leur temps de stockage est illimité et leurs chutes sont recyclables. Cependant, leur importante viscosité reste le plus grand frein à leur utilisation, notamment dans les procédés à basse pression d'injection (10 bars au maximum).

Les matrices thermodurcissables sont plus adaptées à ce genre de procédés. Leur faible viscosité leur permet d'imprégner des renforts de grandes dimensions avec une faible pression d'injection. De plus, leurs propriétés mécaniques sont plus élevées que celles des TP. Cependant, leur prix d'achat cumulé avec leur coût de stockage à froid est assez conséquent, contrairement aux TP. De plus, la réticulation des TD se produit pendant le procédé, si bien que la résine restant après le procédé n'est plus utilisable pour la fabrication d'autres pièces, ce qui requière la bonne maîtrise de la quantité de résine nécessaire à la réalisation de chaque pièce.

1.1.3.2 Renfort

Les renforts se classifient sur trois échelles selon le rapport de longueur des fibres sur leur diamètre [2]

| | |
|---------------------|---------------------------------------|
| $L/D < 10^2$ | inclusions, particules ou nanocharges |
| $10^2 < L/D < 10^3$ | fibres courtes |
| $L/D > 10^3$ | fibres longues ou fibres continues |



Cette étude s'intéresse aux applications des renforts en fibres longues. On distingue deux types de matériau de fibres: les fibres naturelles (lin, coton, chanvre, cellulose...) et les fibres synthétiques (carbone, verre, aramide...). (Tableau 1-2). Les fibres de carbone sont les plus utilisés pour les pièces Hautes Performances grâce à leur grande résistance spécifique et leur importante contrainte à rupture.

Tableau 1-2: Caractéristiques mécaniques des différentes fibres [3]

| | Fibre | Masse volumique [g/cm ³] | Elongation [%] | Rigidité à la tension [MPa] | Module d'Young [GPa] |
|-------------|---------|--------------------------------------|----------------|-----------------------------|----------------------|
| Naturelle | Coton | 1,5-1,6 | 7,0-8,0 | 400 | 5,5-12,6 |
| | Lin | 1,5 | 2,7-3,2 | 500-1500 | 27,6 |
| | Kenaf | 1,45 | 1,6 | 930 | 53 |
| Synthétique | E-glass | 2,5 | 0,5 | 2000-3500 | 70 |
| | S-glass | 2,5 | 2,8 | 4570 | 86 |
| | Aramide | 1,4 | 3,3-3,7 | 3000-3150 | 63,0-67,0 |
| | Carbone | 1,4 | 1,4-1,8 | 4000 | 230-240 |

Structure du renfort

Le renfort est commercialisé sous forme de plis enroulés dans des rouleaux ou bien en bobines de mèches pour réaliser des renforts tissés spécifiques.

Les plis de renfort existent sous plusieurs structures d'arrangement de fibres selon les spécificités requises comme l'anisotropie, le grammage⁵ ou encore la drapabilité⁶.

A l'exception du mat, les plis de renfort sont composés de mèches, également appelées torons, assemblées entre-elles par un fil de couture ou par tissage.

Le mat :

Le mat est un pli constitué de fibres emmêlées et orientées aléatoirement dans le plan (Figure 1-4). Il a des propriétés quasi-isotropes car les fibres n'ont pas de direction privilégiée.



Figure 1-4: Mat en fibres de verre

⁵ Grammage : masse surfacique d'un pli de renfort [kg/m²]

⁶ Drapabilité : capacité de déformation du tissu pour épouser une surface gauche

Renforts cousus

Le renfort Unidirectionnel UD, est un pli constitué de mèches parallèles assemblées par un fil selon la direction perpendiculaire. Ce matériau, à l'inverse du mat, est le plus anisotrope étant donné l'unique orientation des fibres par pli. L'anisotropie de la pièce est ajustée en empilant des UD dans différentes orientations. Cette opération s'appelle la stratification (Figure 1-5).

Drapage

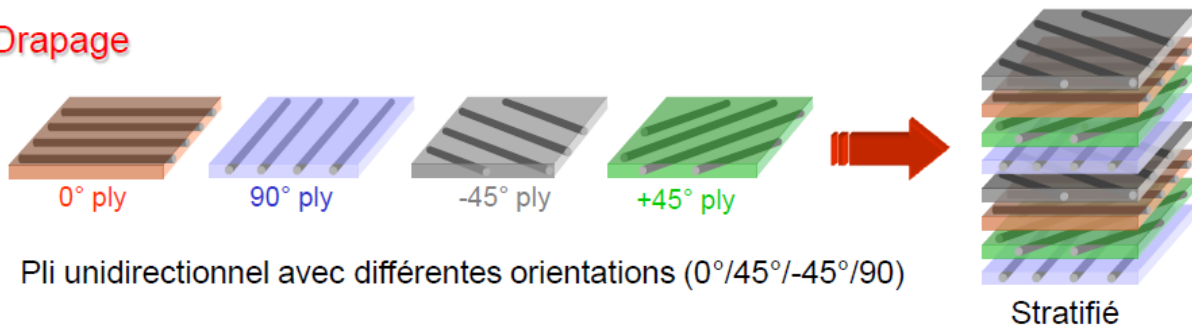


Figure 1-5: Stratification avec des plis Unidirectionnels [2]

Une solution semblable au stratifié d'UD est le renfort non-tissé (Non Crimped Fabric NCF en anglais). Ce renfort est constitué de plusieurs couches de mèches parallèles superposées. Chaque couche est orientée différemment comme c'est le cas pour un stratifié d'UD (Figure 1-6). Par contre, les mèches sont liées par un fil de couture en largeur et en épaisseur. La couture des plis superposés améliore les propriétés hors-plan et augmente la tenue aux impacts. En revanche, le coût de fabrication du NCF est assez élevé.

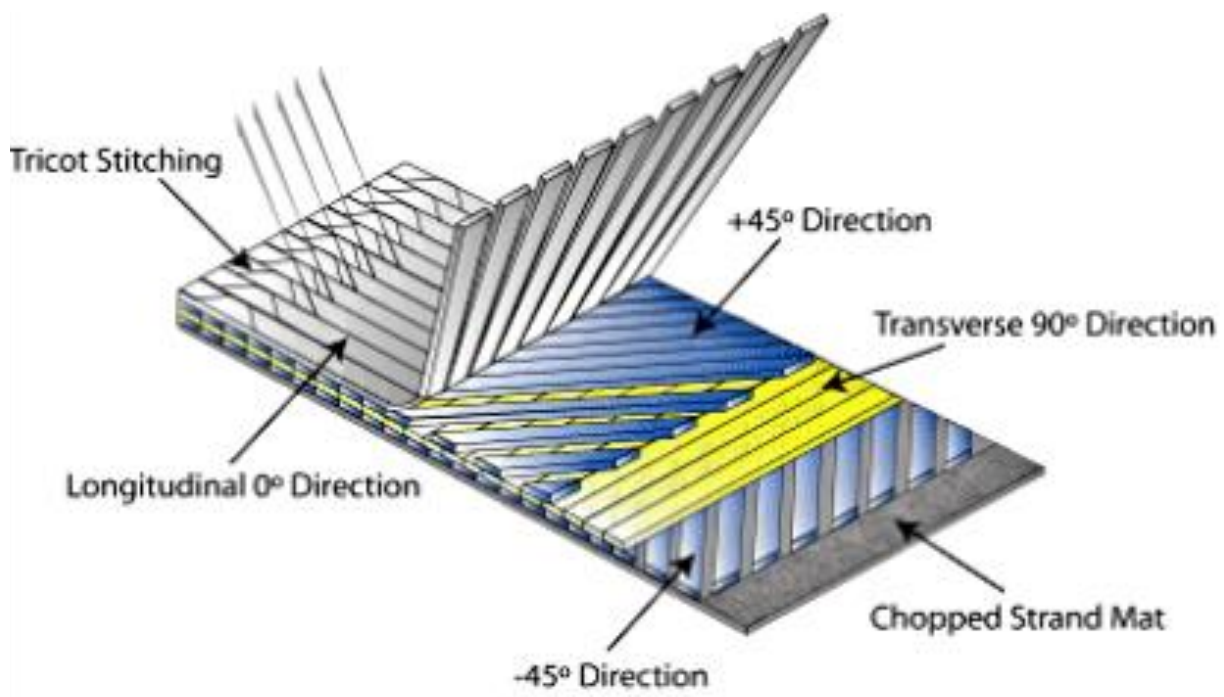


Figure 1-6: Architectures de matériau Non Crimp Fabrics (NCF) [2]

Renforts tissés

Les renforts tissés sont réalisés en entrelaçant régulièrement des mèches orientées dans des directions différentes. Dans le cas des renforts tissés 2D (Figure 1-7), les mèches de la direction chaîne⁷ sont tissées avec les mèches de la direction trame⁸ avec des architectures diverses selon le besoin :

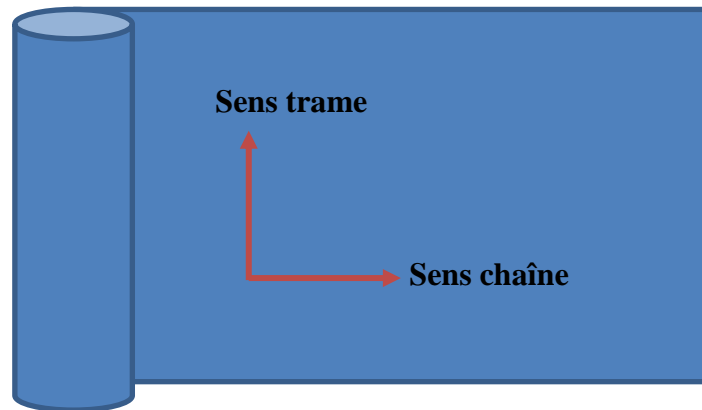
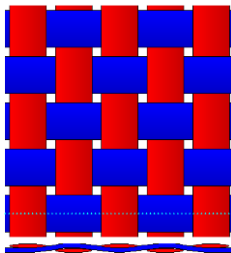
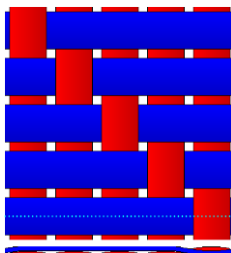


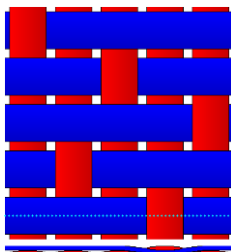
Figure 1-7: Direction des mèches dans un pli



Toile ou taffetas: Chaque mèche passe au-dessus puis en-dessous de chaque mèche perpendiculaire. Ce tissu est peu déformable par drapage. Les nombreux entrecroisements successifs génèrent un embuvage⁹ important et réduisent les propriétés mécaniques.



Serge i/j: Chaque mèche de chaîne passe au-dessus de *i* mèches de trame et chaque mèche de trame passe au-dessus de *j* mèches de chaîne. Il est caractérisé par un décochement de 1, ce qui le rend identifiable par les diagonales à 45° de l'axe des fibres. Cette architecture est plus souple que le taffetas.



Satin i: Chaque mèche de chaîne passe au-dessus de $(i-1)$ mèches de trame et réciproquement. Il est caractérisé par un décochement supérieur à 1 et inférieur à $(i-1)$. Ce tissu est assez souple et adapté à la mise en forme de pièces aux surfaces complexes.

⁷ Direction chaîne : direction de la longueur du rouleau du tissu

⁸ Direction trame : direction de la largeur du rouleau du tissu

⁹ Embuvage : la longueur du tissu divisé par la longueur de la mèche

Les renforts tissés 2D sont assez isotropes, ils supportent très bien les chargements dans le plan. Par contre, ils ont de faibles propriétés hors-plan, ce qui peut leur causer des délaminages suite à un tel chargement. Pour plus de tenue mécanique hors-plan, il faut recourir au tissage 3D qui, comme pour le NCF, entrelace les mèches dans le plan et dans le sens de l'épaisseur (Figure 1-8). En assurant la cohésion en épaisseur, ces renforts supportent mieux le chargement hors-plan et évitent le délaminage. Les tissés 3D ont des propriétés hors-plan et une tenue aux chocs supérieures aux NCF. Toutefois, leur fabrication est très coûteuse de par le prix des machines à tisser 3D et le temps de production. Par ailleurs, la taille des pièces tissées 3D est limitée par la taille de ces machines à tisser.

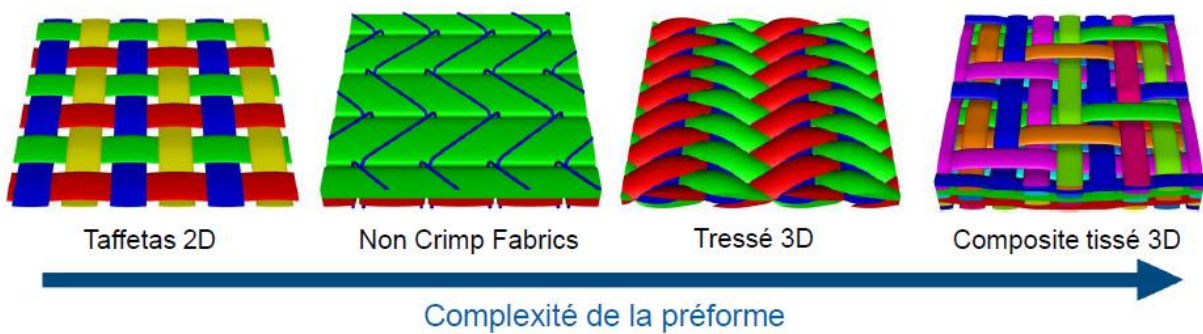


Figure 1-8: Complexité des tissus utilisés [2]

Ames et raidisseurs :

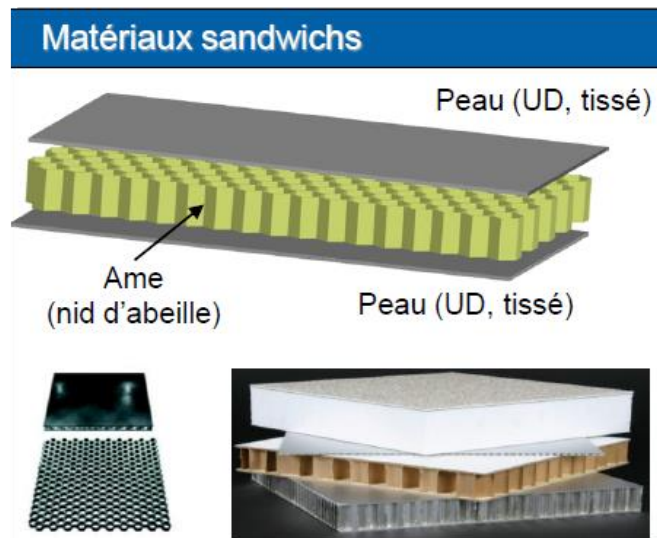


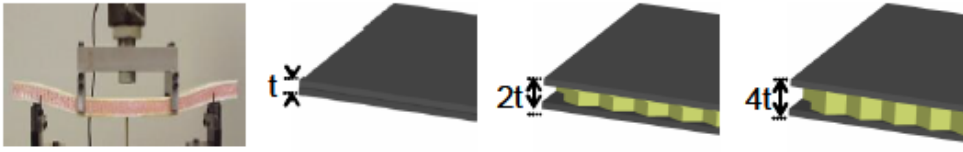
Figure 1-9: Ames utilisées dans les matériaux « sandwichs » [2]

Une autre solution pour améliorer les propriétés hors-plan consiste à utiliser des matériaux « sandwichs ». Ce matériau se construit en collant deux renforts monolithiques¹⁰, généralement

¹⁰ Monolithique : par opposition à « Sandwich », structure contenant des plis uniquement (sans âme)

stratifiés, à une âme épaisse en mousse ou nid d'abeilles (Figure 1-9). En effet, les pièces composites monolithiques sont minces et résistent mal aux chargements hors-plan (flexion et torsion). L'intérêt de cette technique est de faire travailler les peaux dans le plan et l'âme en cisaillement hors plan mais à des niveaux de contraintes plus faibles. En contrepartie, les matériaux sandwichs risquent le flambement et le décollement de la peau de l'âme (Tableau 1-3).

Tableau 1-3: Amélioration de performances mécaniques de la structure « sandwichs » [2]



| | | | |
|------------------|---|------|------|
| Rigidité flexion | 1 | 7 | 37 |
| Résist. flexion | 1 | 3,5 | 9,2 |
| Poids | 1 | 1,03 | 1,06 |

Les pièces composites peuvent contenir, outre les âmes, des raidisseurs en mousse, de différentes sections, pour renforcer les structures. Ces raidisseurs améliorent localement la tenue aux chargements hors-plans de façon significative (Figure 1-10).

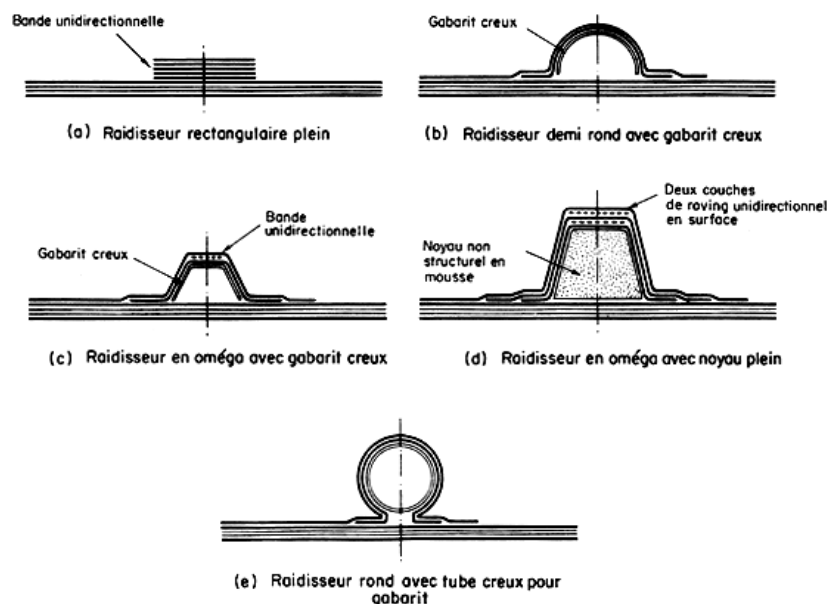


Figure 1-10: Différents types de raidisseurs composites [4]

1.2 Procédés de mise en œuvre

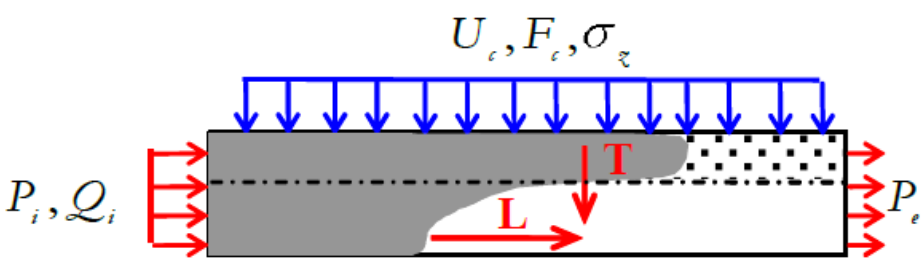
Plusieurs procédés de mise en œuvre existent pour garantir le respect des spécifications de conception, notamment l'orientation du renfort et le taux volumique de fibres, et sont employés selon la complexité de la pièce. On distingue deux types de procédés : d'une part, les procédés

par voie humide où le renfort est mélangé avec la matrice avant la phase de mise en forme, et d'autre part les procédés par voie sèche pour lesquels le mélange des composants s'effectue au cours de la mise en forme.

Les procédés par voie humide produisent des pièces de bonne qualité, avec un taux volumique de fibres élevé, une faible porosité et une bonne répartition de la résine. Mais le prix de cette qualité est considérable à cause des coûts de stockage des pré-imprégnés et du matériel nécessaire pour la mise en œuvre.

Les procédés par voie sèche permettent de réduire fortement les coûts liés à l'utilisation des pré-imprégnés tout en conservant la qualité des pièces obtenues. Les procédés LCM (Liquid Composite Molding) constituent une famille de procédés par voie sèche qui se réalisent à moule fermé. Ces procédés consistent à placer le renfort dans un moule et à l'imprégner de résine à l'état liquide. Ils sont décrits par une multitude de brevets et d'acronymes (Tableau 1-4) qui spécifient les conditions d'injection, la nature du moule ou encore les différentes étapes du procédé. On distingue deux sous-familles des procédés LCM : les procédés d'injection, où le moule est entièrement rigide, et les procédés d'infusion, réalisés avec un demi-moule rigide et une membrane souple.

Tableau 1-4: Classification des procédés LCM selon leurs spécificités [5]



| | Procédé | Nature du moule | Contrôle du moule | Drainant | Front | Pression d'injection [atm] | Pression d'évent [atm] |
|----------------------|-----------|-----------------|-------------------|---------------------------|-------|----------------------------|------------------------|
| Procédés d'injection | RTM | Rigide | Epaisseur fixe | Aucun | L | >1 | 1 |
| | VARTM | Rigide | Epaisseur fixe | Aucun | L | >1 | <1 |
| | RTM Light | Semi-Rigide | Déplacement | Préforme ⁽²⁾ | L | >1 | 1 |
| | CRTM | Rigide | Contrainte | Canal | L+T | >1 | <1 |
| Procédés d'infusion | VARI(M) | Souple | Contrainte | Aucun | L | 1 | <1 |
| | LRI | Souple | Contrainte | Préforme ^(1,2) | L+T | 1 | <1 |
| | SCRIMP | Souple | Contrainte | Filet ⁽¹⁾ | L+T | 1 | <1 |
| | RFI | Souple | Contrainte | Aucun | T | 1 | <1 |
| | FASTRAC | 2 membranes | Contrainte | Canal | L+T | 1 | <1 |
| | VAP | 2 membranes | Contrainte | Filet ⁽¹⁾ | L+T | 1 | <1 |

Les procédés d'injection, connus sous l'appellation RTM (Resin Transfer Molding), offre la possibilité d'injecter la résine avec une pression supérieure à la pression atmosphérique, grâce à la rigidité de leurs moules (Figure 1-11). Cette rigidité permet, de plus, de maîtriser l'épaisseur de la pièce d'une part et d'avoir des surfaces lisses des deux côtés de la pièce d'autre part. En revanche, le coût de fabrication des moules est très important, notamment pour les grandes structures (coques de bateaux, pales d'éoliennes...). De plus, les formes des pièces doivent être réalisables par moulage. Les procédés RTM sont donc plus adaptés à la mise en œuvre de pièces de petite taille, de forme réalisable par moulage, et en grandes séries afin d'amortir le coût du moule.

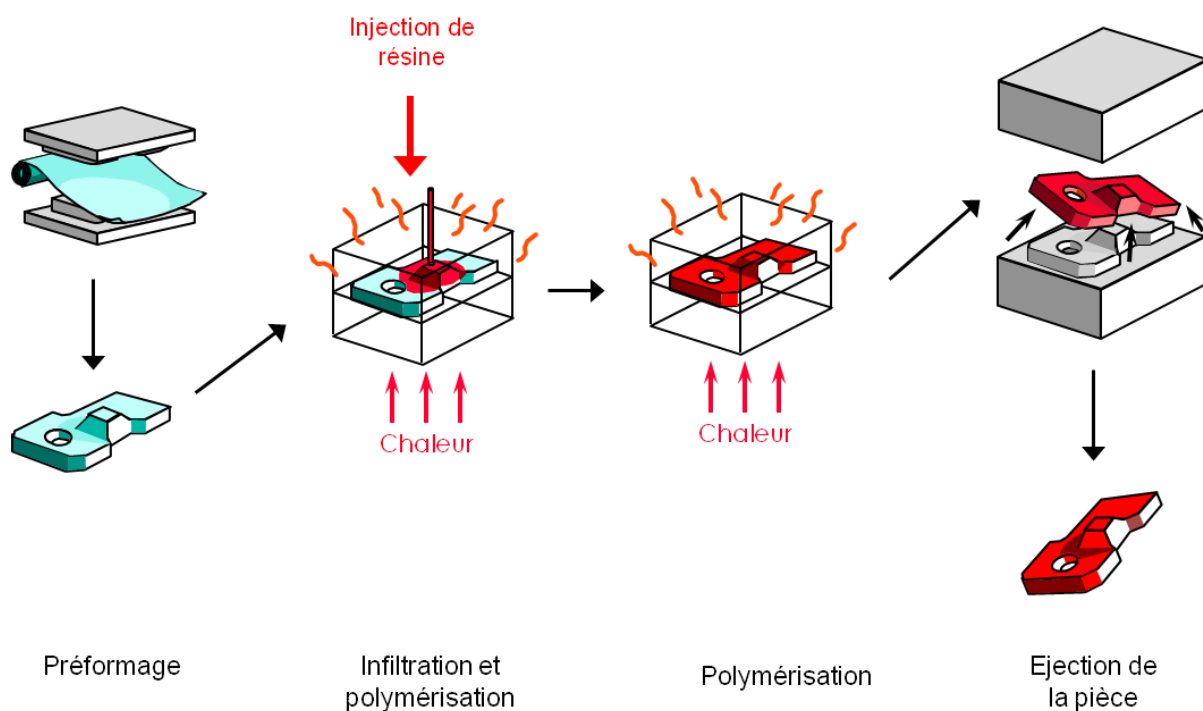
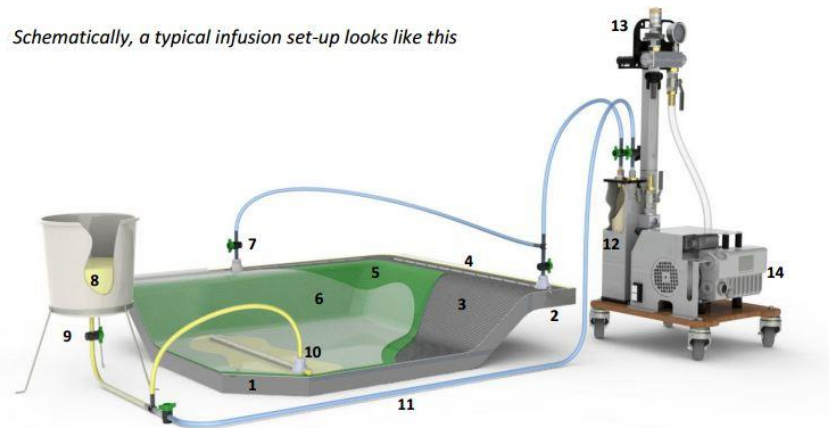


Figure 1-11: Les différentes étapes du procédé RTM

Les procédés d'infusion offrent la solution la plus adaptée pour la mise en œuvre des composites de grandes dimensions (Figure 1-12). Pour réaliser ce procédé, plutôt que d'utiliser un contre-moule rigide comme en RTM, la préforme est couverte par une membrane souple, appelée bache à vide. En générant un vide à l'intérieur du moule, cette bache comprime la préforme à l'aide de la pression externe.

L'utilisation de la bache permet de réduire considérablement le coût de fabrication du moule. De plus, cette flexibilité permet de fabriquer des pièces plus complexes que ce que peut produire le procédé RTM. Toutefois, ce procédé n'est pas adapté pour la production en grande série compte tenu de l'importance de la durée de son déploiement.



Key

| | | | |
|---|--|----|---|
| 1 | Mould, leak tight and pre-treated with mould release | 7 | Vacuum control valve(s). May be just a clamp on the vacuum tube |
| 2 | Sealing flange. Typically 75 mm (3") to 150 mm (6") wide | 8 | Resin (normally positioned below the part) |
| 3 | Laminate materials. Placed in mould in DRY state | 9 | Resin control valve. May be just a clamp on the resin feed tube |
| 4 | Permeable vacuum line under the bag | 10 | Resin entry point(s) |
| 5 | Disposable materials (typical). Peel ply above the laminate and flow medium above the peel ply | 11 | Optional vacuum line for pre-evacuation |
| 6 | Vacuum "bag". May be nylon (disposable) or a reusable film such as silicone rubber | 12 | Resin trap with internal catchpot |
| | | 13 | Vacuum controls |
| | | 14 | Vacuum pump |

Figure 1-12: Représentation schématique du procédé d'infusion [6]

La compression de la préforme permet d'obtenir un excellent taux volumique de fibres (jusqu'à 60%). En revanche, la pression d'injection ne peut pas dépasser la pression externe, qui est généralement égale à la pression atmosphérique sauf si on utilise un autoclave¹¹. Cela implique l'utilisation de résine peu visqueuse, en l'occurrence les résines TD. Dans le cas du procédé LRI (Liquid Resin Infusion), un drainant, qui est filet ou une grille de très grande perméabilité, est placé au-dessus de la préforme pour garantir le remplissage du moule avant la polymérisation de la résine. L'utilisation du drainant permet d'accélérer le remplissage du moule en ajoutant un écoulement de la résine dans la direction de l'épaisseur de la pièce.

1.3 Etapes et phénomènes physiques du procédé d'infusion

Les procédés d'infusion se déploient en suivant les étapes ci-contre (Figure 1-13):

- Le drapage de la préforme et des différentes couches de consommable du procédé
- la mise sous vide grâce à une pompe au niveau de la sortie
- le remplissage par aspiration de la résine
- la cuisson de la résine, et
- le démoulage

¹¹ Autoclave : Enceinte hermétique, destinée à la cuisson des matériaux composites, dans laquelle on peut appliquer et piloter simultanément un cycle thermique et un cycle de pression.

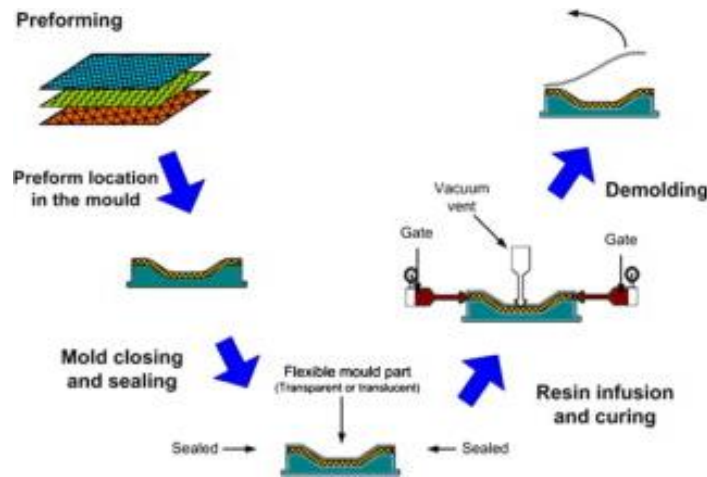


Figure 1-13: Etapes et phénomènes physiques (LRI) [7]

1.3.1 Drapage

L'étape de drapage consiste à disposer le renfort dans le moule tel qu'il doit être dans la pièce finale. Les plis du renfort sont donc découpés et disposés dans le moule avec les âmes et les raidisseurs qui les maintiennent dans la forme recherchée. Le moule est recouvert de démoulant au préalable afin d'éviter l'adhésion de la pièce avec le moule. Puis, le tissu d'arrachage¹², le drainant et la bâche à vide sont placés au-dessus de la préforme fibreuse (Figure 1-14).

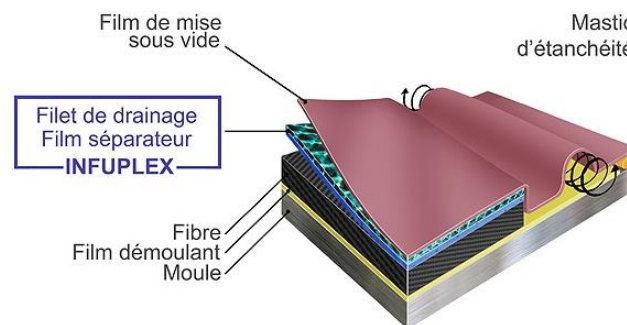


Figure 1-14: Disposition des différentes couches de consommables et du renfort utilisées en infusion [8]

Les déformations des plis par le drapage, en l'occurrence le cisaillement plan et la flexion, doivent être maîtrisées afin d'orienter les fibres comme prévu lors de la conception de la pièce (Figure 1-15). Ces déformations, outre l'intérêt structural de l'orientation des fibres, impactent les étapes suivantes du procédé. En effet, le cisaillement plan modifie la perméabilité du renfort (grandeurs et orientation) ainsi que son taux volumique de fibres. Quant à la flexion, une forte courbure concave dans la géométrie du moule (tel que le cas des coins de valise) entraîne une diminution de la perméabilité. Réciproquement, la présence d'un angle convexe augmente la perméabilité et engendre des canaux préférentiels.

¹² Tissu d'arrachage : un tissu qui permet de séparer le drainant de la préforme après polymérisation de la résine. Il permet aussi de soigner l'état de surface du côté du drainant.

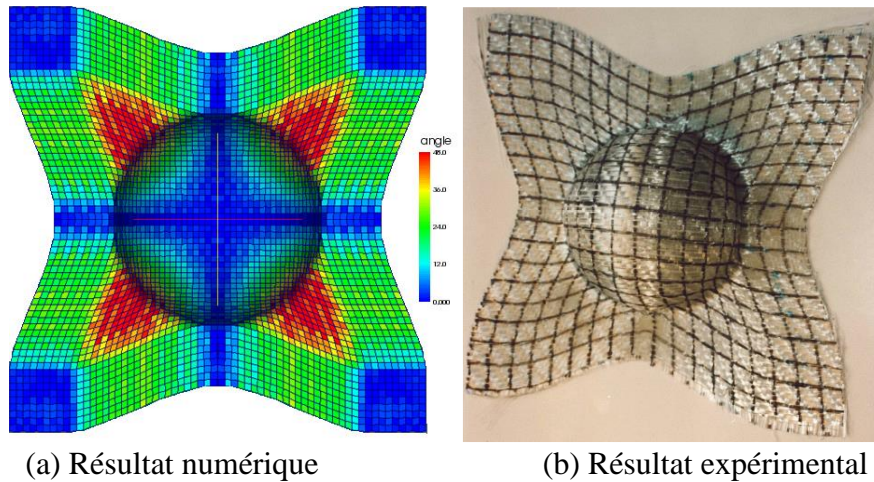


Figure 1-15 : Exemple de décadrage du tissu par le drapage [9]

1.3.2 Cycles de pré-compactage

Après l'étape du drapage, on génère le vide à l'intérieur du moule à l'aide d'une pompe, ce qui comprime la préforme sous l'action de la pression atmosphérique. Ensuite, des cycles de compactage sont réalisés en utilisant la pompe à vide. Ces cycles permettent d'imbriquer les plis de préforme entre eux afin d'augmenter le taux volumique de fibres.

1.3.3 Remplissage

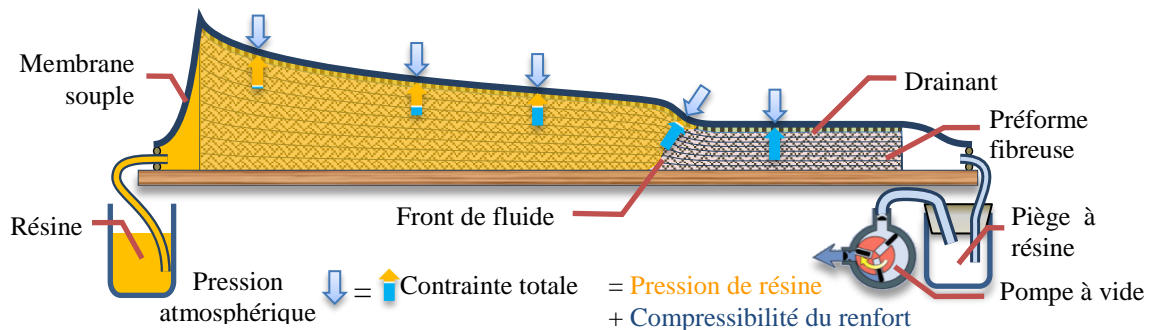


Figure 1-16: Représentation schématique du couplage hydromécanique en infusion

Durant cette étape principale du procédé, l'intérieur du moule est connecté avec un pot contenant de la résine dégazée au préalable, pour limiter l'apparition des bulles dans la préforme à cause de la chute de pression. Sous l'action du vide à l'intérieur du moule, la résine est injectée sous quasiment la pression atmosphérique et infiltre la préforme qui gonfle et voit son taux volumique de fibres diminuer (Figure 1-16). Ce gonflement de la préforme est dû à son déchargement par la pression de la résine qui la traverse. Par conséquent, cela modifie la perméabilité de la préforme et affecte l'écoulement de la résine. On parle alors de couplage hydromécanique. Outre ce couplage, le transfert de chaleur entre le moule, le renfort et la résine est couplé avec la réticulation de la résine. En effet, cette réaction chimique dépend de la température et est exothermique, d'où son couplage fort avec le transfert thermique. Ces

phénomènes sont couplés fortement avec le couplage hydromécanique car leurs advections dépend de l'écoulement d'une part et la viscosité de la résine dépend de la température et du degré de réticulation d'autre part (Figure 1-17).

A noter qu'au voisinage du front de l'écoulement, il existe une dépression liée aux phénomènes de tensions de surface. Cette différence de pression, appelée pression capillaire ou pression de Laplace, dépend de plusieurs paramètres, dont la vitesse du fluide et le diamètre des pores.

Par ailleurs, l'arrangement des fibres en mèches engendre une double échelle de pores, à savoir les pores intermèches appelés macropores et les pores intramèches appelés micropores. Cette double échelle de pores engendre donc deux perméabilités différentes et deux effets capillaires différents. Par conséquent, l'écoulement intramèche (à l'échelle microscopique) diffère de l'écoulement intermèche (à l'échelle mésoscopique) donnant lieu à un front de fluide sous forme de région partiellement imprégnée. Par homogénéisation de l'écoulement, ce remplissage partiel est représenté à l'échelle macroscopique par la notion de saturation, qui représente le taux de remplissage de l'espace poral.

De l'écoulement diphasique (air & résine) peut résulter des défauts de remplissage. Cet aspect couplé avec le phénomène de saturation peut donner lieu à des microbulles à l'échelle microscopique, à des macrobulles à l'échelle mésoscopique ou à des zones sèches à l'échelle macroscopique. Après leur création, ces bulles sont comprimées et transportées par l'écoulement sous l'effet de la pression de la résine qui les entoure.

Par ailleurs, la gravité peut avoir des effets non-négligeables et doit être prise en compte si de grandes différences de hauteurs existent dans le moule lors de la mise en œuvre de la pièce.

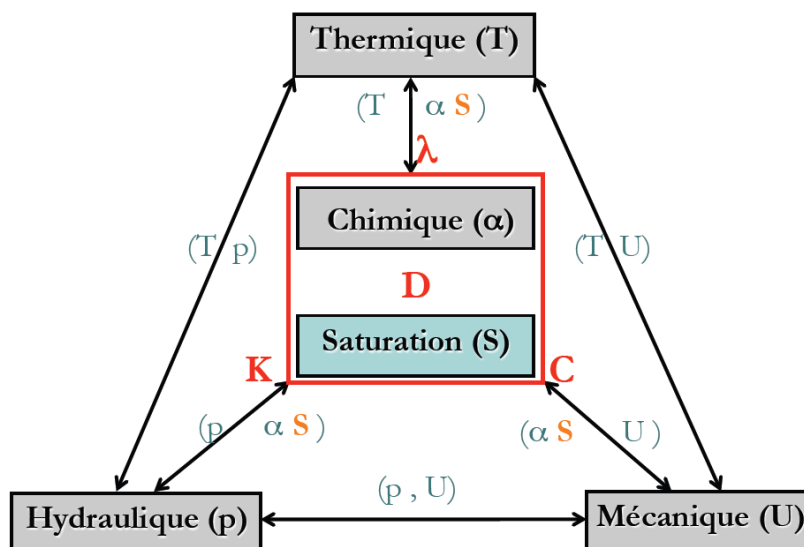


Figure 1-17: Couplage des phénomènes physiques qui régissent l'infusion [10]

D'autres phénomènes se manifestent dans des cas spécifiques. Par exemple, dans le cas des fibres naturelles, la résine est absorbée par les fibres, ce qui les gonfle. Ce phénomène d'absorption modifie la perméabilité du renfort et donc l'écoulement de la résine. Dans le cas où la résine est chargée, on assiste au phénomène de filtrage et de colmatage qui régissent l'infiltration des particules dans la préforme. Ou encore, la rhéologie de la résine qui dans certains cas est non-newtonienne¹³ ou polyphasique (viscosité différente à l'intérieur et entre les mèches), impliquant ainsi la variation de la viscosité en fonction de la vitesse et de l'échelle de porosité.

1.3.4 Post remplissage

Lorsque l'étape du remplissage se termine (infusion complète de la préforme), plusieurs options d'ouverture et de fermeture des vannes d'entrée et sortie peuvent être envisagées. Pour expulser les bulles, on continue le pompage. Pour diminuer le taux volumique de fibres, on effectue le gavage en fermant les vannes de la sortie. Pour équilibrer les pressions et par conséquent les épaisseurs, on ferme l'entrée et on maintient la pression externe pour re-compacter la préforme. Cette phase est également régie par le couplage hydromécanique, la réticulation et le transfert thermique.

1.3.5 Cuisson et démoulage

Une fois que la réticulation de la résine atteint son point de gel, la résine cesse de s'écouler et commence à se solidifier (vitrification). Ensuite, le moule est refroidi pour retirer la pièce. Par la vitrification, le volume de la résine diminue (le retrait chimique) et sous l'effet du refroidissement (Figure 1-18), le renfort, la matrice et le moule se rétrécissent chacun selon son coefficient de dilatation. La différence entre le retrait total de la matrice (chimique et thermique) et celui du renfort provoque des contraintes résiduelles dans la pièce composite et peut engendrer des déformations voire des écarts géométriques qui peuvent être relativement importants (Figure 1-19). A noter que la friction avec le moule, les comportements viscoélastiques ou encore la libération des contraintes par des cycles thermiques rendent difficile la maîtrise de la déformation finale de la pièce.

¹³ Fluide newtonien: fluide dont la viscosité est constante

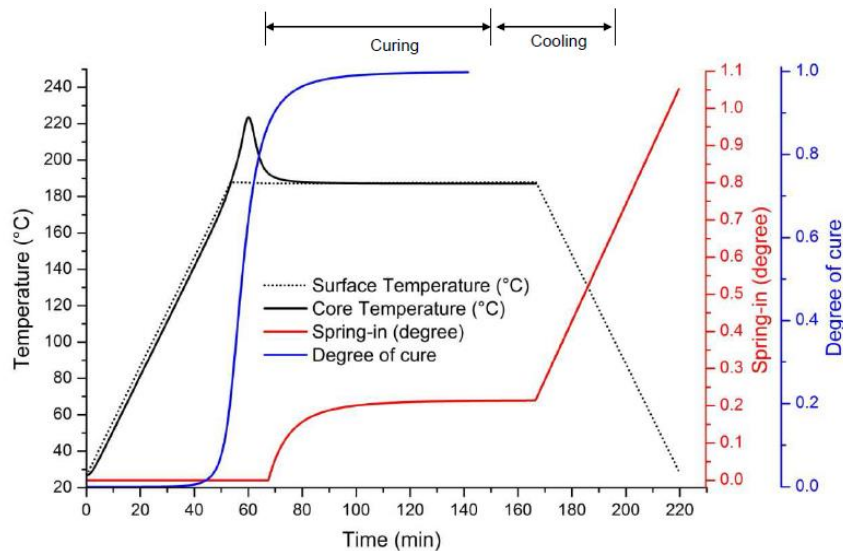


Figure 1-18: Profils de température, degré de cuisson et angle de distorsion durant les cycles de fabrication [11]

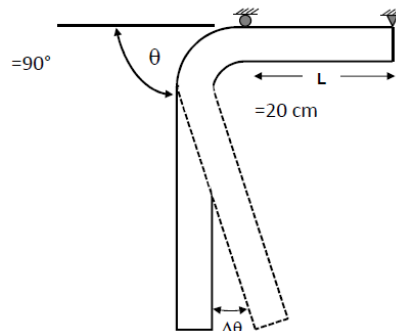


Figure 1-19: Exemple de distorsion d'angle par contraintes résiduelles [11]

1.3.6 Caractéristiques et défauts de la pièce produite

La pièce mise en œuvre par infusion présente généralement une légère différence de taux volumique de fibres entre le seuil d'injection et à l'évent ainsi que entre les niveaux bas et haut de la hauteur de la pièce élaborée, à cause du couplage HM et l'effet de la gravité si la pièce comporte des différences de potentiel importantes.

Parmi les défauts de fabrication, il y a d'une part, les porosités qui peuvent se créer pendant la mise en œuvre et qui sont dues à l'écoulement, en l'occurrence l'air piégé sous forme de microbulles à l'intérieur des mèches, de macro-bulles entre les mèches ou encore la formation des zones sèches à l'échelle macroscopique. Puis, d'autre part, les défauts liés à la solidification, en l'occurrence les distorsions dues aux contraintes résiduelles. Ces défauts doivent être maîtrisés et limités car les porosités conduisent à des fragilisations dans les composites et les contraintes résiduelles peuvent introduire des déformations dans la pièce et mènent à de nombreux problèmes à l'assemblage, ce qui constitue actuellement l'un des défis majeurs dans l'aéronautique, où des tolérances particulièrement serrées sont requises.

1.4 Conclusion du chapitre

Dans ce premier chapitre, une présentation d'un ensemble de généralités sur les matériaux composites est donnée. Différents procédés de mise en œuvre utilisés pour la fabrication des composites à fibres continues sont rappelés. Une attention particulière a été réservée aux procédés LCM. Le cas spécifique du procédé d'infusion, concerné par cette étude, a été présenté de façon plus détaillée.

Cette présentation souligne également le rôle important des procédés de mise en œuvre dans l'élaboration des matériaux composites. Le développement de l'industrie des composites dans les différents secteurs industriels passe obligatoirement par la mise en place de nouveaux procédés et de nouveaux matériaux. Les avantages fournis par les procédés de mise en œuvre par infusion sont nombreux et prometteurs, tant en terme de coût que de propriétés mécaniques finales des structures composites. Cependant, ces procédés sont peu maîtrisés et les caractéristiques de la pièce finale difficilement prévisibles (principalement l'épaisseur et les défauts...).

La maîtrise et l'optimisation de ces procédés nécessitent le recours à de solutions numériques mettant en place des espaces d'essais virtuels et réduisant les campagnes de caractérisation et de qualification. Le travail développé dans cette thèse s'inscrit dans ce cadre. Il vise à apporter une contribution à la compréhension de la physique du procédé d'infusion en termes de modélisation de l'écoulement à travers un milieu fibreux déformable et au développement d'outils de simulation numérique plus performant capable de rendre compte des phénomènes physiques mis en jeu.

Nous nous intéresserons par la suite dans les prochains chapitres à l'étude de ce type d'écoulement, une attention particulière sera portée à la prise en compte du couplage hydromécanique qui se produit au sein de ses milieux fibreux déformables.

2 Ecoulement en milieu fibreux déformable : notions physiques et état de l'art

Sommaire

| | | |
|----------|--|-----------|
| 2 | Ecoulement en milieu fibreux déformable : notions physiques et état de l'art..... | 27 |
| 2.1 | Milieu poreux | 28 |
| 2.1.1 | Définition | 28 |
| 2.1.2 | Porosité..... | 28 |
| 2.1.3 | Echelle de pores | 29 |
| 2.1.4 | Echelle d'étude..... | 30 |
| 2.1.5 | Volume Elémentaire Représentatif (VER)..... | 30 |
| 2.2 | Modélisation de l'écoulement | 31 |
| 2.2.1 | Conservation de la masse dans un VER déformable..... | 31 |
| 2.2.2 | Lois constitutives..... | 34 |
| 2.2.3 | Modèles de perméabilité | 41 |
| 2.3 | Relation d'équilibre | 49 |
| 2.3.1 | Loi de Terzaghi | 49 |
| 2.3.2 | Loi de Biot..... | 50 |
| 2.3.3 | Compressibilité 1D..... | 51 |
| 2.4 | Compressibilité du renfort | 53 |
| 2.4.1 | Modèles micromécaniques | 56 |
| 2.4.2 | Modèles empiriques | 57 |
| 2.5 | Couplage hydromécanique | 58 |
| 2.6 | Conclusion du chapitre | 60 |

Ce chapitre est dédié à l'étude des écoulements de fluides à travers des milieux fibreux déformables. Le focus est positionné principalement sur la modélisation de l'écoulement à

travers ces milieux en relation notamment avec le procédé d'infusion. Il présente brièvement dans un premier temps, des notions physiques nécessaires à l'étude de ce type d'écoulement, à savoir les caractéristiques influents du milieu poreux sur l'écoulement du fluide, et dans un second temps ; les théories développées pour étudier la déformation des milieux fibreux sous l'action de l'écoulement du fluide qui l'infiltré.

2.1 Milieu poreux

2.1.1 Définition

Un milieu poreux est un solide qui contient des vides interstitiels, interconnectés ou non appelés « pores ». Selon Schoeller [12], on distingue deux catégories de pores : les pores ouverts et les pores fermés (Figure 2-1).

- Les pores ouverts sont des vides inter-connectants et connectés avec l'extérieur du matériau. On parle de pores pénétrants lorsque ces derniers relient au moins deux faces du matériau poreux.
- Les pores fermés sont des cavités isolées de l'extérieur du matériau.

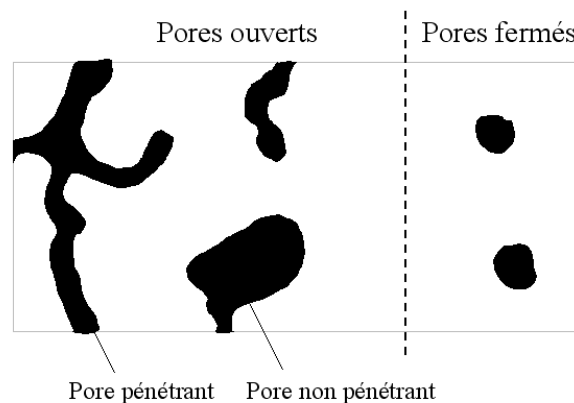


Figure 2-1: Types de pores selon Schoeller [13]

2.1.2 Porosité

Le milieu poreux se caractérise par sa porosité. La porosité, généralement notée ϕ , est une grandeur sans dimension qui représente le ratio du volume creux dans le milieu :

$$\phi = \frac{V_{pores}}{V_{total}} \quad \text{Eq. 2-1}$$

Le terme porosité peut aussi faire référence aux cavités qui restent dans le matériau composite après la solidification de la matrice, et qui représentent des défauts de mise en œuvre. Dans cette étude, le terme porosité désignera uniquement la porosité du renfort donnée par l'équation (Eq. 2-2) :

$$\phi = 1 - \frac{V_{solide}}{V_{total}} = 1 - V_f \quad \text{Eq. 2-2}$$

où V_f est le taux volumique de fibres qui correspond à la part du volume du solide dans le volume total.

2.1.3 Echelle de pores

Outre la porosité, la taille des pores a un impact direct sur l'écoulement en milieu poreux. Or dans le cas des renforts fibreux, à l'exception du mat, ces derniers se constituent de mèches, ce qui implique une double échelle de taille de pores. La Figure 2-2 illustre la répartition des pores en fonction de leurs tailles dans un mat et dans un renfort constitué de mèches, où les pores sont classés en micropores (pores dans les mèches) et macropores (pores entre les mèches) (Figure 2-3).

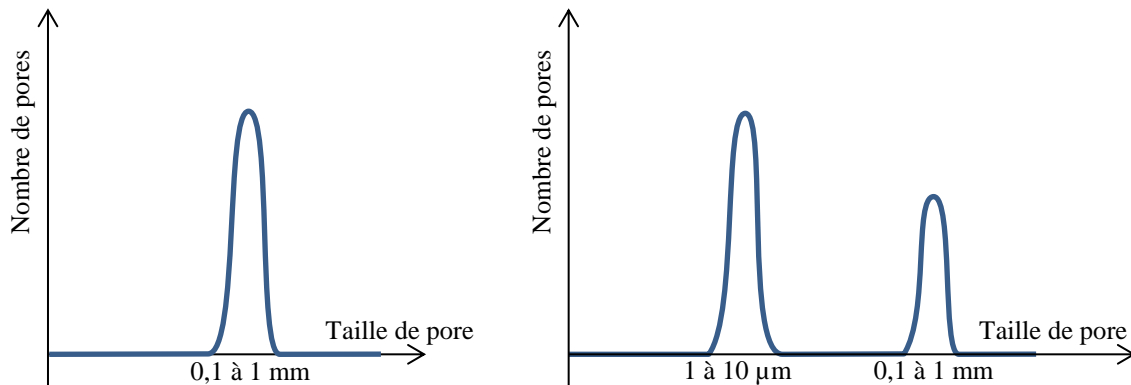


Figure 2-2: Distribution des pores en fonction de leurs tailles dans un renfort à simple échelle de pores (gauche) et un renfort à double échelle de pores (droite)

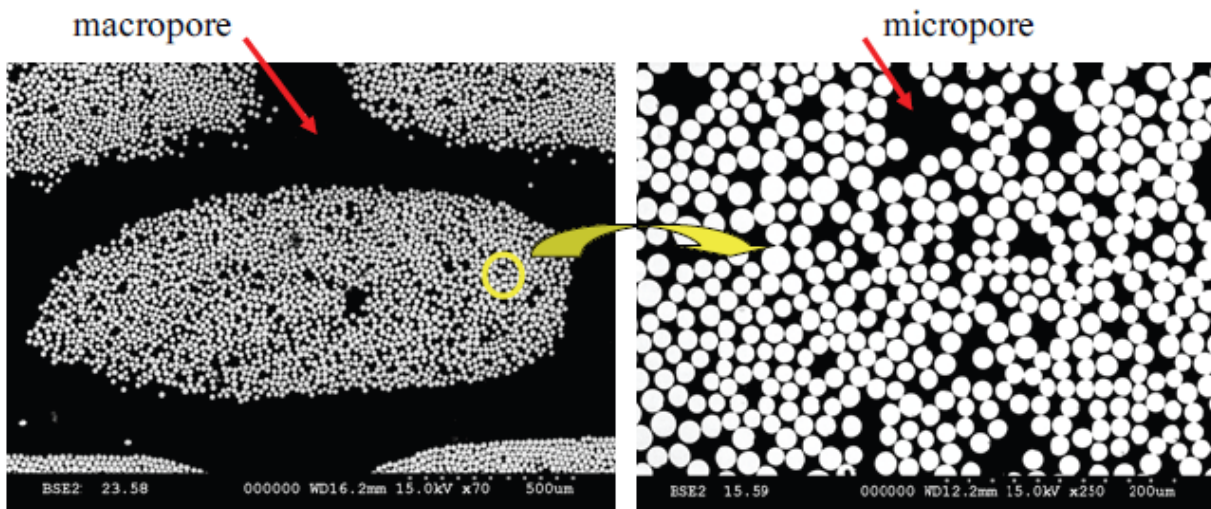


Figure 2-3: Macropores et micropores du milieu fibreux [14]

2.1.4 Echelle d'étude

Les phénomènes qui se produisent dans le milieu fibreux à double échelle de porosité peuvent être étudiés à l'échelle microscopique (échelle de fibre), à l'échelle mésoscopique (échelle de mèche) ou à l'échelle macroscopique (échelle du tissu).

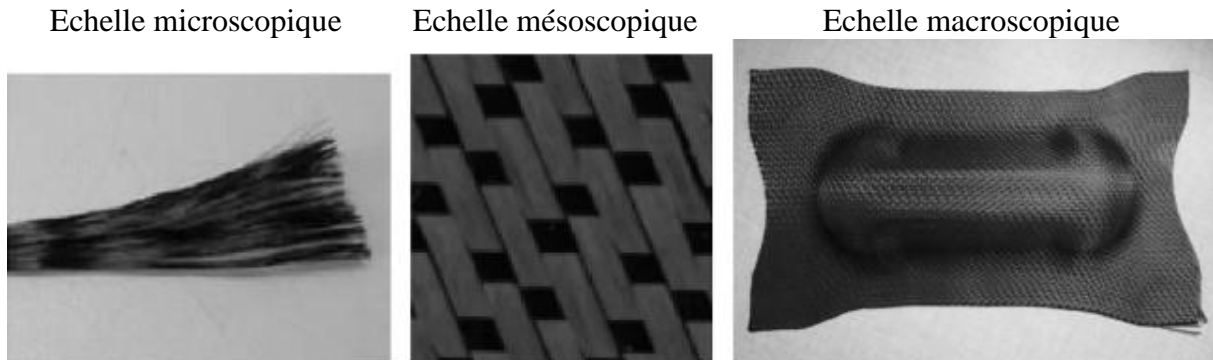


Figure 2-4: Echelles d'étude dans un milieu fibreux à double échelle de porosité [15]

L'étude des phénomènes à l'échelle microscopique est, de toute évidence, la plus précise. Toutefois, l'étude de la pièce entière à cette échelle est irréalisable. Ainsi, on remonte à des échelles supérieures pour simplifier les calculs et réduire le temps des simulations. L'échelle d'étude choisie, dans cette thèse, pour modéliser le procédé d'infusion est l'échelle macroscopique. Ce choix est imposé par la taille importante des structures composites mises en œuvre par infusion.

2.1.5 Volume Élémentaire Représentatif (VER)

Le choix de l'échelle macroscopique nécessite la description, à cette échelle, des phénomènes physiques qui se produisent aux échelles inférieures. Cette description implique l'homogénéisation de ces phénomènes ; une technique de moyennisation qui consiste à remplacer un milieu hétérogène par un milieu homogène équivalent, dit effectif ou macroscopique. Plusieurs théories d'homogénéisation sont développées dans la littérature [16]. La technique la plus fréquemment utilisée en mécanique est la méthode du 'Volume Élémentaire Représentatif VER'. Cette méthode est bien détaillée par S. Whitaker [16].

Le milieu poreux étudié dans cette étude est un milieu périodique à double échelle de pores. La taille du VER doit être de l'ordre de la période du motif répété, en l'occurrence la maille élémentaire du renfort (Figure 2-5).

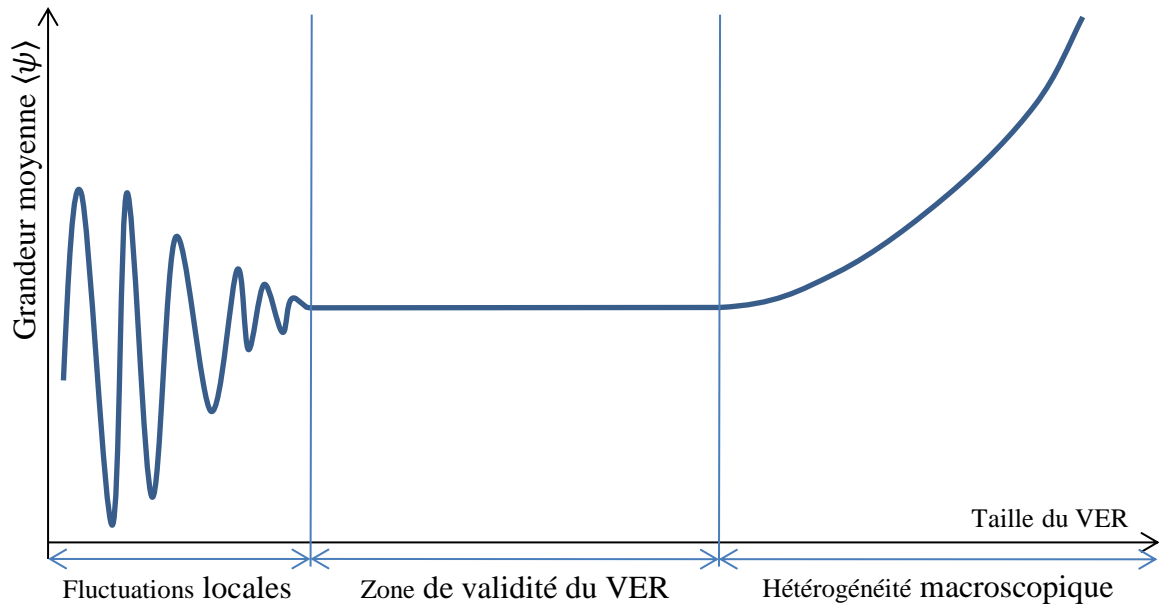


Figure 2-5: Influence de la taille du VER sur les grandeurs moyennées

2.2 Modélisation de l'écoulement

La description de l'écoulement nécessite l'association de la loi de conservation de la masse à des lois constitutives et aux conditions aux limites.

La conservation de la masse, également appelée équation de continuité, traduit la loi de Lavoisier « *Rien ne se perd, rien ne se crée, tout se transforme* ». Cette équation établit, dans un volume, le lien entre l'évolution de la masse dans le temps et les débits massiques à travers les bords de ce volume.

L'équation constitutive est une relation mathématique traduisant le comportement mécanique d'un matériau, par exemple la relation de contrainte / déformation pour le calcul de structure solide ou la relation entre vitesse et pression pour l'écoulement d'un fluide.

2.2.1 Conservation de la masse dans un VER déformable

La forme locale de la conservation de la masse s'écrit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot (\rho \bar{v}) = 0 \quad \text{Eq. 2-3}$$

où ρ désigne la masse volumique [kg/m^3] de la matière et \bar{v} son vecteur vitesse [m/s].

La déformation du VER ne se manifeste pas dans l'équation de conservation de la masse établie pour la seule phase fluide [17]. Pour mettre en évidence la déformation du VER, il est nécessaire d'établir l'équation de conservation de la masse pour chaque phase (fluide et solide) et de combiner ces équations [18].

On définit d'abord $\overline{v_{rel}}$ la vitesse relative du fluide par rapport au solide, également appelée vitesse de filtration :

$$\overline{v_{rel}} = \overline{v_{fl}} - \overline{v_s} \quad \text{Eq. 2-4}$$

Dupuit [19] a remarqué que la vitesse, exprimée par la loi de Darcy, doit être plus faible que la vitesse dans les pores et il a défini la vitesse de Darcy \bar{u} comme suit :

$$\bar{u} = \phi \overline{v_{rel}} \quad \text{Eq. 2-5}$$

Afin de déterminer la loi de conservation de la masse dans un VER déformable, on écrit le système d'équations constitué de l'équation de conservation de la masse d'un fluide compressible, de masse volumique ρ , et celle d'un solide incompressible :

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot (\rho\phi \overline{v_{fl}}) = 0 \\ \frac{\partial V_f}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot (V_f \overline{v_s}) = 0 \\ \phi + V_f = 1 \end{cases} \quad \text{Eq. 2-6}$$

En développant les divergents de ce système, on obtient :

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \bar{\nabla}(\rho\phi) \cdot \overline{v_{fl}} + \phi\rho\bar{\nabla} \cdot (\overline{v_{fl}}) = 0 \\ \frac{\partial V_f}{\partial t} + \bar{\nabla}(V_f) \cdot \overline{v_s} + V_f\bar{\nabla} \cdot (\overline{v_s}) = 0 \\ \phi + V_f = 1 \end{cases} \quad \text{Eq. 2-7}$$

Les transports de gradient sont négligeables devant les autres termes. On écrit donc :

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \phi\rho\bar{\nabla} \cdot (\overline{v_{fl}}) = 0 \\ \frac{\partial V_f}{\partial t} + V_f\bar{\nabla} \cdot (\overline{v_s}) = 0 \\ \phi + V_f = 1 \end{cases} \quad \text{Eq. 2-8}$$

En développant la première équation :

$$\begin{cases} \frac{\partial\phi}{\partial t} + \frac{\phi}{\rho} \frac{\partial\rho}{\partial t} + \phi\bar{\nabla} \cdot (\overline{v_{fl}}) = 0 \\ \frac{\partial V_f}{\partial t} + V_f\bar{\nabla} \cdot (\overline{v_s}) = 0 \\ \phi + V_f = 1 \end{cases} \quad \text{Eq. 2-9}$$

A partir de l'équation Eq. 2-4 et Eq. 2-9, et en exprimant la deuxième équation en fonction de ϕ on écrit :

$$\begin{cases} \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{\phi}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \phi \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_{rel}) + \phi \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_s) = 0 \\ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \phi \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_s) = \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_s) \\ \phi + V_f = 1 \end{cases} \quad \text{Eq. 2-10}$$

En combinant les deux premières équations du système dans la première équation et à l'aide de la deuxième équation du système Eq. 2-9, on obtient

$$\begin{cases} \frac{\phi}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \phi \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_{rel}) + \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_s) = 0 \\ \bar{\nabla} \cdot (\bar{v}_s) = -\frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} \\ \phi + V_f = 1 \end{cases} \quad \text{Eq. 2-11}$$

A partir de Eq. 2-5 et en combinant les deux premières équations de Eq. 2-11, on obtient l'équation de la conservation de la masse d'un fluide compressible dans un VER déformable :

$$\bar{\nabla} \cdot (\bar{u}) = \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} - \frac{\phi}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad \text{Eq. 2-12}$$

Dans le cas d'un fluide incompressible, notamment pour un liquide, le terme source de la compressibilité est nul. On obtient dans ce cas l'équation de conservation de la masse dans un VER déformable couramment utilisée dans la littérature :

$$\bar{\nabla} \cdot (\bar{u}) = \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} \quad \text{Eq. 2-13}$$

En assimilant le comportement de l'air à celui d'un gaz parfait :

$$\rho = \frac{P}{RT} \quad \text{Eq. 2-14}$$

Et finalement, à partir de Eq. 2-12, l'équation de conservation de la masse d'un fluide compressible dans un milieu déformable prend la forme :

$$\bar{\nabla} \cdot (\bar{u}) = \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} - \frac{\phi}{P} \frac{\partial P}{\partial t} \quad \text{Eq. 2-15}$$

2.2.2 Lois constitutives

La loi constitutive recherchée dans le cas étudié doit établir un lien entre la vitesse du fluide et sa pression ainsi que d'autres paramètres comme la viscosité. Cette loi peut se déduire de la combinaison des lois de conservation de la masse et de la quantité de mouvement. Plusieurs lois existent selon les hypothèses considérées.

Dans la suite, on présentera la loi de Stokes, la loi de Darcy et la loi de Brinkman.

2.2.2.1 Loi de Stokes

L'équation de conservation de la quantité de mouvement traduit la deuxième loi de Newton et s'écrit :

$$\frac{D\rho\bar{v}}{Dt} = \frac{\partial(\rho\bar{v})}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot (\rho\bar{v} \otimes \bar{v}) = \sum \overline{F_{Ext}} \quad \text{Eq. 2-16}$$

Avec :

$$\sum \overline{F_{Ext}} = \bar{\nabla} \cdot \bar{\sigma} + \rho\bar{g} \quad \text{Eq. 2-17}$$

Où $\bar{\sigma}$ est le tenseur des contraintes et $\rho\bar{g}$ les forces volumiques.

Si le fluide est newtonien :

$$\bar{\sigma} = -p\bar{I} + \bar{\tau} = -p\bar{I} - \frac{2}{3}\mu(\nabla \cdot \bar{v})\bar{I} + 2\mu\bar{D} \quad \text{Eq. 2-18}$$

Avec $\bar{D} = \frac{1}{2}(\bar{\nabla}\bar{v} + (\bar{\nabla}\bar{v})^T)$ et donc :

$$\bar{\nabla} \cdot \bar{D} = \frac{1}{2}(\bar{\nabla} \cdot (\bar{\nabla}\bar{v}) + \bar{\nabla}(\nabla \cdot \bar{v})) \quad \text{Eq. 2-19}$$

Si le fluide est incompressible : $\nabla \cdot \bar{v} = 0$ et $\rho = cst$, on obtient alors à partir de (Eq. 2-18) et (Eq. 2-19) :

$$\bar{\nabla} \cdot \bar{\sigma} = -\bar{\nabla}p - \bar{\nabla} \cdot \left(\frac{2}{3}\mu(\nabla \cdot \bar{v}) \right) + \mu(\bar{\nabla} \cdot (\bar{\nabla}\bar{v}) + \bar{\nabla}(\nabla \cdot \bar{v})) = -\bar{\nabla}p + \mu\bar{\Delta}\bar{v} \quad \text{Eq. 2-20}$$

A partir de (Eq. 2-16), (Eq. 2-17), (Eq. 2-20) et [$\rho = cst$], on obtient l'équation de Navier-Stokes :

$$\rho \left[\frac{\partial\bar{v}}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot (\bar{v} \otimes \bar{v}) \right] = -\bar{\nabla}p + \mu\bar{\Delta}\bar{v} + \rho\bar{g} \quad \text{Eq. 2-21}$$

Pour les écoulements en procédés LCM, le nombre de Reynolds¹⁴ est largement inférieur à 1. Ainsi, les forces inertielles de l'équation de Navier-Stokes $\rho \bar{\nabla} \cdot (\bar{v} \otimes \bar{v})$ peuvent être négligées devant les forces visqueuses $\mu \bar{\Delta} \bar{v}$. En considérant l'écoulement quasi-stationnaire, on néglige également le terme évolutif $\rho \frac{\partial \bar{v}}{\partial t}$. Ainsi, la partie gauche de l'équation devient nulle et la conservation de la quantité de mouvement est alors gouvernée par la loi de Stokes :

$$-\bar{\nabla} p + \mu \bar{\Delta} \bar{v} + \rho \bar{g} = 0 \quad \text{Eq. 2-22}$$

Dans le cas où les forces volumiques, essentiellement la gravité, sont négligées, l'équation de Stokes s'écrit :

$$\bar{\Delta} \bar{v} = \frac{1}{\mu} \bar{\nabla} p \quad \text{Eq. 2-23}$$

L'équation de Stokes s'applique pour un écoulement dans un espace vide, ce qui correspond à l'échelle microscopique dans le cas d'un fluide qui infiltre un milieu poreux. Quant aux écoulements aux échelles supérieures (mésoscopique ou macroscopique), il est nécessaire de formuler une loi effective qui permet de décrire dans ces échelles un écoulement équivalent à celui en échelle microscopique.

2.2.2.2 Loi de Darcy

2.2.2.2.1 Homogénéisation de la loi de Stokes

La loi de Darcy représente une homogénéisation de la loi de Stokes dans un VER de milieu poreux. En moyennant l'équation (Eq. 2-22), on écrit :

$$\langle \bar{\nabla} p - \rho \bar{g} \rangle = \langle \mu \bar{\Delta} \bar{v} \rangle \quad \text{Eq. 2-24}$$

A partir de (Eq. 2-24) et en considérant la masse volumique et les forces volumiques constantes dans le volume de pore V_p , on obtient :

$$\bar{\nabla} \langle p \rangle - \rho \bar{g} = \frac{1}{V} \int_{V_p} \mu \bar{\Delta} \bar{v} dV \quad \text{Eq. 2-25}$$

Hirasaki [20] a montré que :

$$\frac{1}{V} \int_{V_p} \mu \bar{\Delta} \bar{v} dV = \frac{1}{V} \int_{S_p} \mu \bar{\nabla} \bar{v} \cdot \bar{n} dS \cong -\mu \frac{\langle \bar{v} \rangle}{d_p^2} \quad \text{Eq. 2-26}$$

Où d_p est le diamètre de pore

¹⁴ Le nombre de Reynolds représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses et permet de déterminer le régime d'écoulement (régime laminaire, régime turbulent).

A partir de (Eq. 2-25) et (Eq. 2-26), on retrouve l'équation de Darcy généralisée :

$$\langle \bar{v} \rangle = - \frac{d_p^2}{\mu} (\bar{\nabla} \langle p \rangle - \rho \bar{g}) \quad \text{Eq. 2-27}$$

2.2.2.2.2 Expérience de Darcy

Historiquement, la loi de Darcy a été introduite par Henri Darcy en 1856 [21] en étudiant l'écoulement dans les filtres sableux qui relient les fontaines de la ville de Dijon. Ses expériences consistent à mesurer la chute de pression en fonction du débit d'eau qui traverse une colonne de sable. Il établit ainsi une relation empirique qui porte son nom :

$$Q = Sk\Delta H \quad \text{Eq. 2-28}$$

Avec Q le débit volumique du fluide [$\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$], k la conductivité hydraulique du conduit, S sa section [m^2] et $\Delta H = \frac{\Delta P}{\rho g_z}$ [m] la différence d'hauteur hydraulique. En introduisant la perméabilité, qui représente la grandeur intensive¹⁵ de la conductivité hydraulique, cette équation prend la forme :

$$Q = S \frac{K \Delta P}{\mu L} \quad \text{Eq. 2-29}$$

Avec ΔP la perte de charge [Pa], μ la viscosité du fluide [Pa.s], L la longueur du conduit [m] et K la perméabilité du milieu poreux [m^2].

Dans le cas d'un milieu poreux anisotrope, la perméabilité est représentée par un tenseur $\bar{\bar{K}}$. En considérant la gravité \bar{g} , la loi de Darcy généralisée s'écrit :

$$\bar{u} = - \frac{\bar{\bar{K}}}{\mu} (\bar{\nabla} p - \rho \bar{g}) \quad \text{Eq. 2-30}$$

A noter que le vecteur \bar{u} est la vitesse de Darcy, qui représente la vitesse qu'aurait le fluide dans un milieu vide ($\phi = 1$). La vitesse apparente du fluide \bar{v} est égale à la vitesse de Darcy divisée par la porosité du milieu poreux. (Hypothèse de Dupuit) [19] :

$$\bar{v} = \frac{\bar{u}}{\phi} \quad \text{Eq. 2-31}$$

¹⁵ Intensive : (antonyme extensive), grandeur par unité de volume/ grandeur volumique ou surfacique comme ex pression force,

Le tenseur de perméabilité \bar{K} est diagonalisable, car symétrique, et ses valeurs propres représentent les perméabilités dans les directions principales.

$$\bar{K} = \begin{bmatrix} K_1 & 0 & 0 \\ 0 & K_2 & 0 \\ 0 & 0 & K_3 \end{bmatrix}_{\bar{e}_1, \bar{e}_2, \bar{e}_3}$$

Les plis de renfort ont généralement une configuration plane, ainsi K_1 et K_2 correspondent aux perméabilités planaires principales et K_3 désigne la perméabilité transverse (dans le sens de l'épaisseur). Le rapport K_2/K_1 représente le taux d'anisotropie du tissu (avec $K_1 > K_2$). L'angle d'orientation du tenseur de perméabilité θ est l'angle que constitue la direction \bar{e}_1 avec le sens chaîne du tissu.

Dans le cas où la gravité est négligée, la loi de Darcy prend la forme suivante :

$$\bar{u} = -\frac{\bar{K}}{\mu} \bar{\nabla} p \quad \text{Eq. 2-32}$$

2.2.2.2.3 Domaine de validité de la loi de Darcy

La loi de Darcy stipule que la vitesse du fluide soit proportionnelle à son gradient de pression. Or les expériences montrent que, au-delà d'une certaine valeur de vitesse, cette proportionnalité n'est plus respectée (Figure 2-6). En effet, la loi de Darcy est valide pour des nombres de Reynolds inférieurs à 10.

Le nombre de Reynolds d'un écoulement en milieu poreux se calcule comme suit :

$$Re = \frac{u\sqrt{K}\rho}{\mu} \quad \text{Eq. 2-33}$$

Etant donné que le nombre de Reynolds des écoulements dans les procédés LCM est largement inférieur à 1, la loi de Darcy est valable pour leur étude.

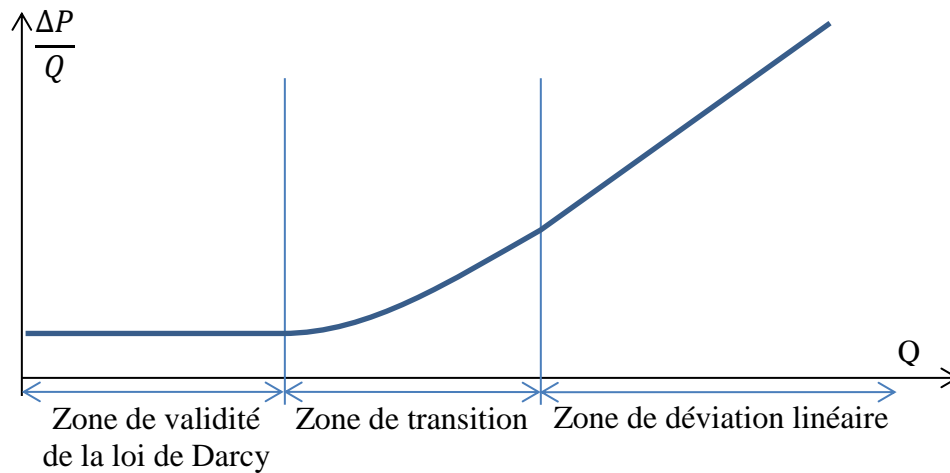


Figure 2-6: Zone de validité de la loi de Darcy

En découlant de l'homogénéisation de la loi de Stokes, la loi de Darcy doit obéir aux hypothèses de la loi de Stokes, à savoir :

- Le fluide est newtonien et incompressible,
- L'écoulement est quasi-stationnaire ; supposé suffisamment lent pour négliger que les forces d'inertie,
- La pression est suffisamment grande pour négliger les effets capillaires.

Une adaptation de la loi de Darcy pour les écoulements d'importants nombres de Reynolds est proposée dans le cadre de la loi de Darcy-Forchheimer [22] :

$$\bar{\nabla} p = \frac{\mu}{K} \cdot \bar{u} + b \cdot \rho \cdot \bar{u}^2 \quad \text{Eq. 2-34}$$

Avec b le coefficient de Forchheimer.

2.2.2.3 Loi de Brinkman

La loi de Darcy homogénéise la perte de charge due au cisaillement du fluide par la perméabilité, ce qui empêche la description des effets de bords par cette loi. En 1947, Brinkman a introduit une équation qui permet le passage de façon continue d'un écoulement de Stokes à un écoulement de Darcy. La loi de Brinkman contient un terme de Darcy $\left(\frac{\mu}{K} q\right)$ qui traduit les pertes de charge liées aux effets visqueux à l'échelle macroscopique.

En négligeant les forces volumiques, l'équation de Stokes devient l'équation de Brinkman suivante :

$$-\bar{\nabla}p + \mu_{eff}\bar{\Delta}\bar{u} - \frac{\mu}{K}\bar{u} = 0 \quad \text{Eq. 2-35}$$

Avec $\mu_{eff} = \frac{\mu}{\phi}$ la viscosité effective du milieu.

La division du terme de cisaillement par la porosité vient du fait que la vitesse à considérer pour le cisaillement est la vitesse réelle du fluide et non la vitesse de Darcy.

Quand la perméabilité augmente, la loi de Brinkman tend vers la loi de Stokes. Dans le cas inverse, elle tend vers la loi de Darcy. Ainsi la loi de Brinkman se distingue de celle de Darcy dans les milieux poreux très perméables (voir paragraphe 2.2.2.4), ce qui n'est pas le cas des renforts fibreux dont la perméabilité varie entre 10^{-9} m^2 et 10^{-13} m^2 .

Il faut noter que la perméabilité dans le cas de l'équation de Brinkman ne représente pas l'homogénéisation de la totalité des pertes de charges dues au cisaillement du fluide car cette équation continue à prendre en compte ce cisaillement par le terme de Stokes. Ce coefficient ne représente alors qu'une partie des pertes de charge homogènes cumulée avec une autre partie liée au cisaillement.

2.2.2.4 Comparaison des lois constitutives

Pour comparer les résultats de modélisation par les lois de Stokes, Darcy et Brinkman, on étudie l'écoulement de poiseuille plan (entre deux plans parallèles) présenté dans la Figure 2-7:

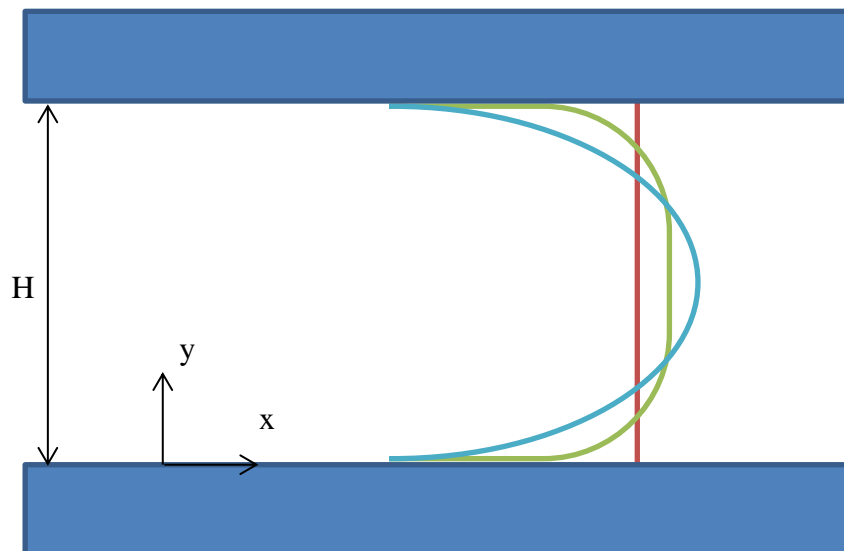


Figure 2-7: Profils de vitesse $V_x(y)$ selon les lois de Stokes (bleu), Darcy (Rouge) et Brinkman (vert)

Le Tableau 2-1 suivant présente les équations de Stokes, Darcy et Brinkman dans le cas où les forces volumiques sont négligées, ainsi que leurs solutions analytiques pour le cas étudié. $v_x(y)$ représente la vitesse apparente dans la direction \bar{x} en fonction de la hauteur y :

Tableau 2-1: Equations constitutives d'écoulement et leurs solutions analytiques [23]

| | Stokes | Darcy | Brinkman |
|---------------------|--|--|---|
| Equation | $\frac{1}{\mu} \nabla p = \Delta \bar{v}$ | $\frac{1}{\mu} \nabla p = -\frac{\phi}{K} \bar{v}$ | $\frac{1}{\mu} \nabla p = \Delta \bar{v} - \frac{\phi}{K} \bar{v}$ |
| Solution analytique | $v_x(y) = \frac{y}{2}(H-y) \frac{\Delta P}{\mu L}$ | $v_x(y) = -K_x \frac{\Delta P}{\mu L}$ | $v_x(y) = K_x \left(\frac{e^{\sqrt{\frac{\phi}{K}} y} + e^{\sqrt{\frac{\phi}{K}}(H-y)} - e^{-\sqrt{\frac{\phi}{K}} y} - e^{-\sqrt{\frac{\phi}{K}}(H-y)}}{e^{\sqrt{\frac{\phi}{K}} H} - e^{-\sqrt{\frac{\phi}{K}} H}} - 1 \right) \frac{\Delta P}{\mu L}$ |

La Figure 2-8 présente les résultats analytiques de la vitesse $v_x(y)$ des trois équations dans le cas d'un milieu vide ($\phi = 1$) d'épaisseur $H=1\text{mm}$, infiltré par un fluide de viscosité $\mu=0.1 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ avec un gradient de pression $\frac{\partial p}{\partial x} = 10^5 \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$. Ces comparaisons ont été menées pour différentes valeurs de perméabilité du milieu.

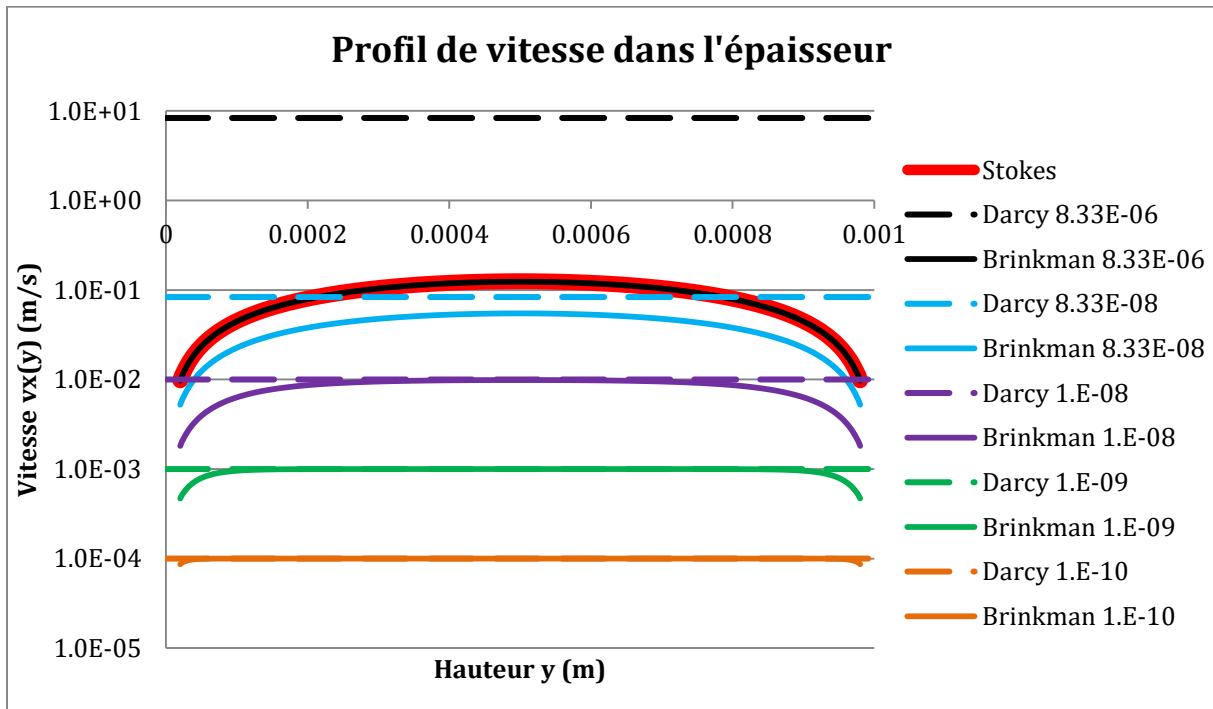


Figure 2-8: Comparaison des profils de la vitesse $v_x(y)$ selon la loi constitutive utilisée et pour différentes valeurs de perméabilité

Pour un écoulement de poiseuille plan, le débit par unité de profondeur z (Figure 2-7) se calcule à l'aide de l'équation de Stokes en intégrant la solution analytique présentée dans le Tableau 2-1:

$$Q = -\frac{H^3 \Delta P}{12 \mu L} \quad \text{Eq. 2-36}$$

La vitesse moyenne vaut donc :

$$\langle v_x \rangle = -\frac{H^2 \Delta P}{12 \mu L} \quad \text{Eq. 2-37}$$

Ainsi la perméabilité qui permet d'avoir, par la loi de Darcy, un débit équivalent à l'écoulement de poiseuille plan, avec ($\phi = 1$), est :

$$K_{poiseuille\ plan} = \frac{H^2}{12} \quad \text{Eq. 2-38}$$

Cette valeur constitue la perméabilité maximale que peut avoir un milieu poreux d'épaisseur H . Dans le cas étudié : $K_{poiseuille\ plan} = 8,33 \cdot 10^{-8} m^2$.

En utilisant la perméabilité $K_{poiseuille\ plan}$, la loi de Brinkman donne un débit inférieur à ceux obtenus par les lois de Stokes et Darcy car les pertes de charge équivalentes à Stokes sont considérées doublement par la loi de Brinkman. Pour que l'écoulement de Brinkman soit équivalent à celui de Stokes, il faut attribuer à la perméabilité une valeur très grande ($> 100 \times K_{poiseuille\ plan}$) afin de négliger le terme de Darcy (Figure 2-8).

2.2.3 Modèles de perméabilité

Au cours de son écoulement, le fluide subit une perte de charge liée à son cisaillement qui est dû à sa viscosité et à la condition de non glissement avec les parois solides. Cette perte de charge est moyennée dans la loi de Darcy par le coefficient de perméabilité ; un coefficient de perte de charge intrinsèque qui dépend uniquement de la géométrie de l'espace où s'écoule le fluide.

Plusieurs études ont été menées afin de déterminer la perméabilité avec différentes approches (phénoménologiques, empiriques ou numériques).

2.2.3.1 Approches phénoménologiques

2.2.3.1.1 Modèle de Kozeny-Carman

Le modèle de Kozeny-Carman [24] a été élaboré à la base pour les milieux poreux granulaires. Kozeny [25] a assimilé ce milieu granulaire à un ensemble de canaux cylindriques parallèles.

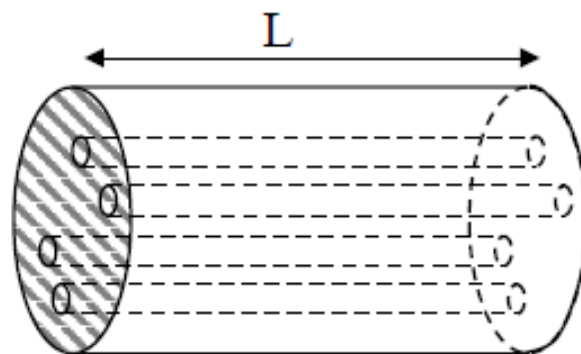


Figure 2-9: Milieux poreux modélisé par un réseau de cylindres [26]

En considérant un écoulement de Stokes dans un capillaire unique, on obtient la relation de Poiseuille cylindre qui donne l'expression du débit δQ en fonction du gradient de pression :

$$\delta Q = -\frac{\pi d_p^4 \Delta P}{128 \mu L} \quad \text{Eq. 2-39}$$

La vitesse moyenne $\langle v_x \rangle$ est obtenue en divisant ce débit par la section des cylindres S :

$$\langle v_x \rangle = \frac{\langle u_x \rangle}{\phi} = \frac{N \delta Q}{NS} = -\frac{d_p^2 \Delta P}{32 \mu L} \quad \text{Eq. 2-40}$$

En utilisant la loi de Darcy, on retrouve $K_{poiseuille\ cylindre} = \frac{\phi d_p^2}{32}$

Pour un conduit non-circulaire, la section est multipliée par un facteur de circularité γ :

$$S = \frac{\gamma \pi d_p^2}{4}$$

L_{cap}

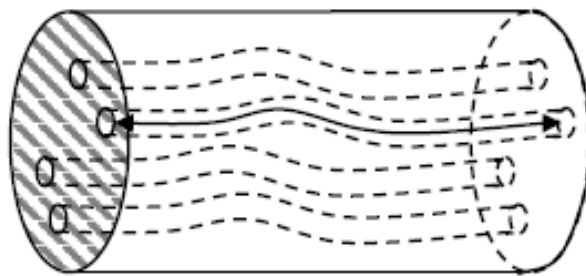


Figure 2-10: Milieux poreux modélisé par un réseau de cylindres tortueux [26]

Dans le milieu poreux, les capillaires ne sont pas droits mais tortueux, à cause notamment de l'embuage des mèches. Ainsi, on introduit la notion de tortuosité du capillaire :

$$T = \frac{l}{L} \quad \text{Eq. 2-41}$$

Avec l la longueur curviligne du capillaire.

La porosité s'écrit donc :

$$\phi = \frac{\text{Volume vide}}{\text{Volume total}} = \frac{NSTL}{AL} = \frac{N\gamma\pi d_p^2 T}{4A} \quad \text{Eq. 2-42}$$

A partir de (Eq. 2-39) :

$$\langle u_x \rangle = \frac{N \delta Q}{A} = -\frac{N \pi d_p^4 \Delta P}{A 128 \mu T L} = -\phi \frac{1}{\gamma T^2} \frac{d_p^2 \Delta P}{32 \mu L} \quad \text{Eq. 2-43}$$

Ainsi :

$$K = \frac{1}{\gamma T^2} \frac{\phi d_p^2}{32} \quad \text{Eq. 2-44}$$

En définissant la surface spécifique a :

$$a = \frac{\text{Surface des capillaires}}{\text{Volume total} \times V_f} = \frac{V_{tot} \phi \frac{4}{d_p}}{V_{tot} V_f} = \frac{4(1 - V_f)}{d_p V_f} \quad \text{Eq. 2-45}$$

Cette surface spécifique peut aussi se définir comme suit :

$$a = \frac{\text{Surface des fibres}}{\text{Volume des fibres}} = \frac{2\pi r_f l_f}{\pi r_f^2 l_f} = \frac{2}{r_f} \quad \text{Eq. 2-46}$$

A partir de (Eq. 2-45) et (Eq. 2-46), on déduit que :

$$d_p = \frac{2(1 - V_f)}{V_f} r_f \quad \text{Eq. 2-47}$$

A partir de (Eq. 2-44) et (Eq. 2-47), on obtient le modèle de Kozeny-Carman :

$$K = \frac{1}{4C_{Koz}} \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^2} r_f^2 \quad \text{Eq. 2-48}$$

Où la constante $C_{Koz} = 2\gamma T^2$ est appelée constante de Kozeny.

Le modèle capillaire de Kozeny-Carman est basé sur une géométrie de canaux parallèles et permet d'approcher la perméabilité dans le sens des fibres, ce qui correspond à la perméabilité longitudinale d'une mèche (Figure 2-11). Toutefois, en généralisant la constante de Kozeny en 3D, on peut obtenir le tenseur de perméabilité suivant :

$$K_i = \frac{1}{4C_{Koz_i}} \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^2} r_f^2 \quad \text{Eq. 2-49}$$

La relation de Kozeny-Carman devient donc semi-empirique en adaptant expérimentalement les constantes de Kozeny.

2.2.3.1.2 Modèle de Gutowski

Le modèle de Kozeny-Carman a été développé pour un milieu granulaire isotrope, et a été généralisé pour les milieux fibreux. Or, l'écoulement transverse est beaucoup plus contraint que l'écoulement longitudinal [27]. Gutowski et al. [28] ont proposé un modèle de perméabilité transverse K_{\perp} qui tend vers zéro lorsque le taux volumique de fibres V_f tend vers sa valeur

maximale $V_{f_{max}}$, un état où les fibres sont supposées être en contact, ce qui devrait bloquer l'écoulement dans cette direction.

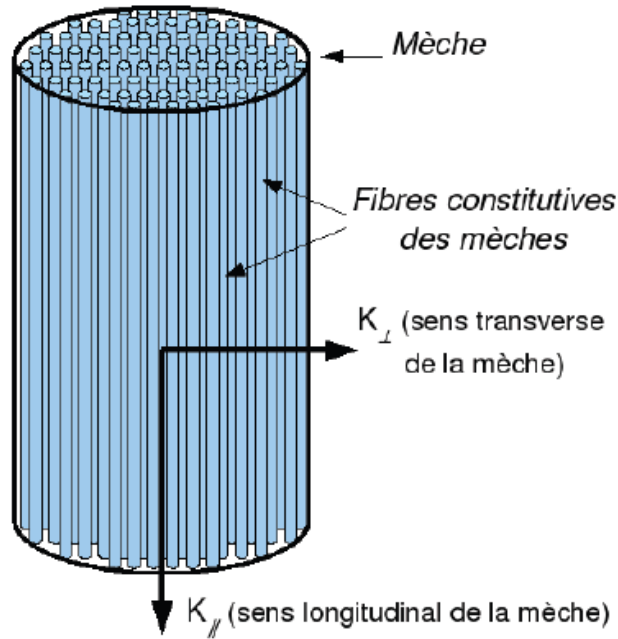


Figure 2-11: Illustration de la perméabilité de mèches [29]

$$K_{\parallel} = \frac{1}{4C_{Gut_{\parallel}}} \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^2} r_f^2 \quad K_{\perp} = \frac{1}{4C_{Gut_{\perp}}} \frac{\left(\sqrt{\frac{V_{f_{max}}}{V_f}} - 1 \right)^3}{\left(\frac{V_{f_{max}}}{V_f} + 1 \right)} r_f^2 \quad \text{Eq. 2-50}$$

Avec $C_{Gut_{\parallel}}$ et $C_{Gut_{\perp}}$ les constantes du modèle de Gutowski.



2.2.3.1.3 Modèle de Gebart

Gebart [27], comme Gutowski, a conservé le modèle de Kozeny-Carman pour la perméabilité dans le sens longitudinal notée K_{\parallel} , tout en proposant des coefficients de Kozeny selon l'arrangement des fibres. Quant à la perméabilité transverse K_{\perp} de la mèche, il s'est basé sur la périodicité d'une cellule élémentaire constitué d'empilement de cylindre. Il a calculé la perméabilité de cette cellule élémentaire à l'échelle microscopique et l'a homogénéisé à l'échelle macroscopique.

$$K_{\parallel} = \frac{8}{C_{Geb_{\parallel}}} \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^2} r_f^2 \quad K_{\perp} = C_{Geb_{\perp}} \left(\sqrt{\frac{V_{f_{max}}}{V_f}} - 1 \right)^{5/2} r_f^2 \quad \text{Eq. 2-51}$$

Avec $C_{Geb_{\parallel}}$ et $C_{Geb_{\perp}}$ les constantes du modèle de Gebart qui sont définis selon l'arrangement des fibres :

Tableau 2-2: Constantes du modèle de Gebart selon l'arrangement des fibres [27]

| Arrangement des fibres | $C_{Geb\parallel}$ | $C_{Geb\perp}$ | $V_{f\max}$ |
|--|---------------------------|----------------|-------------------------|
|  Carré | $\frac{16}{9\pi\sqrt{2}}$ | 57 | $\frac{\pi}{4}$ |
|  Hexagonal | $\frac{16}{9\pi\sqrt{6}}$ | 53 | $\frac{\pi}{2\sqrt{3}}$ |

2.2.3.1.4 Modèle de Berdichefsky et Cai

Berdichefsky et Cai [30] ont proposé un modèle pour la perméabilité de mèche qui présente un excellent accord avec les simulations numériques [31] (Figure 2-12). Ils ont considéré que, à des valeurs de porosité dépassant 60%, l'écoulement autour des fibres n'est plus assimilable à un écoulement dans des capillaires mais plutôt à un écoulement autour d'un solide. En se basant sur des calculs numériques, ils ont formulé le modèle analytique suivant :

$$K_{\parallel} = \frac{e^{B(V_{f\max})+C(V_{f\max})V_f}}{V_{f\max}^{m(V_{f\max})}} r_f^2 \quad K_{\perp} = A(V_{f\max}) \frac{\left(1 - \sqrt{\frac{V_f}{V_{f\max}}}\right)^{5/2}}{\left(\sqrt{\frac{V_f}{V_{f\max}}}\right)^{n(V_{f\max})}} r_f^2 \quad \text{Eq. 2-52}$$

Avec : $A(x) = 0,244 + 2(0,907 - x)^{1,229}$, $n(x) = 2,051 + 0,381x^{4,472}$, $B(x) = 5,43 - 18,5x + 10,7x^2$, $C(x) = -4,27 + 6,16x - 7,1x^2$, $m(x) = -1,74 + 7,46x - 3,72x^2$

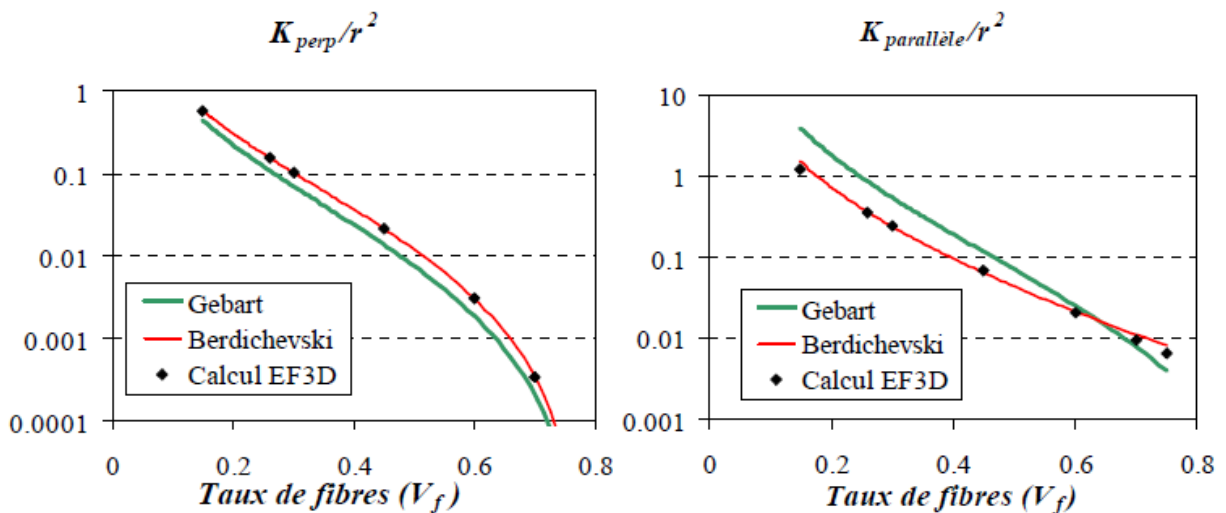


Figure 2-12: Comparaison des modèles de perméabilité de Gebart et Berdichevski avec les résultats numériques [31] [32]

2.2.3.2 Double échelle de pores

Les modèles de perméabilité cités auparavant sont formulés en supposant que les pores soient des cylindres de même section et orientation, ce qui correspond à des géométries proches de celles des mèches. Or, comme le démontre la loi de Poiseuille, la perméabilité varie de façon parabolique en fonction du diamètre des pores. A cause de cette dépendance, l'homogénéisation des diamètres de pores en utilisant le rayon de fibre et la porosité moyenne (Eq. 2-47) conduit naturellement à une erreur. Certains auteurs ont essayé de corriger cette erreur en modifiant les coefficients des modèles, analytiquement par Dullien [33] et à l'aide de l'expérimentation par Bizet [14] et Cazaux et al. [34].

Lundström [35] et Lekakou et al. [36] ont proposés des modèles de type « réseau de canaux » qui prennent en compte la double échelle de porosité. Ces modèles présentent un bon accord avec les résultats expérimentaux, en particulier avec les renforts non-tissés NCF [31]. Toutefois, la perméabilité des renforts tissés est difficile à déterminer analytiquement à cause de leurs architectures complexes. Son estimation nécessite le recours aux méthodes numériques.

2.2.3.3 Modèles numériques

Plusieurs auteurs ont proposé des modèles semi-analytiques ou numériques résolvant les lois de Stokes ou Brinkman dans un VER de renfort tissé [31]. Ces modèles sont capables de prendre en compte la double échelle de porosité organisée dans l'architecture des tissus ainsi que la stratification de ces derniers et leur déformation lors du drapage.

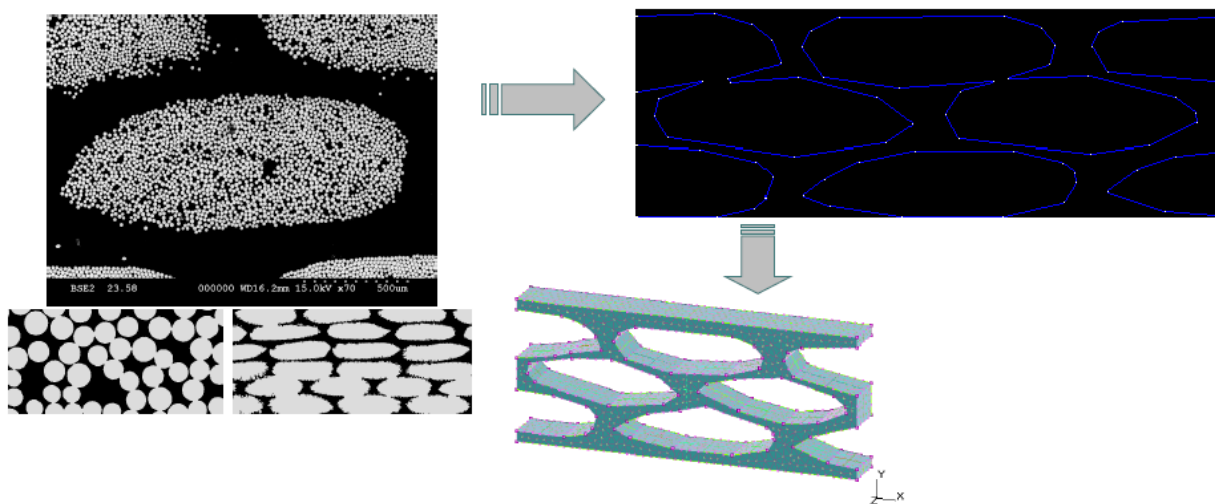
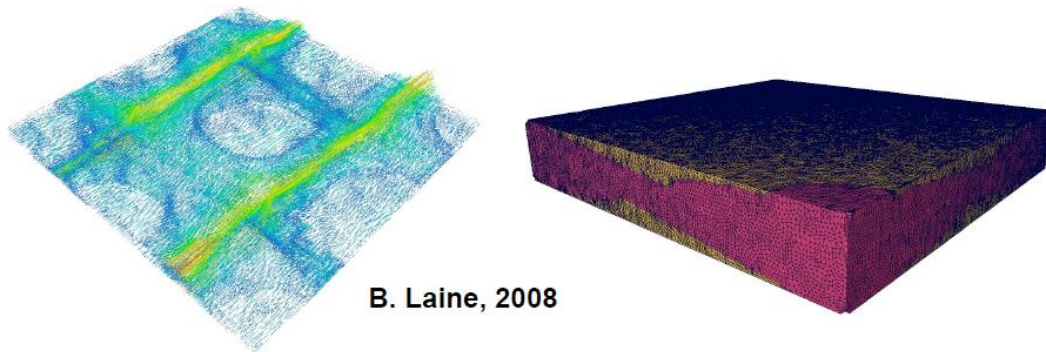


Figure 2-13: Extraction de la géométrie de l'espace poral par microscope [14]

Fournier [37] Torres [32] et Laine [31] ont utilisé des modèles basés sur la méthode des éléments finis. Verleye [38] a résolu la loi de Navier-Stokes dans l'espace intermèche et la loi de Brinkman dans les mèches en utilisant la méthode des différences finis. Spaid et al. [39] et

Lomov et al. [40] ont utilisé des approches basées sur la méthode Lattice Boltzmann. Trameçon et al. [41] se sont basés sur la méthode FPM (Finite Point Method).



B. Laine, 2008

Figure 2-14: Simulation 3D de l'écoulement dans un VER par éléments finis [31]

2.2.3.4 Influence de la saturation

La double échelle de porosité des renforts tissés résulte à une perméabilité de macropores supérieure à celle des micropores et à des effets capillaires dans les micropores supérieurs à celles des macropores. L'écoulement entre les mèches est donc différent de celui à l'intérieur des mèches. A l'échelle macroscopique, le remplissage partiel résultant de cette double échelle de pores est homogénéisé par la notion de saturation S qui représente le rapport du volume rempli sur le volume des pores :

$$S = \frac{V_{liquide}}{V_{pores}} \quad \text{Eq. 2-53}$$

En homogénéisant le front de fluide par la saturation à l'échelle macroscopique, la position d'application de la condition aux limites au niveau du front est brouillée (Figure 2-15).

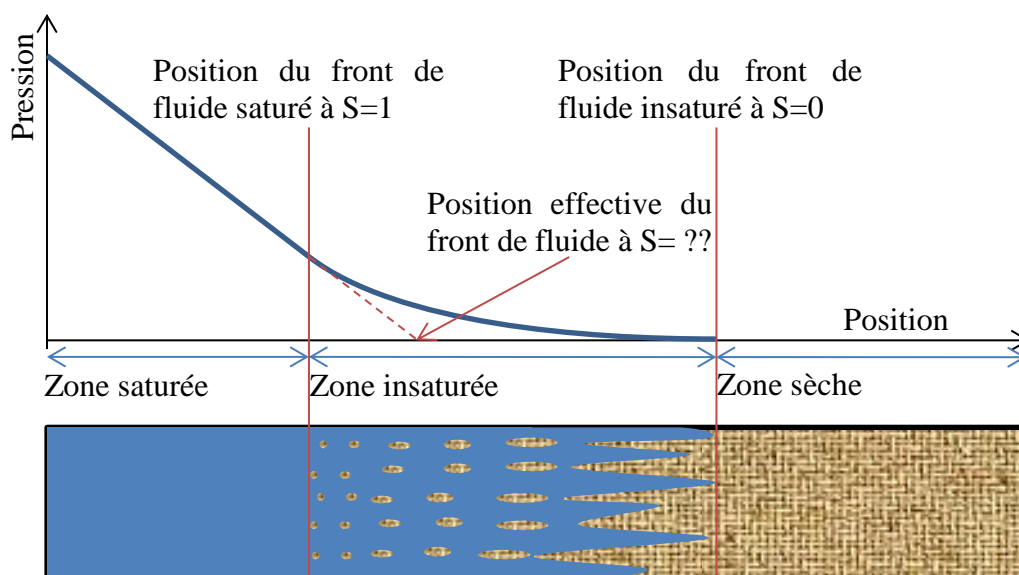


Figure 2-15: Distribution de la pression dans un milieu insaturé

Face à la difficulté de déterminer la position effective du front de fluide à l'échelle macroscopique (Figure 2-15), il faut considérer cette position à $S=0$ et ajouter un facteur correcteur dans la loi de Darcy. En effet, la proportionnalité de la vitesse de l'écoulement et du gradient de pression, dans la région partiellement saturée, n'est plus égale au rapport de la perméabilité du milieu sur la viscosité du fluide :

$$\frac{\Delta P}{Q} (Sat) > \frac{\Delta P}{Q} (Insat) \quad \text{Eq. 2-54}$$

Cela est dû, d'une part, à la considération de la position du front de fluide à $S=0$ (Figure 2-15), et d'autre part, à la présence de forces capillaires dans cette région (Figure 2-16).

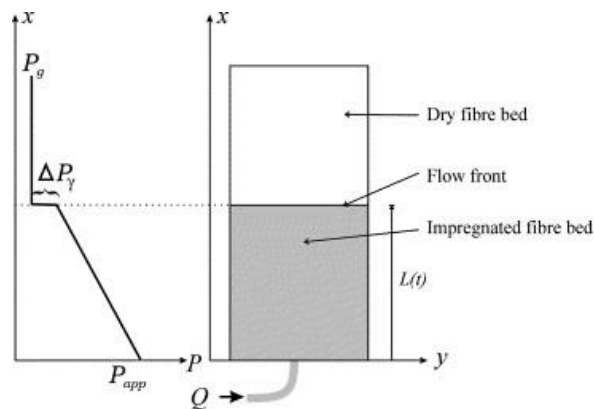


Figure 2-16: Pression capillaire au niveau du front de l'écoulement [42]

Bréard et al. [43] ont proposé une correction de cet écart en introduisant un facteur dépendant de la saturation dans la perméabilité appelé « perméabilité relative » (Figure 2-17) qui est multiplié par la perméabilité saturée dite « géométrique » :

$$K(S) = K_{rel}(S)K_{geo} \quad \text{Eq. 2-55}$$

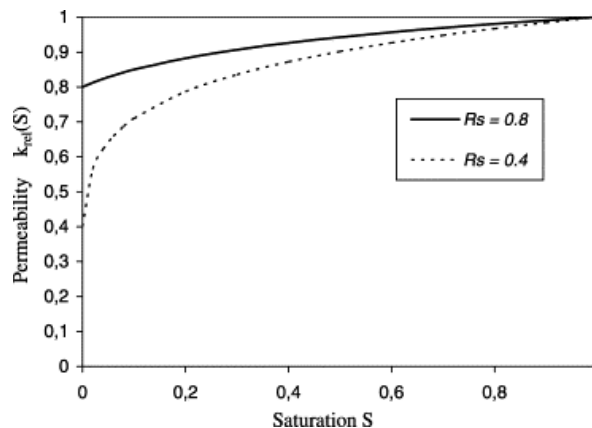


Figure 2-17: Perméabilité relative en fonction de la saturation ($R_s=K_{rel}(0)$) [43]

La perméabilité, dans ce cas de figure, n'est donc pas considérée comme une grandeur qui dépend uniquement de la géométrie de l'espace poral, mais qui dépend aussi de la saturation, voire de la capillarité !

2.3 Relation d'équilibre

2.3.1 Loi de Terzaghi

La déformation du renfort est engendrée par la différence entre la pression interne de la résine et la pression externe, en l'occurrence la pression atmosphérique. Cette relation est formulée par la théorie de Terzaghi [44]:

$$\bar{\sigma} = \overline{\sigma_{tot}} - p\bar{I} \quad \text{Eq. 2-56}$$

Où: $\bar{\sigma}$ représente le tenseur de la contrainte effective développé par le milieu fibreux, $\overline{\sigma_{tot}}$ le tenseur de la contrainte totale ; p étant la pression de la résine et \bar{I} le tenseur identité.

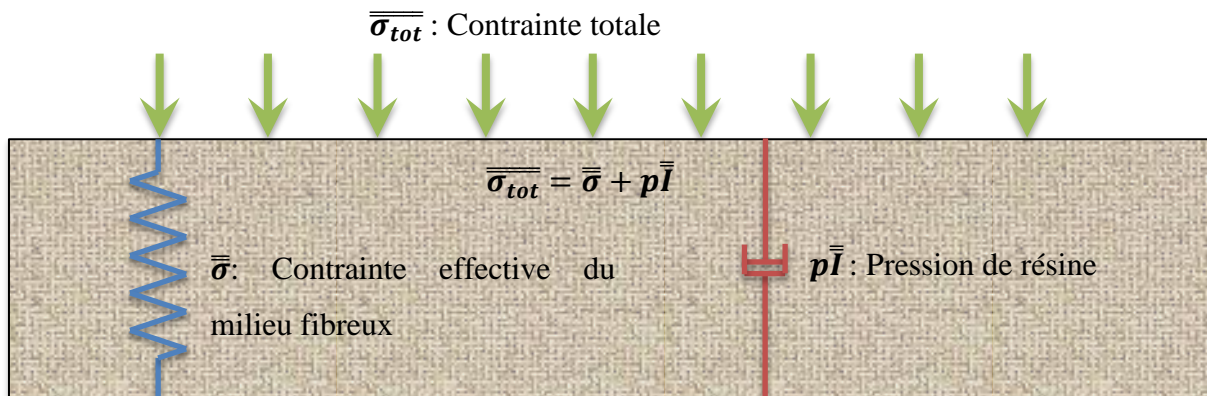


Figure 2-18: Equilibre des contraintes formulé par la relation de Terzaghi

Cette loi est utilisée pour traduire l'influence de l'écoulement de la résine sur le chargement de la préforme. Elle est formulée sous les hypothèses suivantes :

- Les fibres de renforts sont considérées incompressibles,
- Le milieu poreux est saturé, une adaptation de cette loi existe pour les milieux poreux partiellement saturés s'écrit :

$$\bar{\sigma} = \overline{\sigma_{tot}} - (Sp + (1 - S)p_{\text{évent}})\bar{I} \quad \text{Eq. 2-57}$$

Où S et $p_{\text{évent}}$ représentent respectivement la saturation et la pression à l'évent.

Dans le cas du procédé d'infusion, où $p_{\text{évent}} = 0 \text{ Pa}$, l'équation (Eq. 2-57) devient :

$$\bar{\sigma} = \overline{\sigma_{tot}} - Sp\bar{I} \quad \text{Eq. 2-58}$$

2.3.2 Loi de Biot

Biot a développé une théorie qui prend en compte la compressibilité de la matrice solide. En se basant sur une étude poro-mécanique, il a défini la relation d'équilibre :

$$\bar{\sigma} = \overline{\sigma_{tot}} - p\bar{B} \quad \text{Eq. 2-59}$$

Avec $\bar{B} = \begin{bmatrix} b_1 & 0 & 0 \\ 0 & b_2 & 0 \\ 0 & 0 & b_3 \end{bmatrix}_{e_1, e_2, e_3}$ le tenseur de Biot [45]

Dans le cas où le milieu fibreux ainsi que les fibres sont considérés isotropes :

$$b_i = b = 1 - \frac{C^{hom}}{C_S}$$

Avec C^{hom} le module d'élasticité isostatique¹⁶ du milieu fibreux et C_S celui des fibres

Dans le cas d'un assemblage de fibres supposé isotrope transverse et les fibres isotropes [46]:

$$b_1 = b_2 = 1 + \frac{1 + \nu_{31}^{hom}}{3C_S \left(\frac{2(\nu_{31}^{hom})^2}{E_3^{hom}} - \frac{1 - \nu_{21}^{hom}}{E_1^{hom}} \right)} ; \quad b_3 = 1 + \frac{E_3^{hom} \left(\frac{2\nu_{31}^{hom}}{E_3^{hom}} - \frac{1 - \nu_{21}^{hom}}{E_1^{hom}} \right)}{3C_S \left(\frac{2(\nu_{31}^{hom})^2}{E_3^{hom}} - \frac{1 - \nu_{21}^{hom}}{E_1^{hom}} \right)}$$

Avec E_3^{hom} , E_1^{hom} , ν_{31}^{hom} , ν_{21}^{hom} les modules d'élasticité et les coefficients de Poisson homogènes du milieu fibreux.

Tran et al. [46] ont mesuré ces coefficients pour des renforts UD en fibre de verre et de carbone.

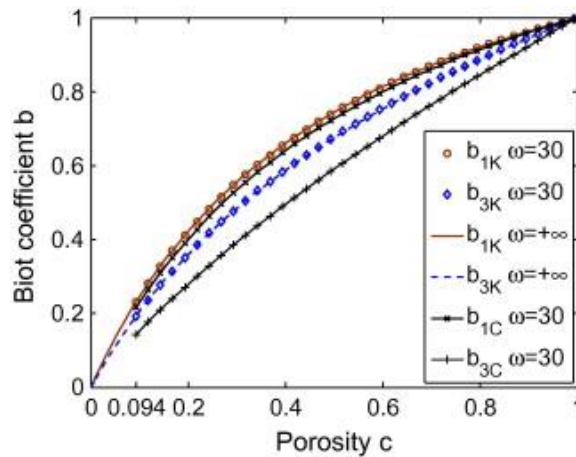


Figure 2-19: Coefficient de Biot pour des fibres de Kevlar et de Carbone [46]

¹⁶ Le module d'élasticité isostatique C est le rapport qui relie la pression isostatique P, appliquée sur un matériau isotrope, à sa déformation isostatique e (compression). $P=C.e$

Dans cette étude, nous considérons que la matrice solide est incompressible car la pression de résine ne dépasse pas 1 Bar. Ainsi, nous nous basons sur la théorie de Terzaghi.

2.3.3 Compressibilité 1D

L'équation d'équilibre dans le renfort s'écrit :

$$\bar{\nabla} \cdot \bar{\sigma} + \bar{f} = 0 \quad \text{Eq. 2-60}$$

Le chargement dans le plan étant négligeable, seul le chargement transverse est considéré. En négligeant les forces volumiques \bar{f} , on projette cette loi sur l'axe de la direction de l'épaisseur et on retrouve :

$$\bar{\nabla} \cdot \bar{\sigma} \cdot \bar{e}_z = \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 2-61}$$

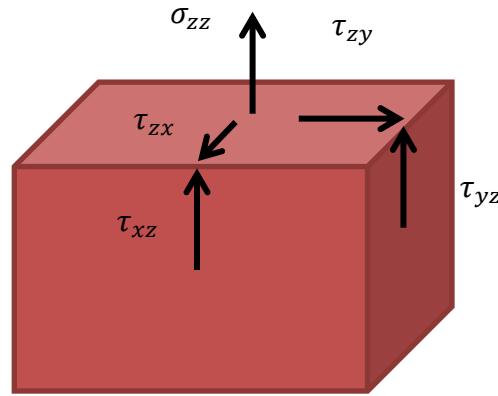


Figure 2-20: Composantes du tenseur de contraintes sur la face z

La relation entre les contraintes et les déformations est établie via la loi de comportement :

$$\sigma_{ij} = L_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad \text{Eq. 2-62}$$

En négligeant les coefficients de Poisson du renfort fibreux, on peut écrire en notation de Voigt dans la base principale (cas d'un renfort UD avec l'axe de l'épaisseur en \bar{e}_z) :

$$L = \begin{bmatrix} E_T & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & E_L & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & E_T & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{LT} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{LT} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{TT} \end{bmatrix} \quad \text{pour} \quad \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 2-63}$$

A partir de Eq. 2-61 et Eq. 2-63, on obtient :

$$\frac{\partial(G_{LT}\varepsilon_{xz})}{\partial x} + \frac{\partial(G_{LT}\varepsilon_{yz})}{\partial y} + \frac{\partial(E_L\varepsilon_{zz})}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 2-64}$$

En supposant que le gradient du comportement du matériau négligeable, On peut écrire :

$$\frac{G_{LT}}{E_L} \left(\frac{\partial \varepsilon_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \varepsilon_{yz}}{\partial y} \right) + \frac{\partial \varepsilon_{zz}}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 2-65}$$

En supposant que le comportement en cisaillement est beaucoup plus souple que le comportement en compression perpendiculaire au plan ($\frac{G_{LT}}{E_L} \ll 1$), on obtient :

$$\frac{\partial \varepsilon_{zz}}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 2-66}$$

En intégrant cette équation et on se basant sur la relation de Terzaghi (Eq. 2-56), on retrouve l'expression de la compressibilité en fonction de la déformation transverse :

$$\sigma_{zz} = E_T \varepsilon_{zz} = \Delta P = p_{atm} - p \quad \text{Eq. 2-67}$$

Avec p_{atm} la pression atmosphérique.

La relation d'équilibre de Terzaghi en 1D utilisée dans cette étude s'écrit :

$$\sigma_{zz} = p_{atm} - p \quad \text{Eq. 2-68}$$

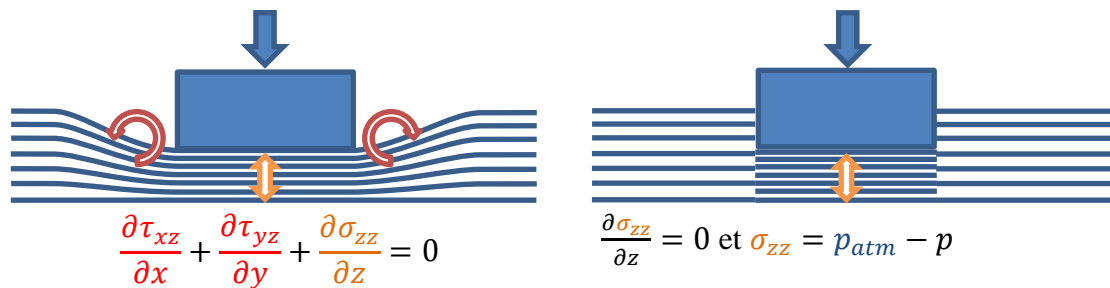


Figure 2-21: Différence entre la modélisation de déformation en 1D et en 3D

La Figure 2-21 illustre la différence entre la modélisation de la déformation en 1D et en 3D. Dans le cas 1D, on néglige la flexion hors-plan, ce qui est acceptable car le gradient de pression de la résine est suffisamment faible.

2.4 Compressibilité du renfort

Le comportement mécanique des renforts est un sujet assez vaste et complexe. A cause de la structure fibreuse, ce comportement est régi, à l'échelle microscopique, par la flexion des fibres et le frottement entre-elles. Il dépend alors de paramètres propres au renfort ainsi que d'autres paramètres externes à savoir :

- le matériau de fibres : la flexion des fibres dépend de leur rhéologie et le frottement entre-elles dépend de leur tribologie, ce qui explique l'influence de leur nature sur le comportement mécanique du renfort,
- la structure des fibres : la flexion et le frottement des fibres varient en fonction de leur embuvage et de leur organisation. Ainsi le comportement mécanique dépend de l'architecture du tissage et de sa déformation lors du drapage, notamment le décadrage.
- l'empilement des plis : l'imbrication des plis les uns dans les autres (nesting en anglais) se manifeste à l'échelle macroscopique comme de la plasticité. Cette plasticité dépend donc du nombre de plis, de leurs architectures et surtout de leur stratification (angles d'orientation),
- la courbure du moule : la compressibilité du renfort dans la partie plate du moule différent de celle au niveau des arêtes et des angles à cause de la flexion supplémentaire des fibres d'une part et de leurs tractions ou compressions d'autres part.
- la lubrification des fibres : le frottement des fibres entre-elles dépend du coefficient de friction. Ce coefficient varie en fonction de liquide qui imprègne le renfort. Ce phénomène est appréciable lors des essais de relaxation [47] : lorsqu'un chargement est maintenu constant sur un renfort sec, sa déformation tend vers une valeur limite. Dès que le fluide est ajouté, la convergence vers cette valeur de palier s'accélère, ce qui laisse entendre que la viscosité du renfort diminue (Figure 2-22).

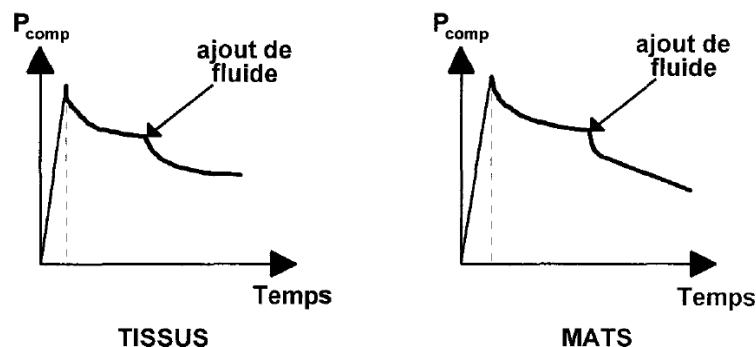


Figure 2-22: Influence de l'ajout de fluide sur la relaxation des renforts [47]

À l'échelle macroscopique, le comportement résultant de cette structure fibreuse est de nature élastique non-linéaire, visqueux et plastique.

Comportement élastique non-linéaire : ce comportement provient de la flexion des fibres et du nombre croissant des fibres en contact en fonction de la compression. Ainsi, l'allure de la courbe de l'épaisseur en fonction de la compressibilité ressemble à celle présentée en Figure 2-23 [48].

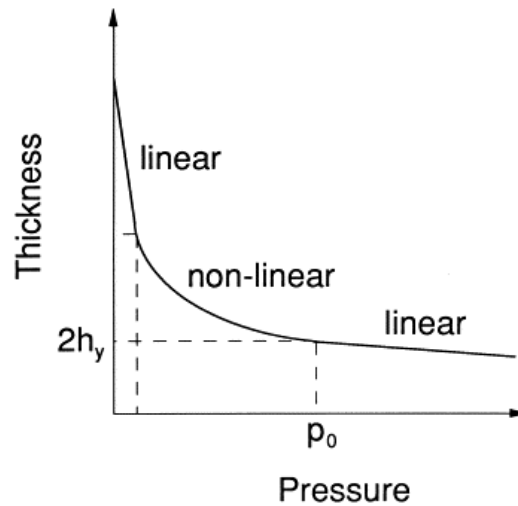


Figure 2-23: Allure de la loi de comportement de compressibilité de renfort selon [48]

Comportement viscoélastique :

Le frottement des fibres entre-elles donne lieu à de la viscoélasticité qui se manifeste à l'échelle macroscopique par plusieurs phénomènes [49] [50] (Figure 2-24) :

- Phénomène de relaxation en maintien de charge
- Comportement différent en fonction de la vitesse de déformation
- Effet d'hystérésis, i.e. comportement différent entre la charge et la décharge

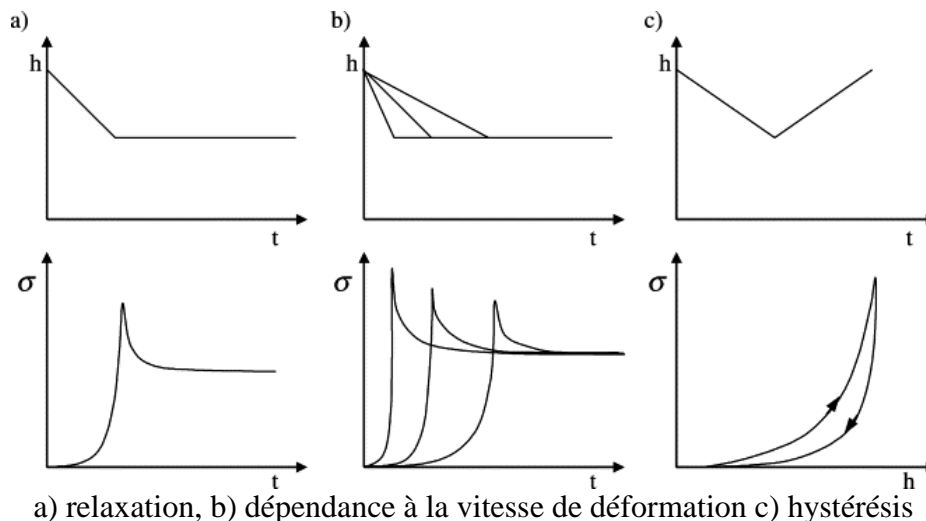


Figure 2-24: Illustration des comportements viscoélastiques observés selon [49]

La déformation plastique :

En s'imbriquant, les plis de renfort adoptent une position d'équilibre irréversible à court terme. Ce qui peut être considéré à l'échelle macroscopique comme de la plasticité. Ce phénomène s'accroît en réalisant des cycles de compactage. En effet, la valeur des paliers de relaxation diminue cycle après cycle. Ce qui conduit à l'augmentation du taux volumique de fibres (Eq. 2-69) et montre l'intérêt des cycles de compactage.

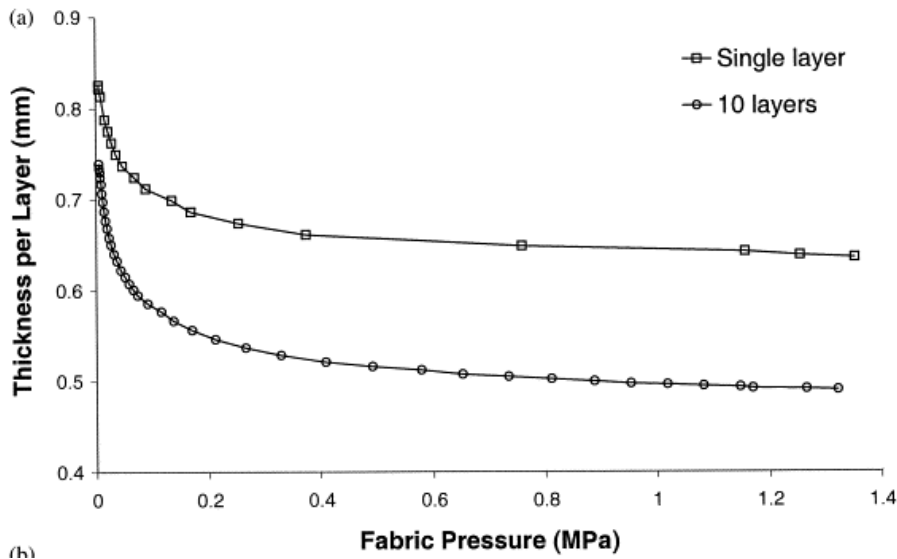


Figure 2-25: Différence de compressibilité entre 1 et 10 plis [51]

La relation entre l'épaisseur et le taux volumique de fibres est établie comme suit :

$$V_f = \frac{Volume_{solide}}{Volume_{total}} = \frac{\frac{masse_{solide}}{\rho}}{H \cdot S} = \frac{m \cdot nb}{\rho \cdot H} = \frac{constante}{H} \quad \text{Eq. 2-69}$$

Binetruy [52] a distingué, pour un empilement de tissus donné, trois modes de déformation en compression, l'imbrication des plis, la flexion des mèches et la compression de celles-ci.

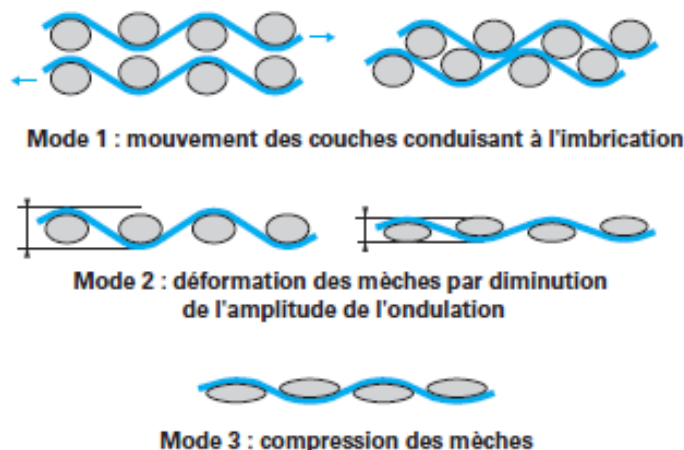


Figure 2-26: Modes de déformation en épaisseur d'un empilement de renforts tissés [52]

Dans cette étude, la compressibilité du renfort est modélisée par une loi hyper-élastique en 1D (dans le sens de l'épaisseur). Cet aspect est très développé dans la littérature en se basant sur des approches micromécaniques ou empiriques.

2.4.1 Modèles micromécaniques

2.4.1.1 Modèle de Gutowski

Le modèle de compressibilité de Gutowski [28] décrit la rigidité transverse du renfort en assimilant ses fibres à des poutres en flexion et à contact multiple qui répond de manière élastique non linéaire à la compressibilité. Le modèle de Gutowski s'écrit :

$$\sigma = \frac{3\pi E}{\beta^4} \frac{\left(\sqrt{\frac{V_f}{V_0}} - 1 \right)}{\left(\sqrt{\frac{V_{f_{max}}}{V_f}} - 1 \right)^4} \quad \text{Eq. 2-70}$$

Avec E le module de Young des fibres et β une constante empirique. V_0 est le taux volumique de fibres initial et $V_{f_{max}}$ le taux volumique de fibres maximal (il vaut 0.785 pour une maille carré et 0.907 pour une maille hexagonale).

2.4.1.2 Modèle de Chen et Chou

Le modèle de Chen et Chou [48] se base sur une cellule élémentaire de renfort tissé équilibré, en l'occurrence un taffetas, pour calculer sa rigidité transverse. A partir de ce modèle micromécanique et de la théorie des poutres, ils établissent une relation analytique entre le taux volumique de fibres, la force de compaction et la réduction de l'épaisseur de la préforme :

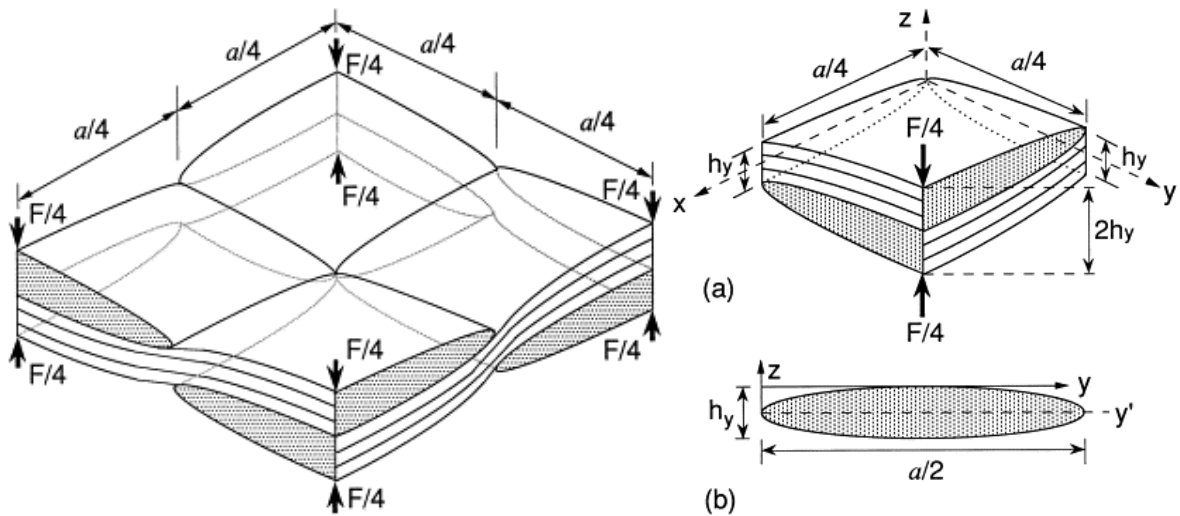


Figure 2-27: Représentation d'un quart de cellule élémentaire 3D de Chen et Chou [48]

Pour exprimer la variation du taux volumique de fibres en fonction de la contrainte de compressibilité, ils se sont basés sur la théorie des poutres:

$$V_f = \frac{2V_{f_{max}}}{\pi \left(1 - \frac{r_z}{2h_y}\right)} \quad \text{Eq. 2-71}$$

avec h_y l'épaisseur du renfort à la position y et r_z la réduction de l'épaisseur qui s'écrit :

$$r_z = \frac{F}{24 E I_y} \left(2x_0^3 - \frac{3ax_0^2}{2} + \frac{5a^3}{256}\right)$$

avec F la force de compression appliquée sur le renfort, E le module de Young des fibres, I_y le moment quadratique par rapport à l'axe y , a la longueur de la cellule élémentaire et x_0 le rayon de la surface de contact entre deux fibres adjacentes.

Le modèle de Chen et Chou a l'avantage de ne dépendre d'aucun paramètre d'ajustement. Par conséquent, il ne peut pas rendre compte des influences d'autres paramètres tels que l'architecture du tissu.

2.4.2 Modèles empiriques

Les modèles micromécaniques ne tiennent pas compte de l'ensemble des phénomènes cités auparavant. Ainsi, pour une meilleure description du comportement, il faut avoir recours à l'expérimentation, en se situant dans les conditions les plus proches et en ajustant les données expérimentales par des lois empiriques. Ainsi, on mesure la contrainte et la déformation pour un matériau donné, avec une architecture donnée (tissus, décadage, nombre de plis...), pour un nombre de cycle, chargement ou déchargement, sec ou lubrifié. Ensuite, on exprime les coefficients de la loi pour ce cas de figure.

Plusieurs modèles empiriques sont utilisés dans la littérature :

- Modèle polynomial par (Han et al [53], Umer et al. [54]) ,

$$V_f = C_0 + C_1 \sigma' + C_2 \sigma'^2 + C_3 \sigma'^3 \quad \text{Eq. 2-72}$$

Avec C_i des coefficients empiriques du modèle

- Modèle exponentiel par (Kang et al. [55], Kempner [56])

$$\sigma' = A \left[\exp\left(\lambda \frac{V_f}{V_{f_0}}\right) - \exp(\lambda) \right] \quad \text{Eq. 2-73}$$

Avec A, λ des coefficients empiriques et V_{f_0} le taux volumique de fibre sans chargement

- Modèle de puissance par Toll et Manson [57]

$$\sigma' = a V_f^b \quad \text{Eq. 2-74}$$

et par Gauvin [58].

$$V_f = c \sigma'^d \quad \text{Eq. 2-75}$$

Avec a , b , c et d des coefficients empiriques des modèles

Le modèle de puissance ajuste très bien la relation contrainte V_f pour les grandes valeurs de compressibilité. En revanche, ce modèle a une asymptote en 0 et donc ne peut pas ajuster le comportement à des faibles valeurs de compressibilité. Or, dans les procédés d'infusion, notamment à côté des seuils d'injection, la compressibilité est très faible car la pression d'injection et la pression externe sont très proches.

- Grimsley [59] a proposé un modèle exponentiel pour la compressibilité de préforme sèche et un autre rationnel pour la préforme lubrifiée:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{dry} &= a_{dry} (1 - e^{b_{dry} \sigma'}) \\ \varepsilon_{wet} &= a_{wet} + \frac{b_{wet} \sigma'}{c_{wet} + \sigma'} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2-76}$$

Ce modèle permet d'ajuster la compressibilité de manière très précise.

2.5 Couplage hydromécanique

Le couplage hydromécanique représente l'influence mutuelle entre l'écoulement du fluide dans le milieu poreux déformable et cette déformation du milieu. Dans le cas de l'infusion d'un milieu fibreux par un fluide, nous assistons en même temps à la compressibilité de ce milieu et à l'écoulement de ce fluide à travers ce milieu.

En effet, nous avons d'une part la déformation du milieu qui s'exprime par le bilan des forces reliant la contrainte de compressibilité du milieu avec la pression du fluide qui le traverse. Et d'autre part, la variation de l'espace porale par cette déformation impacte la perméabilité du milieu et donc la pression du fluide.

Il s'agit donc d'un couplage fort entre l'écoulement du fluide et la déformation du milieu poreux. Ce couplage et sa modélisation est illustré par la Figure 2-28 suivante :

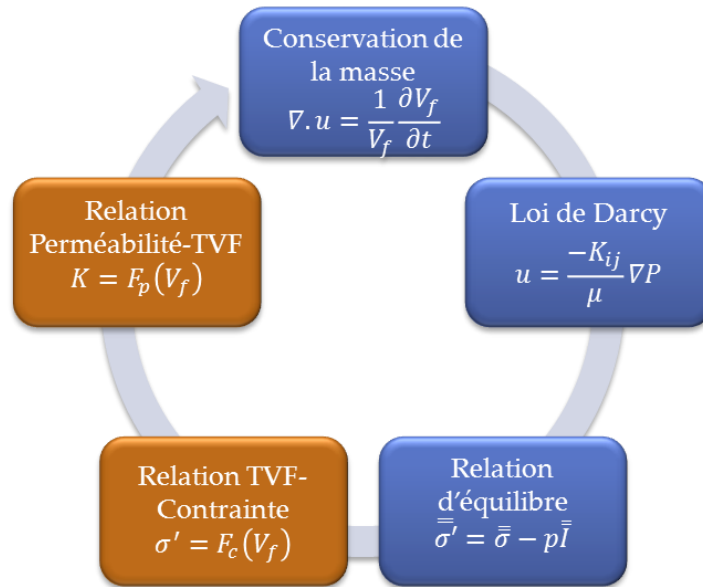


Figure 2-28: Système d'équations du couplage hydromécanique

Les équations qui pilotent le couplage hydromécanique sont résumées dans le tableau ci-dessous :

Tableau 2-3: Système d'équations et variables pilotant le couplage hydromécanique

| Dénomination | Formulation | Variables | Renvoi |
|--------------------------|--|------------------------|----------|
| Conservation de la masse | $\nabla \cdot (\bar{u}) = \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t}$ | \bar{u}, V_f | Eq. 2-13 |
| Loi de Darcy | $\bar{u} = -\frac{\bar{K}}{\mu} \nabla p$ | $p, \bar{K}, \bar{u},$ | Eq. 2-32 |
| Relation de Terzaghi | $\sigma_{zz} = p_{atm} - p$ | σ_{zz}, p | Eq. 2-68 |
| Compressibilité | $V_f = Fc(\sigma_{zz})$ | V_f, σ_{zz} | |
| Perméabilité | $\bar{K} = Fp(V_f)$ | \bar{K}, V_f | |

Ce système d'équations contient cinq équations et cinq variables. Il peut être simplifié en un système de trois équations et trois variables comme suit :

Tableau 2-4: Système d'équations simplifié du couplage hydromécanique

| Dénomination | Formulation | Variables |
|-------------------------------------|---|-------------------|
| Equation gouvernante de la pression | $\nabla \cdot \left(\frac{\bar{K}}{\mu} \nabla p \right) = -\frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t}$ | p, \bar{K}, V_f |
| Compressibilité | $V_f = Fc(p_{atm} - p)$ | V_f, p |
| Perméabilité | $\bar{K} = Fp(V_f)$ | \bar{K}, V_f |

2.6 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude bibliographique sur la modélisation des écoulements en milieux poreux déformables.

Il en résulte que la notion d'échelle de l'étude joue un rôle primordial. Nous avons choisi de mener l'étude du couplage hydromécanique à l'échelle macroscopique. Cette étude est basée sur une équation de conservation de la masse établie pour un VER déformable, d'une part, et sur la loi de Darcy comme loi constitutive d'autre part.

La prise en compte de la déformabilité du milieu poreux est nécessaire pour décrire l'écoulement qui infiltre ce milieu. En effet, un couplage hydromécanique fort peut apparaître entre l'écoulement du fluide et la déformation du milieu dû à la grande sensibilité mutuelle qui existe entre ces deux phénomènes. Ce couplage est traduit dans cette étude, d'une part, par la relation d'équilibre de Terzaghi formulée en 1D, et d'autre part, par les lois de comportements du milieu fibreux en termes de perméabilité et de compressibilité.

Plusieurs modèles décrivant ces comportements du milieu fibreux ont été rappelés. Ces lois de comportements sont basées sur diverses approches: phénoménologique, empirique, ou numérique.

3 Méthodes numériques de résolution du couplage hydromécanique

Sommaire

| | | |
|----------|---|-----------|
| 3 | Méthodes numériques de résolution du couplage hydromécanique | 61 |
| 3.1 | Etat de l'art | 62 |
| 3.2 | Eléments Finis avec Volumes de Contrôles (CVFEM)..... | 67 |
| 3.2.1 | Méthode Volume Of Fluid (VOF) | 68 |
| 3.2.2 | Stratégie de modélisation : méthode multicouche..... | 69 |
| 3.2.3 | Discretisation d'éléments 2D triangulaires | 70 |
| 3.2.4 | Elément 1D transverse | 72 |
| 3.2.5 | Méthode FINE..... | 73 |
| 3.3 | Confrontation avec des résultats analytiques et numériques | 74 |
| 3.3.1 | RTM 1D | 74 |
| 3.3.2 | RTM 2D | 76 |
| 3.3.3 | RTM multicouche | 79 |
| 3.3.4 | VARI 1D | 82 |
| 3.4 | Conclusion du chapitre | 86 |

Ce chapitre décrit l'approche de modélisation développée pour traiter le couplage hydromécanique et présente la stratégie adoptée pour simuler le procédé d'infusion. Il comporte trois parties : en premier lieu, une présentation succincte de l'état de l'art, puis la description détaillée de la méthode numérique développée, et finalement, la validation analytique et numérique de cette approche.

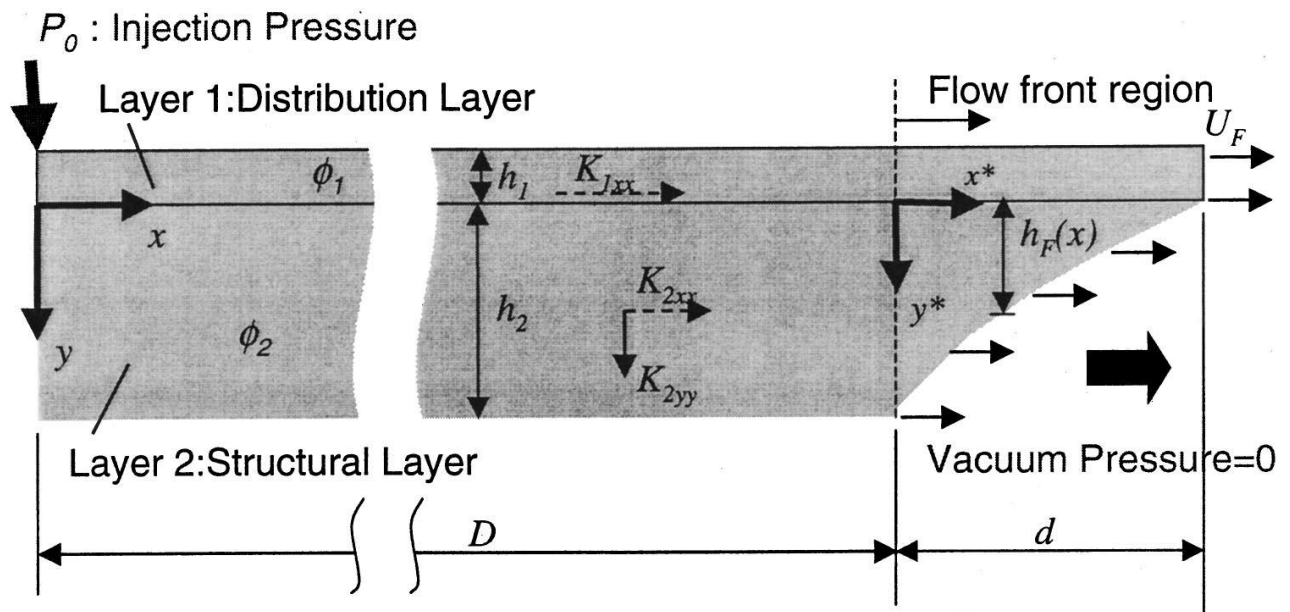
3.1 Etat de l'art

L'étude de l'écoulement de la résine dans les procédés d'infusion a été abondamment développée dans la littérature. Plusieurs méthodes analytiques et numériques ont été adoptées à cet effet :

Méthodes analytiques :

Les méthodes analytiques ont été développées pour étudier l'infusion dans des cas de géométries simples unidirectionnels. Ces études se répartissent, globalement, en deux catégories : d'une part, l'étude du couplage hydromécanique dans les procédés d'infusion sans drainant, et d'autre part, l'étude de la cinétique du front dans le cas d'utilisation de drainant en simplifiant le modèle du couplage hydromécanique :

- Les modèles analytiques du couplage hydromécanique, développés dans la littérature, permettent de prédire les valeurs de pression, d'épaisseur et du taux volumique de fibres en fonction de la position ainsi que la cinétique du front. Dans cette optique, Park et Saouab [60] ont proposé un modèle analytique pour l'étude des procédés VARI et RFI. Ils ont modélisé le comportement de perméabilité et de compressibilité par des lois de puissance. Dans le même registre, Song [61] a étudié le procédé VARI en utilisant une loi de puissance pour modéliser la compressibilité et le modèle de Kozeny-Carman pour décrire la perméabilité. Lopatnikov et al. [62] ont développé un modèle d'infusion en utilisant les relations de Kozeny-Carman pour modéliser la perméabilité et une compressibilité élastique non-linéaire.
- L'écoulement de la résine dans un empilement de préforme et de drainant a été traité analytiquement par plusieurs auteurs (Tari et al. [63], Hsiao et al. [64], Mathur et al. [65] et Song et Youn [66]). Dans ces travaux, cet écoulement est décomposé en un écoulement planaire dans le drainant, un écoulement planaire dans la préforme et un écoulement transverse du drainant vers la préforme. Compte tenu de ces écoulements, le front s'établit avec un décalage entre la position de celui-ci dans le drainant et dans la préforme. Ce décalage est déterminé par l'équilibre entre les débits de ces écoulements. Une fois la forme du front du fluide établie, ce front se déplace de la même vitesse dans l'empilement en conservant sa forme (Figure 3-1). Cette démarche a été adoptée par plusieurs auteurs.



d : region with transverse flow=flow front length

D : region without transverse flow=length behind the flow front region

U_F : flow front velocity

μ : Viscosity of Resin

Figure 3-1: région saturée sans écoulement transverse et front de fluide avec écoulement transverse [64]

Méthodes numériques

Différences finies

Plusieurs travaux de simulations numériques ont été effectués en se basant sur la méthode des différences finies « Finite Difference Method » (FDM). Cette méthode a un inconvénient majeur lié à la nécessité de remailler le domaine d'étude à chaque pas de temps [67].

Une méthode de différences finies 1D a été proposée par Acheson et al. [68] pour coupler l'écoulement du fluide avec la compressibilité de la préforme ainsi que la saturation. Correia et al. [69] ont comparé les différents travaux développés auparavant sur la modélisation du procédé d'infusion et ont proposé un modèle unifié en 1D résolu par une méthode de différences finies. Ouahbi et al. [18] ont modélisé le couplage hydromécanique dans le cas du procédé RFI. La simulation numérique a été réalisée à l'aide d'une méthode de différences finies avec une frontière de front de fluide mobile, dans le cadre d'un écoulement unidirectionnel.

Volumes finis

Kessels et al. [70] ont présenté un modèle du procédé RIFT en 2.5D en tenant compte de la différence de compressibilité entre les zones sèches et mouillées. Contrairement à la plupart des travaux réalisés, Ils ne se sont pas basés sur un cas quasi-statique. Leur approche est basée sur une modélisation transitoire qui inclut un terme flux de la compressibilité de la préforme. Ce terme est employé pour traduire la différence de cette compressibilité entre la zone sèche et mouillée. La simulation est réalisée à l'aide d'une méthode de volumes finis. Cette méthode donne des résultats satisfaisants, en revanche elle augmente le coût de calcul.

Eléments frontières

Um et Lee [71], Yoo et Lee [72] ont traité l'injection lors du procédé RTM par la méthode des éléments frontières « Boundary Element Method » (BEM). Plus récemment, Gantois et al. [73] ont développé le logiciel LCMBE3D qui simule le procédé d'infusion en se basant sur cette méthode BEM.

Eléments Finis avec Volumes de Contrôle

La méthode CVFEM (voir paragraphe 3.2) est la plus couramment utilisée dans la littérature pour la simulation numérique des procédés RTM et d'infusion.

Kang et al. [74] ont développé un modèle numérique basé sur cette méthode CVFEM en 3D pour étudier l'écoulement de la résine lors du procédé d'infusion. Ce modèle est diphasique, ce qui lui permet de simuler les formations de zones sèches. La loi de comportement de compressibilité utilisée dans ce modèle est une loi exponentielle et le modèle de perméabilité employé est celui de Kozeny-Carman. Dong [75] a proposé une adaptation de la modélisation CVFEM 3D par une méthode dite « Equivalent medium method ». Cette méthode augmente l'épaisseur du drainant ou celle du drainant et de la préforme et leurs donne des propriétés équivalentes. Cette méthode a pour intérêt de mailler convenablement la structure infusée.

Afin de réduire le temps de calcul lié à la modélisation 3D, certains auteurs (Calado et Advani [76]), Chen et al. [77], (Yoon et Dolan [78]) ont eu recours à la perméabilité équivalente de l'empilement pour modéliser l'écoulement en 2D (Figure 3-2). Leurs modèles ont été validés par comparaison avec le modèle 3D développé dans le logiciel (LIMS Liquid Injection Molding Simulation) [79]. Han et al. [80] ont modélisé le procédé SCRIMP en se basant sur une méthode FEM/CV hybride 2.5D-3D. On entend par un modèle 2.5D un modèle où l'écoulement est en 2D couplé avec un degré de liberté lié à la variation de l'épaisseur.

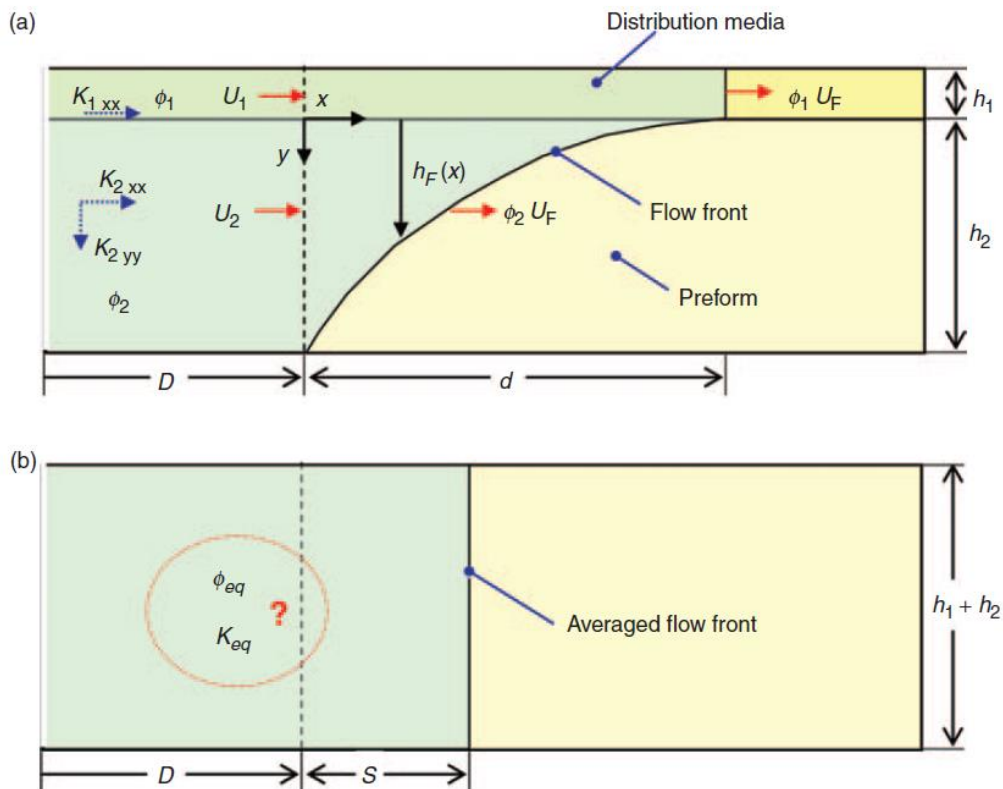


Figure 3-2: L'approche « mass-average » dans le procédé VARTM ; (a) modèle d'écoulement 2D (b) modèle d'écoulement 1D équivalent [78]

Kang et Lee [81] ont proposé, pour la simulation du procédé VARTM, une technique d'analyse dite Globale-Locale : où une étude 2.5D est utilisée sur tout le domaine. Puis, une étude 3D est réalisée sur de petites zones choisies en se basant sur les résultats 2.5D. Ces auteurs se sont basés sur la méthode CVFEM en 2.5D et 3D. La simulation locale 3D permet de détecter de la formation de petites bulles d'air piégées que la simulation globale 2.5D ne peut prédire.

Pour simuler le procédé VARTM, Parnas et Walsh [82] ont proposé un modèle comportant plusieurs sous-modèles tels que la compaction de la préforme, l'écoulement de Darcy, écoulement en région non saturée et la formation de vides.

Eléments Finis avec Formulations Mixtes

Celle et al. [83] et Dereims et al. [23] ont développé un modèle d'infusion non-isotherme dans le cadre des procédés LRI et RFI. Dans ce modèle, ils considèrent que l'écoulement dans le drainant est régi par la loi de Stokes et l'écoulement dans la préforme suit la loi de Darcy. Ces deux écoulements sont couplés avec une condition de Beaver-Shaffman-Joseph et sont formulés en ALE et discrétisés selon la formulation mixte avec des éléments P1+/P1. L'écoulement de la résine est couplé avec la déformation du milieu poreux et avec des modèles thermochimiques (Figure 3-3).

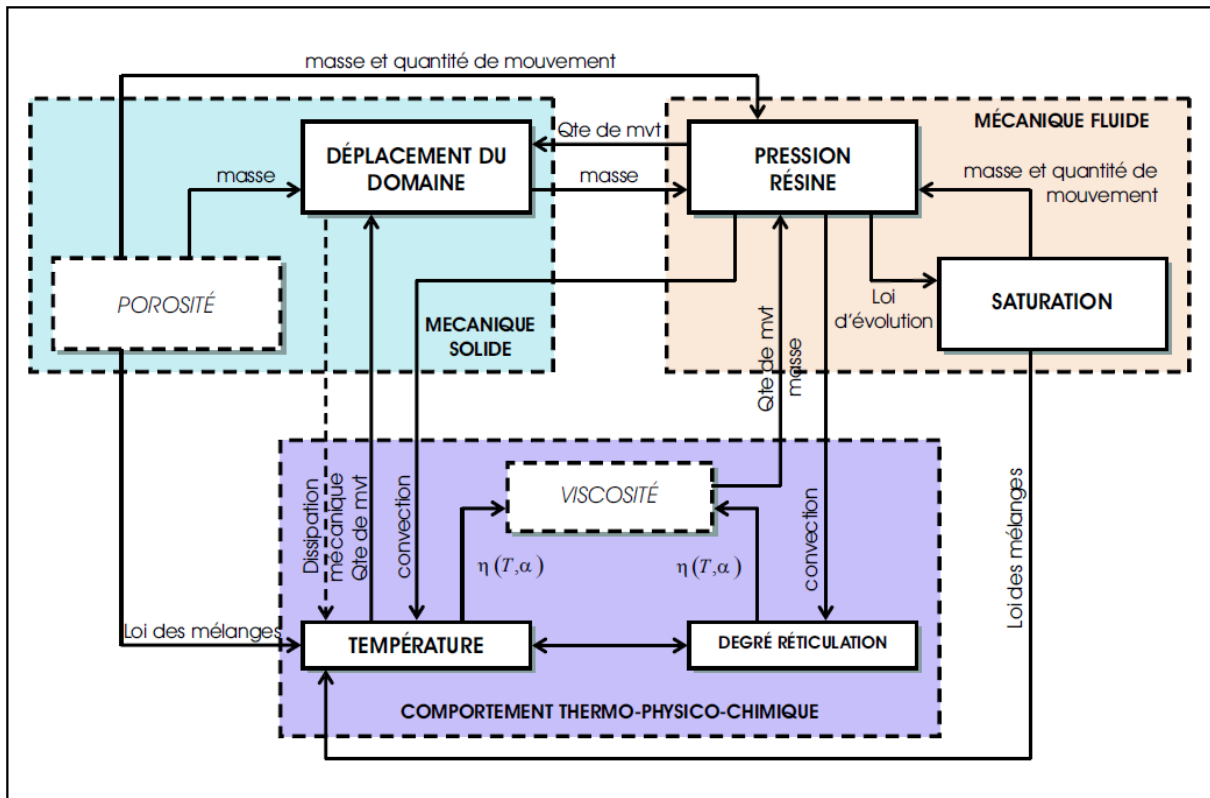


Figure 3-3: Couplage entre les phénomènes thermo-physico-chimiques, la mécanique des fluides et la mécanique des solides pour la zone de nappes imprégnées [83]

3.2 Éléments Finis avec Volumes de Contrôles (CVFEM)

L'approche de résolution numérique adoptée dans cette étude est la méthode CVFEM (Control Volume Finite Element Method). Cette approche associe la méthode des éléments finis dans sa formulation eulérienne à une technique d'identification et d'avancement de front.

La formulation eulérienne consiste à utiliser un maillage fixe par rapport au référentiel de l'observateur et de calculer le champ des vitesses aux nœuds. Cette formulation est plus adaptée pour traiter les cas d'écoulements de fluides. Elle a toutefois l'inconvénient de manquer de précision au niveau du front de l'écoulement.

Par opposition, le maillage utilisé dans la formulation lagrangienne évolue et suit la déformation de la matière. Cette méthode est plus utilisée pour le calcul de déformations des solides. En revanche, elle présente des difficultés dans les cas de grandes déformations ou de modélisation de sources de matière.

La formulation ALE (Arbitrairement Lagrangienne Eulérienne) représente un compromis entre l'approche eulérienne et lagrangienne, où le maillage est mobile mais ne suit pas le mouvement de la matière. En effet, le maillage évolue de façon à ce qu'il décrive précisément les frontières du domaine de la matière tout en conservant les meilleurs facteurs de formes des éléments. En revanche, le déploiement de cette méthode est difficile et requière un temps de calcul important.

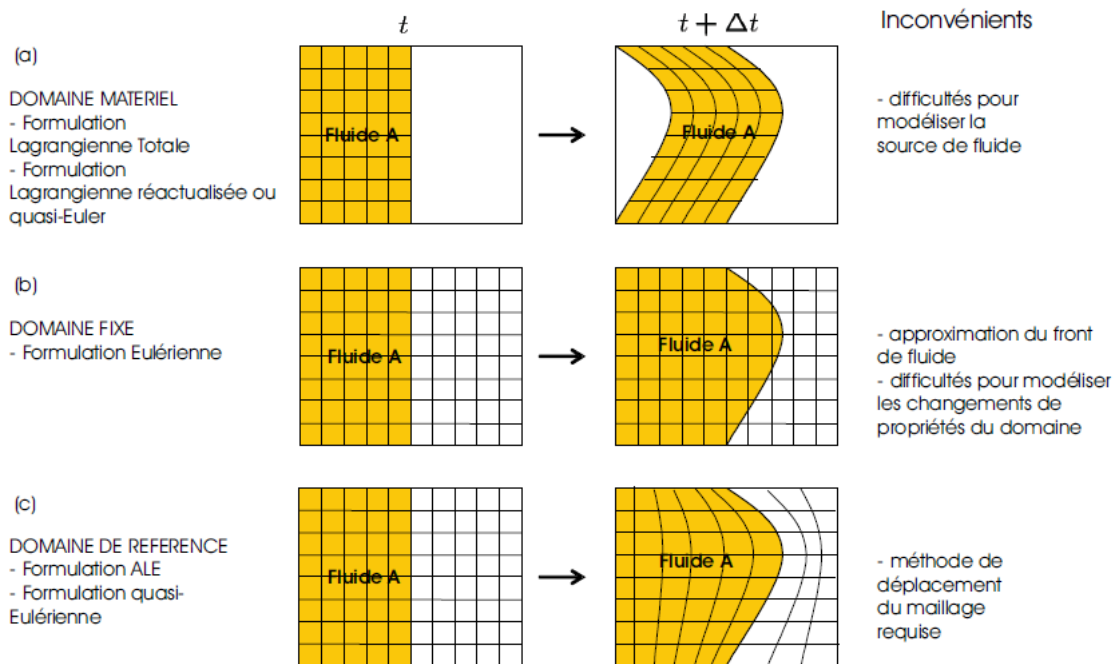


Figure 3-4 : Evolution du domaine dans le cas de formulation lagrangienne, de formulation eulérienne et de formulation ALE [83]

En se basant sur une formulation eulérienne, la méthode CVFEM utilise un maillage fixe, ce qui permet de réduire considérablement le temps de calcul en évitant le déplacement du maillage à chaque pas de temps, voire le remaillage. Par conséquent, une méthode d'évolution du domaine à chaque pas de temps est nécessaire. La méthode utilisée à cet effet pour l'approche CVFEM est la méthode Volume Of Fluid (VOF). Il existe par ailleurs d'autres méthodes d'identification d'interface comme la méthode Level-set.

3.2.1 Méthode Volume Of Fluid (VOF)

La méthode d'identification de front utilisée dans le cadre de la méthode CVFEM est la méthode VOF développée par Hirt et Nichols [84]. Cette méthode consiste à associer à chaque nœud un volume de contrôle qui représente le volume eulérien où le fluide peut s'écouler (Figure 3-5). Sa taille est définie comme étant la somme des tiers d'éléments triangulaires connectés aux nœuds (et des quarts d'éléments quadrangulaires).

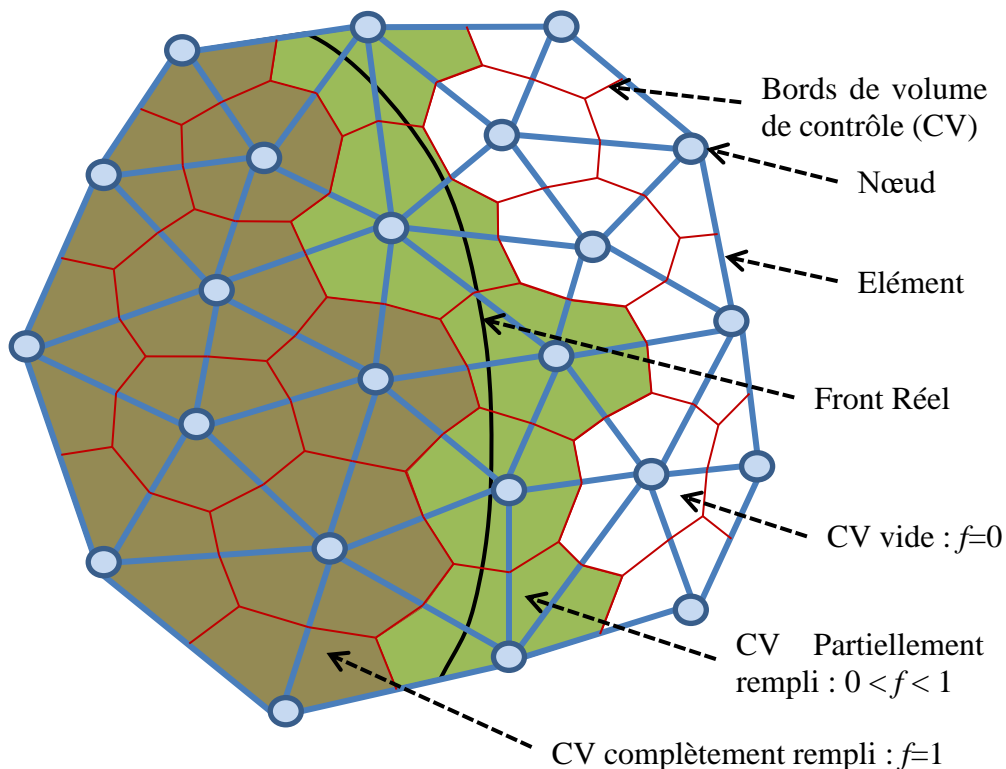


Figure 3-5 : Maillage pour la méthode CVFEM et classification des volumes de contrôle selon VOF

A chaque volume de contrôle, on attribue un facteur de remplissage qui représente le taux de volume le fluide qu'il l'occupe. Puis, chaque volume de contrôle est classé en fonction de son facteur de remplissage f (Figure 3-5):

- $f=1$ si le volume de contrôle est rempli.
- $f=0$ si le volume de contrôle est vide.

- $0 < f < 1$ si le volume de contrôle est partiellement rempli. Dans ce cas, le volume de contrôle contient le front de fluide.

Le front de fluide est supposé se situer sur la position de l'iso valeur $f = 0,5$ [85].

Le domaine fluide évolue, à chaque pas de temps, en variant les facteurs de remplissage f . Cette évolution du domaine s'effectue de la manière suivante : On calcule le champ de vitesse dans le domaine fluide. Puis, on détermine les temps nécessaires pour remplir ou vider chaque volume de contrôle, en fonction des vitesses du fluide et des facteurs de remplissage. Et finalement, on choisit le plus petit de ces pas de temps pour faire évoluer le domaine.

Cette méthode d'avancement de front implique un nombre de pas de temps égal aux nombres de nœuds à remplir. Par conséquent, cela a comme inconvénient l'allongement de temps de calcul. Mais ce temps de calcul est compensé par le faible nombre d'itérations nécessaires pour la convergence du couplage par la méthode de Newton-Raphson. Par ailleurs, pour réduire le nombre de pas de temps, un seuil de tolérance ($\varepsilon = 10^{-5}$) est considéré lors de la classification des volumes de contrôle :

- $f > 1 - \varepsilon$ implique un volume de contrôle rempli,
- $f < \varepsilon$ implique un volume de contrôle vide.

Cela permet au code d'éviter de s'arrêter sur les volumes de contrôle quasiment-rempli ou quasiment-vide lors de l'avancement du front d'écoulement.

3.2.2 Stratégie de modélisation : méthode multicouche

Les structures infusées étant généralement minces, il est plus adéquat de les modéliser en utilisant des maillages surfaciques. Toutefois, l'empilement de plis de matériaux possédant différents comportements et orientations entraîne des écoulements variés dans ces plis ainsi que des écoulements transverses (dans le sens de l'épaisseur).

Certains auteurs [86] [75] ont proposé des méthodes d'homogénéisation des comportements des plis empilés. D'autres [23] [83] ont modélisé l'empilement en 3D pour considérer cette variation de comportement.

Dans cette étude, nous proposons une méthode de modélisation où plusieurs maillages surfaciques sont superposés et reliés entre eux dans le sens transverse par des éléments 1D. Cette approche que l'on appelle « multicouche » est illustrée dans la Figure 3-6 :

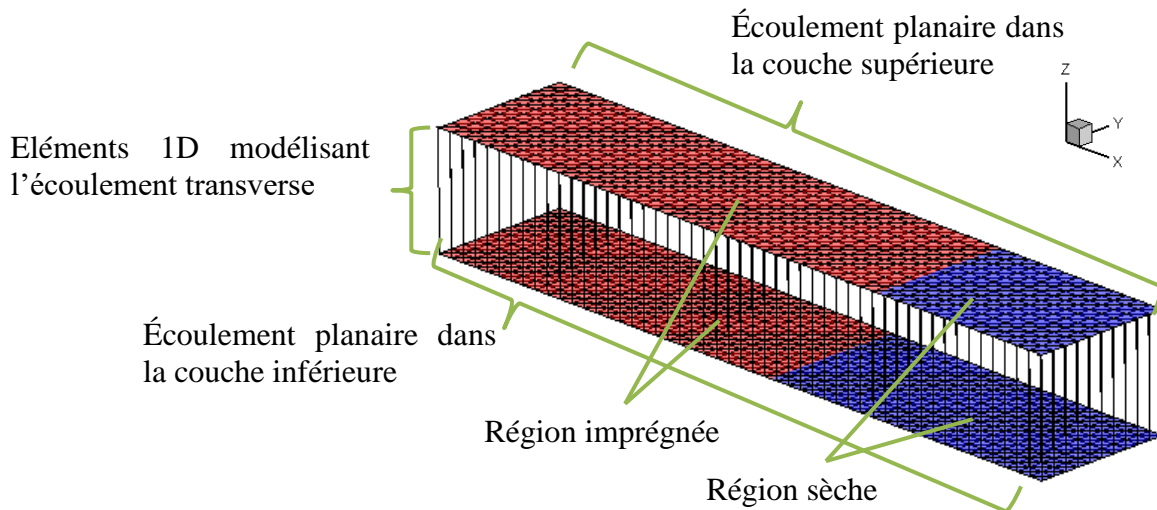


Figure 3-6: Ecoulement de la résine selon approche multicouche

Dans la méthode multicouche, chaque maillage surfacique, dit « couche », modélise un matériau homogène. Il peut donc désigner un empilement homogène ou homogénéisé, un seul pli ou encore une partie d'un pli dans le cas de raffinement de maillage (plusieurs couches pour modéliser un seul pli).

Chaque couche modélise le couplage hydromécanique, à savoir l'écoulement en 2D et un degré de liberté lié à la variation de l'épaisseur. Les éléments 1D ne modélisent, quant à eux, que l'écoulement transverse dans l'empilement.

La méthode multicouche offre la possibilité d'allier facilement dans la même géométrie des régions d'écoulement 3D avec d'autre où l'écoulement est planaire.

3.2.3 Discrétisation d'éléments 2D triangulaires

La Figure 3-7 présente le maillage du domaine selon la méthode CVFEM, constitué d'éléments subdivisés à leurs tours en volume de contrôle :

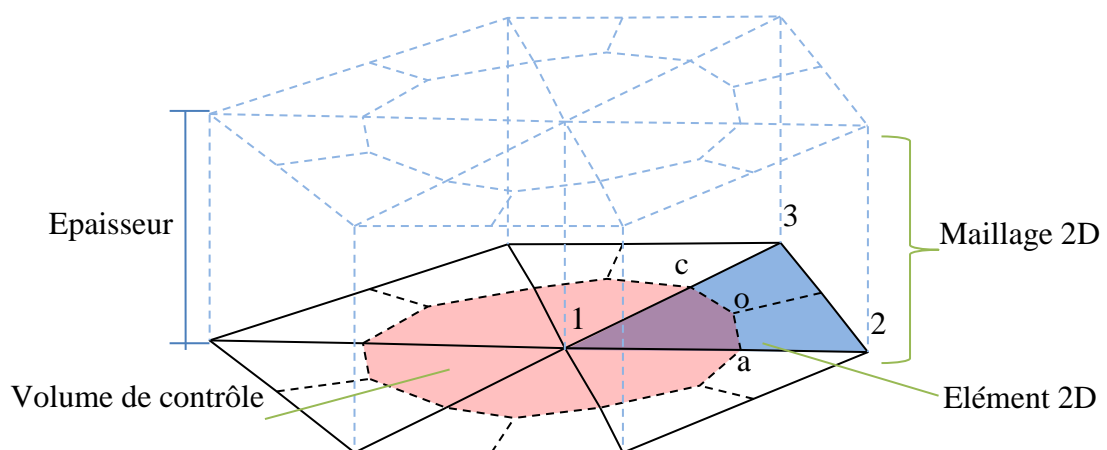


Figure 3-7 : Maillage surfacique selon l'approche CVFEM

En intégrant l'équation de la conservation de la masse Eq. 2-13 dans le polygone (1aoc) représenté dans la Figure 3-7:

$$\int_{1aoc} \nabla \cdot (\bar{u}) = \int_{1aoc} \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} \quad \text{Eq. 3-1}$$

L'application du théorème de Green conduit à la formulation faible suivante :

$$\int_a^o \bar{u} \cdot \bar{n} ds + \int_o^c \bar{u} \cdot \bar{n} ds = \int_{1aoc} \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} \quad \text{Eq. 3-2}$$

Les éléments triangulaires utilisés dans ce modèle étant linéaires, l'interpolation de la pression dans ces éléments s'écrit comme suit :

$$p = ax + by + c \quad \text{Eq. 3-3}$$

Les pressions dans les trois nœuds (123) (Figure 3-7) valent donc :

$$\begin{aligned} p_1 &= ax_1 + by_1 + c \\ p_2 &= ax_2 + by_2 + c \\ p_3 &= ax_3 + by_3 + c \end{aligned} \quad \begin{bmatrix} p_1 \\ p_2 \\ p_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 & y_1 & 1 \\ x_2 & y_2 & 1 \\ x_3 & y_3 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 3-4}$$

A l'aide de la loi de Darcy, considérée dans les directions propres, nous déduisons les composantes du vecteur vitesse ($u_x ; u_y$) en fonction des gradients de pression :

$$u_x = -\frac{K_{11}}{\mu_r} \frac{\partial P}{\partial x} = -\frac{K_{11}}{\mu_r} a, \quad u_y = -\frac{K_{22}}{\mu_r} \frac{\partial P}{\partial y} = -\frac{K_{22}}{\mu_r} b \quad \text{Eq. 3-5}$$

Le débit $\dot{m}|_A^B$ passant à travers une section située entre deux points A et B s'écrit :

$$\dot{m}|_A^B = \int_A^B \bar{u} \cdot \bar{n} ds = - \int_A^B \frac{\bar{K}}{\mu} \bar{\nabla} p \cdot \bar{n} ds = -\frac{H}{\mu} \{K_{11}a(y_A - y_B) - K_{22}b(x_A - x_B)\} \quad \text{Eq. 3-6}$$

Avec H l'épaisseur de la couche.

A partir de Eq. 3-2 et Eq. 3-4, on peut exprimer la contribution du nœud (1) dans la conservation de la masse de l'élément (123) en fonction des pressions aux nœuds et des coordonnées:

$$\int_a^o \bar{u} \cdot \bar{n} ds + \int_o^c \bar{u} \cdot \bar{n} ds = C_{11}p_1 + C_{12}p_2 + C_{13}p_3 \quad \text{Eq. 3-7}$$

Le terme source de l'équation 3-1 formulé en implicite s'écrit :

$$\int_{1aoc} \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} = \int_{1aoc} \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial p} \frac{\partial p}{\partial t} = \frac{H S_{1aoc}}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial p} \frac{p_1 - p_1^{t-1}}{\Delta t} \quad \text{Eq. 3-8}$$

Avec Δt le pas de temps, p_1^{t-1} la pression au nœud 1 au pas de temps précédent et S_{1aoc} l'aire de quadrangle (1aoc).

3.2.4 Élément 1D transverse

Dans la méthode « multicouche », chaque nœud de la couche inférieure est connecté avec son nœud correspondant de la couche supérieure comme indiqué dans la Figure 3-8. Cette méthode nécessite donc un maillage surfacique identique sur les deux surfaces connectées.

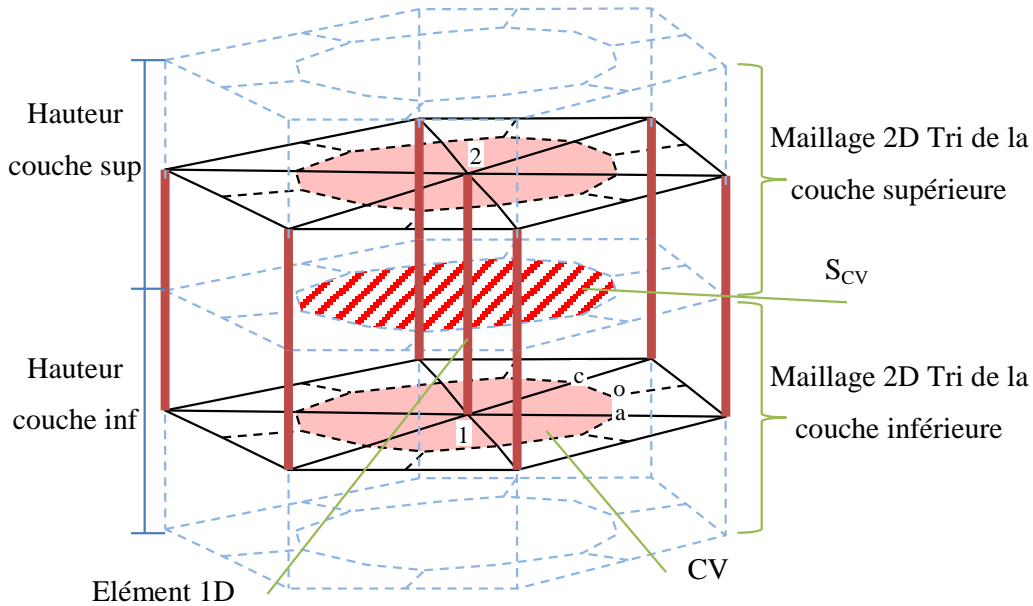


Figure 3-8 : Maillage dans l'approche multicouche

La discrétisation des éléments transverses se fait en procédant avec la même démarche précédente. En effet, l'écoulement transverse $\int_{S_{CV}} \bar{u} \cdot \bar{n} ds$ qui se déroule le long de l'élément 1D (12), présenté dans la Figure 3-8, doit être inclut dans la formulation faible de la conservation de la masse Eq. 3-2.

L'élément 1D est linéaire, nous avons donc :

$$p = \alpha z + \beta \quad \text{Eq. 3-9}$$

Avec,

$$\begin{aligned} p_1 &= \alpha z_1 + \beta \\ p_2 &= \alpha z_2 + \beta \end{aligned} \quad \begin{bmatrix} p_1 \\ p_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_1 & 1 \\ z_2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha \\ \beta \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 3-10}$$

La loi de Darcy, dans la direction z, nous donne la composante du vecteur vitesse (w) :

$$w = -\frac{K_{33}}{\mu_r} \frac{\partial P}{\partial z} = -\frac{K_{33}}{\mu_r} \alpha \quad \text{Eq. 3-11}$$

Le débit passant à travers la section séparant les deux nœuds de l'élément transverse est exprimé par l'équation suivante :

$$\dot{m}|_{S_{VOF}} = \int_{S_{CV}} \bar{u} \cdot \bar{n} ds = - \int_{S_{CV}} \frac{K_{33}}{\mu_r} \nabla P \cdot \bar{n} ds = - \frac{K_{33} \cdot \alpha \cdot S_{VOF}}{\mu_r} \quad \text{Eq. 3-12}$$

Ainsi la contribution du nœud (1) à la conservation de la masse dans l'élément (12) se détermine à partir des équations Eq. 3-10 et Eq. 3-12:

$$\int_{S_{CV}} \frac{K_{33}}{\mu_r} \nabla P \cdot \vec{n} ds = C_1 p_1 + C_2 p_2 \quad \text{Eq. 3-13}$$

3.2.5 Méthode FINE

La discrétisation du domaine par un maillage fixe selon la formulation eulérienne ne permet pas de définir précisément la position du front de l'écoulement. En effet, ce front est mobile alors que la position des nœuds est figée. Cela implique l'application des conditions aux limites sur les nœuds les plus proches du front de l'écoulement comme le montre la Figure 3-9 :

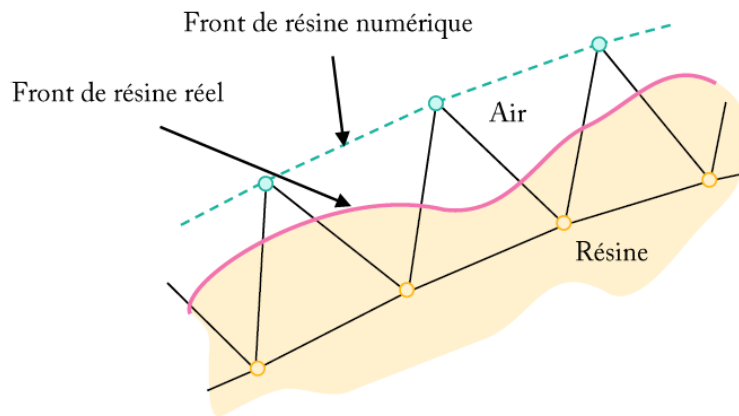


Figure 3-9: La position du front du fluide dans la méthode CVFEM conventionnelle [85]

Pour remédier à ce problème, une amélioration a été introduite à la méthode CVFEM par Kang et al. [85] appelée FINE (Method of Floating Imaginary Nodes and Elements). Cette amélioration consiste à mieux prédire la position du front de l'écoulement en divisant les éléments partiellement remplis en 4 sous-éléments complètement remplis ou vides (Figure 3-10). Autrement dit, cette méthode ajoute, dans le maillage fixe, des nœuds mobiles qui suivent le front de l'écoulement (supposé à $f=0.5$).

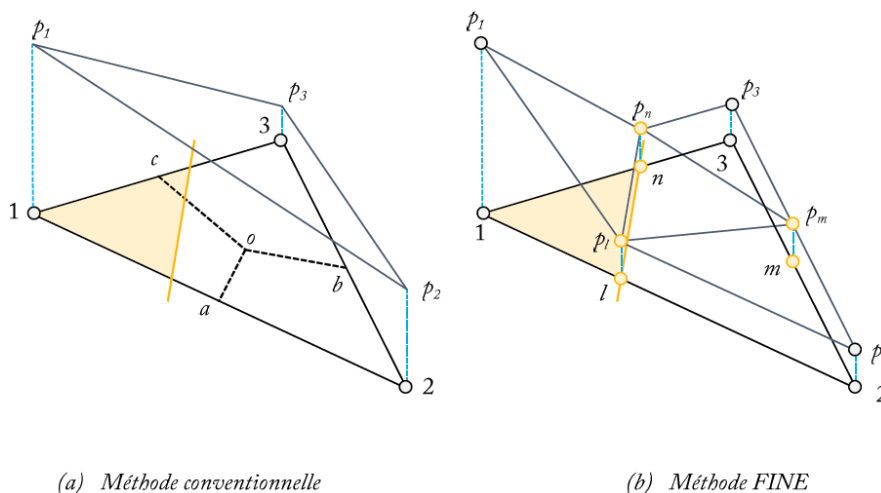


Figure 3-10: Champ de pression dans un élément de front de fluide par la méthode FINE [85]

3.3 Confrontation avec des résultats analytiques et numériques

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à la validation de l'approche multicouche en nous appuyant sur des études de cas simples analytiquement et numériquement.

Dans un premier temps, nous validons l'approche multicouche en étudiant des cas d'injection RTM. Ces validations sont effectuées dans l'ordre suivant :

- RTM 1D: il s'agit d'un cas d'injection droite unidirectionnelle simulée à l'aide des éléments 2D, d'une part, et des éléments 1D d'autre part. Les résultats numériques de ces deux cas seront comparés avec des résultats analytiques comprenant le champ de pression et la cinétique du front.
- RTM 2D: ce cas traite une injection centrale. Il est simulé avec des éléments 2D et validé analytiquement en comparant les cinétiques du front obtenues.
- RTM multicouche: dans ce cas, une injection droite d'un empilement constitué d'une préforme et d'un drainant est simulée avec la méthode multicouche d'une part et avec un maillage surfacique d'autre part. Cette validation numérique versus numérique est basée sur la comparaison des cinétiques de front.

Ensuite, nous validons analytiquement la modélisation du couplage hydromécanique avec un cas VARI 1D (Vacuum Assisted Resin Infusion) où l'infusion se réalise sans drainant. L'infusion dans ce cas sera simulée dans une configuration « monocouche ».

La validation de l'approche multicouche des cas d'infusions LRI est traitée dans le chapitre 5.

3.3.1 RTM 1D

3.3.1.1 Modélisation analytique

On considère une injection droite, à pression constant, d'une préforme dans l'une des directions principales de son tenseur de perméabilité (direction x). Dans ce cas de figure, l'équation gouvernante de la pression peut s'écrire sous forme d'un laplacien de pression égale à zéro. Cela conduit à une distribution linéaire de la pression entre la ligne d'injection et le front de l'écoulement.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{K}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} \right) = 0 \quad \Rightarrow \quad P(x) = - \frac{(P_{inj} - P_{évent})}{x_{front}} x + P_{inj} \quad \text{Eq. 3-14}$$

Avec P_{inj} la pression d'injection, $P_{évent}$ la pression à l'évent et x_{front} la position du front.

La cinétique de front se détermine à partir de la loi de Darcy :

$$\frac{\phi \partial x}{dt} = \frac{K (P_{inj} - P_{évent})}{\mu x_{front}} \Rightarrow t = \frac{x_{front}^2 \cdot \phi \cdot \mu}{2 \cdot K (P_{inj} - P_{évent})} \quad \text{Eq. 3-15}$$

3.3.1.2 Données des cas étudiés

Dans ce paragraphe, nous validons la discrétisation des éléments 1D et 2D. Deux cas numériques sont donc traités : un premier cas appelé « Cas 2D » où l'écoulement unidirectionnel est simulé avec un maillage surfacique (monocouche) et un deuxième cas appelé « Cas TR » simulé dans une configuration multicouche où l'injection s'effectue dans le sens transverse (Figure 3-11). Les résultats numériques issus de la simulation de ces deux cas sont comparés avec les résultats analytiques dans la Figure 3-13.

Les propriétés de la préforme et du fluide sont les suivantes :

- Perméabilité : $K = 1 \cdot 10^{-10} m^2$
- TVF : $V_f = 0,5$
- Viscosité : $\mu = 0,1 Pa.s$

Cas 2D : écoulement dans le sens X

Cas TR : écoulement dans le sens Z

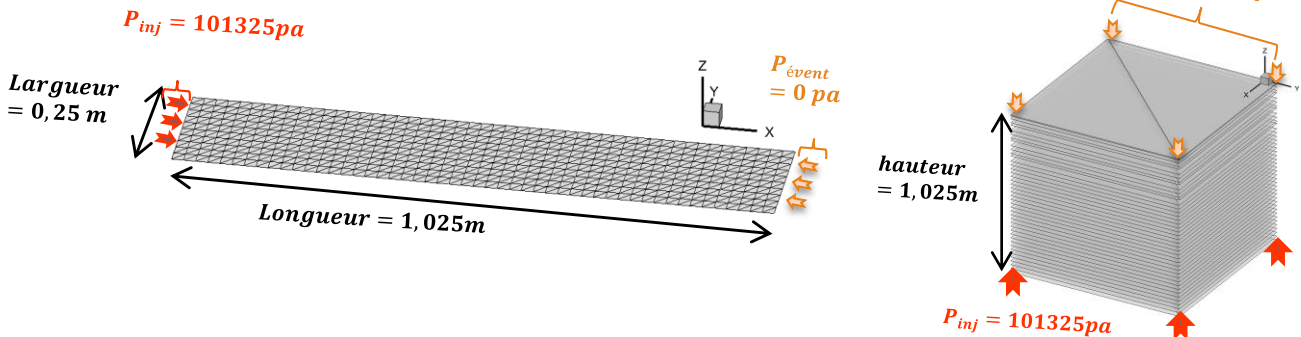


Figure 3-11 : Maillage et conditions aux limites du Cas 2D et du Cas TR

3.3.1.3 Confrontation analytique / numérique

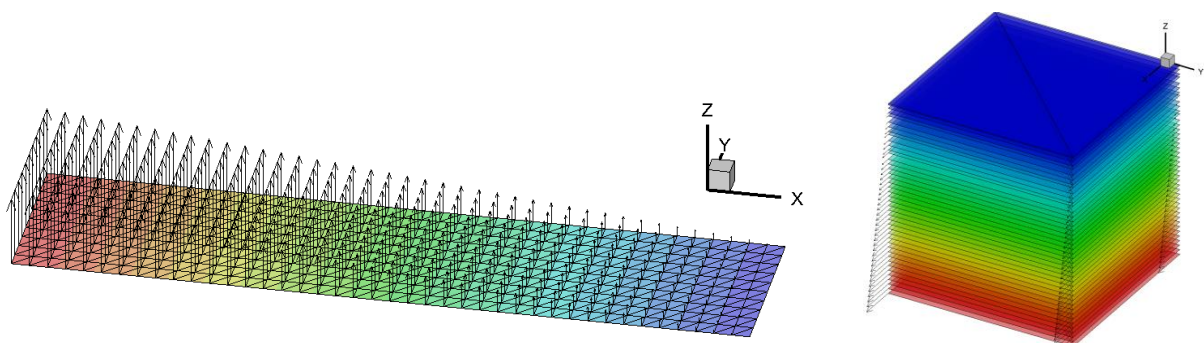


Figure 3-12 : Cartes de champ de pression dans les cas comparés

La comparaison numérique et analytique des champs de pression nous permet de valider l'exactitude du modèle dans la prédiction de la pression. Tandis que la confrontation des cinétiques du front (numérique et analytique) nous permet de valider, une fois que le calcul de la pression est validé, l'algorithme de remplissage des éléments. La distribution de la pression et la cinétique du front obtenues sont présentées dans les graphiques suivants :

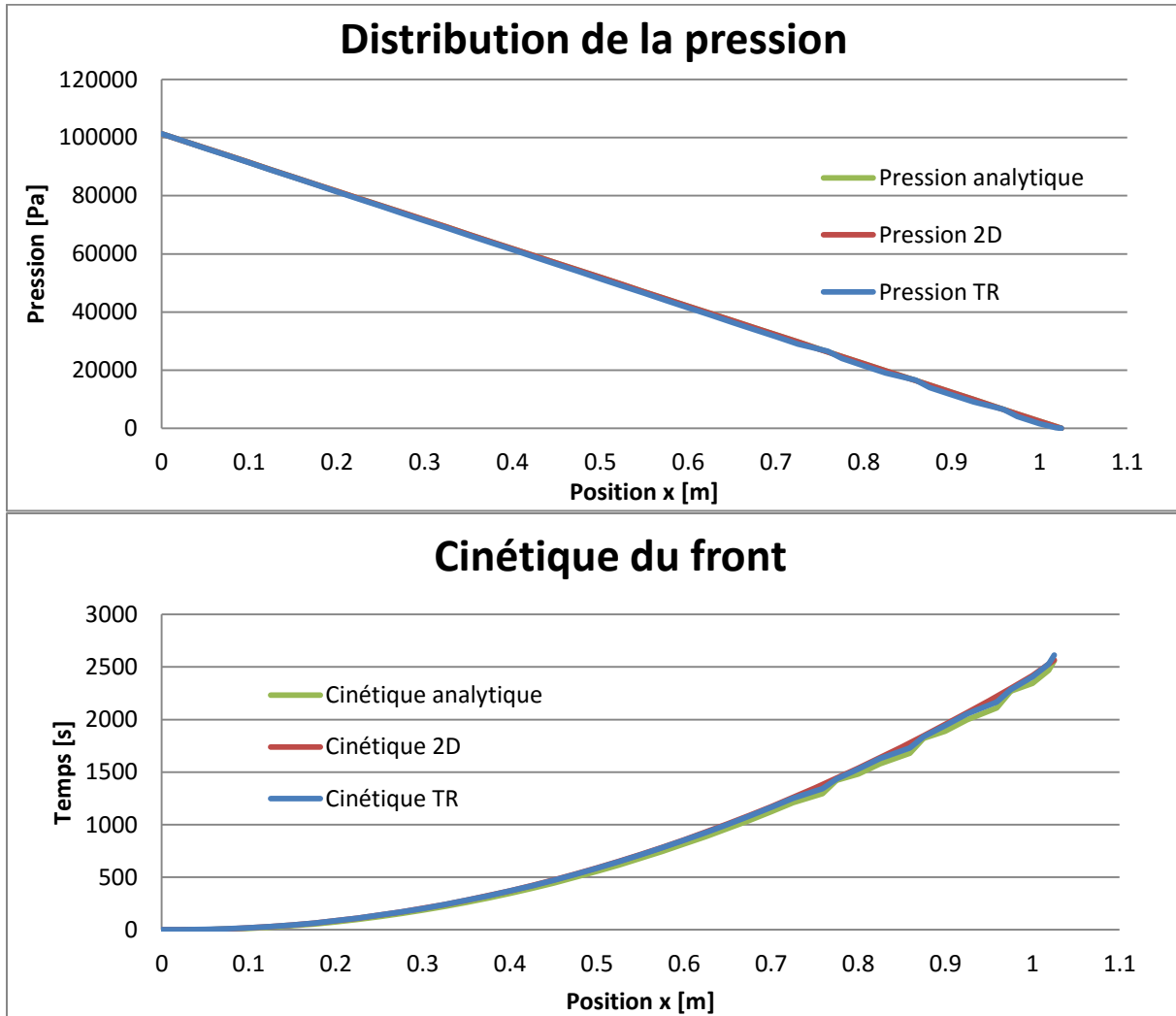


Figure 3-13 : Champ de pression et cinétique du front: comparaison analytique/numérique – cas RTM 1D

Nous constatons un très bon accord entre les résultats numériques obtenus par notre modèle et les résultats analytiques. Cela permet de valider le modèle de calcul de pression ainsi que l'algorithme d'avancement de front pour les écoulements unidirectionnels.

3.3.2 RTM 2D

On s'intéresse ici à l'étude d'un cas d'une injection centrale. Dans cette injection, la résine est injectée la préforme à partir d'un petit orifice positionné au centre de la préforme par une pression imposée. L'écoulement du front dans ce cas progresse selon une forme ellipsoïdale (circulaire, si le renfort est isotrope).

3.3.2.1 Modélisation analytique

Dans le cas d'une injection RTM dans un moule d'épaisseur constante, la pression est gouvernée par l'équation elliptique Eq. 3-16 (où le repère est confondu avec les directions propres du tenseur de perméabilité).

$$\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} + \alpha \frac{\partial^2 P}{\partial y^2} = 0 \text{ avec } \alpha = \frac{K_y}{K_x} \quad \text{Eq. 3-16}$$

Dans le cas d'une injection centrale isotrope comme illustré dans la Figure 3-14, cette équation peut s'écrire en coordonnées cylindriques :

$$\frac{\partial^2 P}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial r} = 0 \quad \text{Eq. 3-17}$$

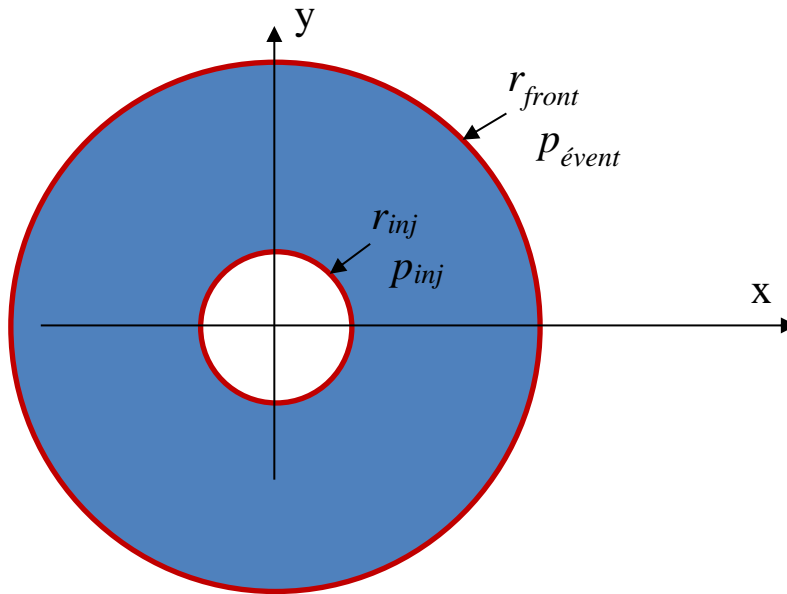


Figure 3-14 : Schéma d'injection centrale en renfort isotrope

La solution exacte de cette équation s'écrit :

$$\frac{P - P_{\text{évent}}}{P_{\text{inj}} - P_{\text{évent}}} = 1 - \ln\left(\frac{\frac{r}{r_{\text{inj}}}}{\frac{r_{\text{front}}}{r_{\text{inj}}}}\right) \quad \text{Eq. 3-18}$$

La solution exacte de la cinétique du front s'écrit :

$$r_{\text{front}}^2 \left[2 \ln\left(\frac{r_{\text{front}}}{r_{\text{inj}}}\right) - 1 \right] + r_{\text{inj}}^2 = \frac{4K_x(P_{\text{inj}} - P_{\text{évent}})}{\phi \cdot \mu} t \quad \text{Eq. 3-19}$$

Dans le cas d'une préforme anisotrope, la solution analytique de la cinétique du front peut se déduire de l'Eq. 3-19, en passant par un changement de variables et en supposant que la cellule d'injection reste circulaire dans le nouveau repère. Cette solution analytique s'écrit :

$$\begin{cases} R_y = \sqrt{\alpha} R_x \\ R_x^2 \left[2 \ln \left(\frac{R_x}{R_o} \right) + \frac{\ln(\alpha)}{2} - 1 \right] + \frac{R_o^2}{\sqrt{\alpha}} = \frac{4K_x (P_{inj} - P_{event})}{\phi \cdot \mu} t \end{cases} \quad \text{Eq. 3-20}$$

3.3.2.2 Confrontation analytique / numérique

Dans ce paragraphe, nous validons la simulation de l'écoulement en 2D en nous basant sur le cas d'injection centrale présenté dans la Figure 3-15. Cela nous permettra de valider la discrétisation des éléments triangulaires et l'algorithme d'avancement de front de l'écoulement. Un deuxième cas où le tenseur de perméabilité est orienté à 30° du repère est simulé et permettra de valider l'orientation des éléments triangulaires.

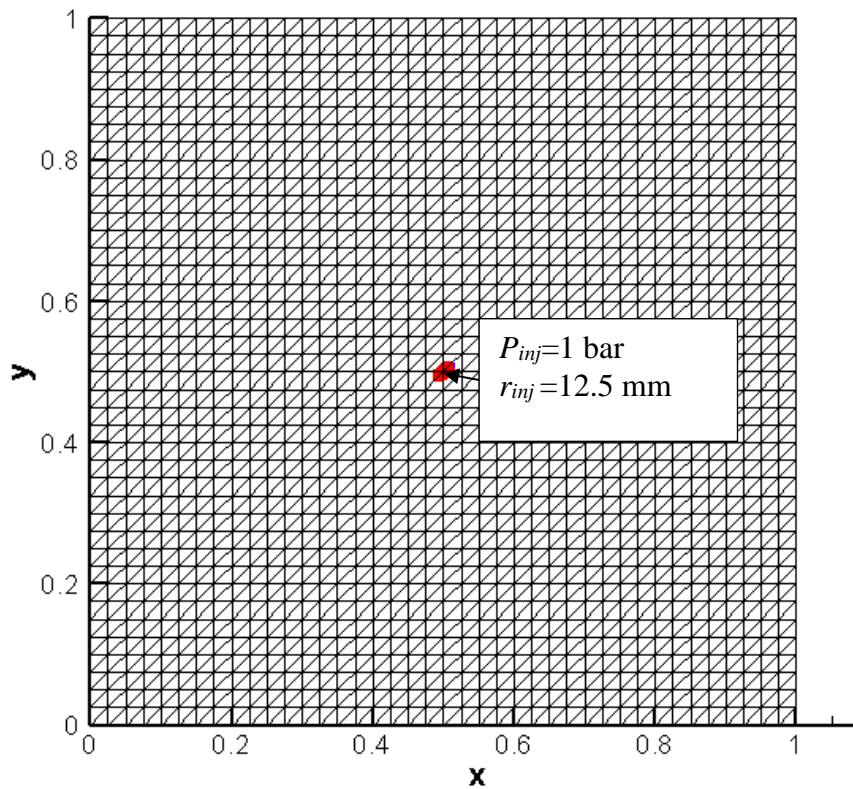


Figure 3-15 : Maillage du cas RTM 2D

Les données des matériaux des cas comparés sont les suivant :

- Perméabilité : $K_x = 1. 10^{-10} m^2$; $K_y = 0.5 10^{-10} m^2$
- TVF : $V_f = 0,5$
- Viscosité : $\mu = 0,1 Pa.s$

Les résultats analytiques et numériques des cinétiques du front de l'écoulement dans les deux cas sont présentés dans la Figure 3-16 (où les résultats analytiques sont représentés en traits interrompu et les résultats numérique par les couleurs).

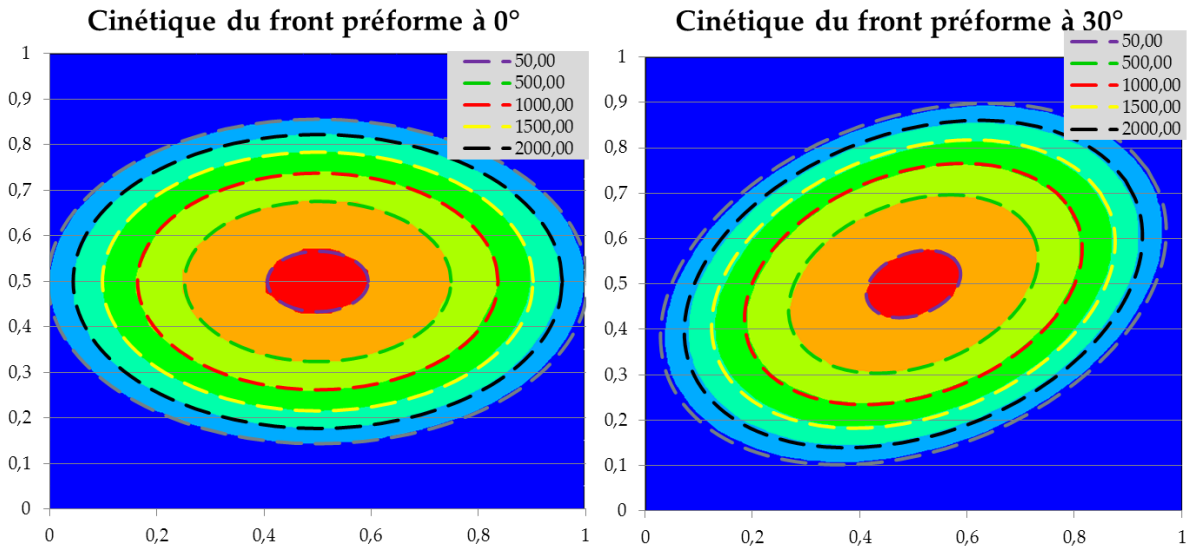


Figure 3-16 : Cinétiques du front analytiques et numériques dans les cas RTM 2D

Les traits interrompus représentent les positions du front analytiques. Nous constatons une parfaite adéquation entre les résultats numériques et analytiques. Ce qui permet de valider le calcul des pressions, l'avancement du front et l'orientation des éléments dans une configuration monocouche où l'épaisseur est constante dans l'espace et le temps.

3.3.3 RTM multicouche

Le cas traité dans ce paragraphe a pour objectif la validation de la méthode multicouche sur un cas de simulation mettant en jeu des éléments 1D et 2D. Cette validation se réalise en se basant sur un cas 2D simulé avec un maillage 2D monocouche. Cette méthode étant validée dans le paragraphe 3.3.2.

3.3.3.1 Cas traités numériquement

Le cas traité est une injection droite RTM dans une préforme de 1,25 m de (Figure 3-17). Cette préforme est constituée de deux couches de perméabilités planaires différentes.

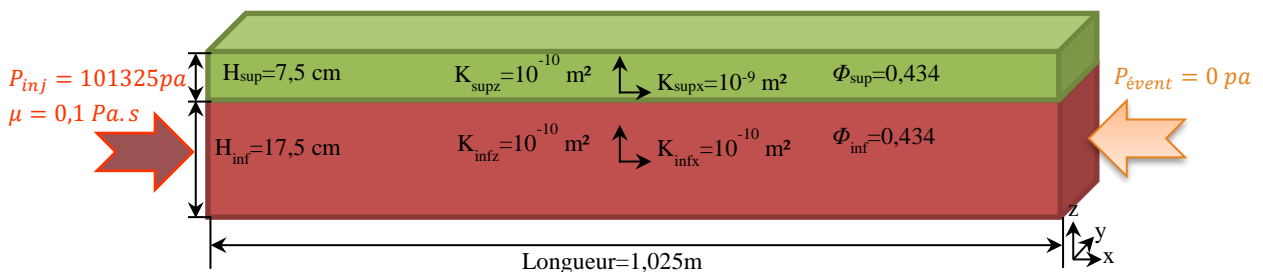


Figure 3-17 : Données du cas étudié (RTM multicouche)

Ce cas présente une symétrie dans la direction y et peut par conséquent être ramené à un problème bidimensionnel. La Figure 3-18 présente le cas 2D numérique utilisé comme

référence pour valider le cas multicouche. Il est maillé par 10 rangés de couples d'éléments triangulaires, dont 7 rangés sont associés à la préforme inférieure et 3 rangés à la préforme supérieure.

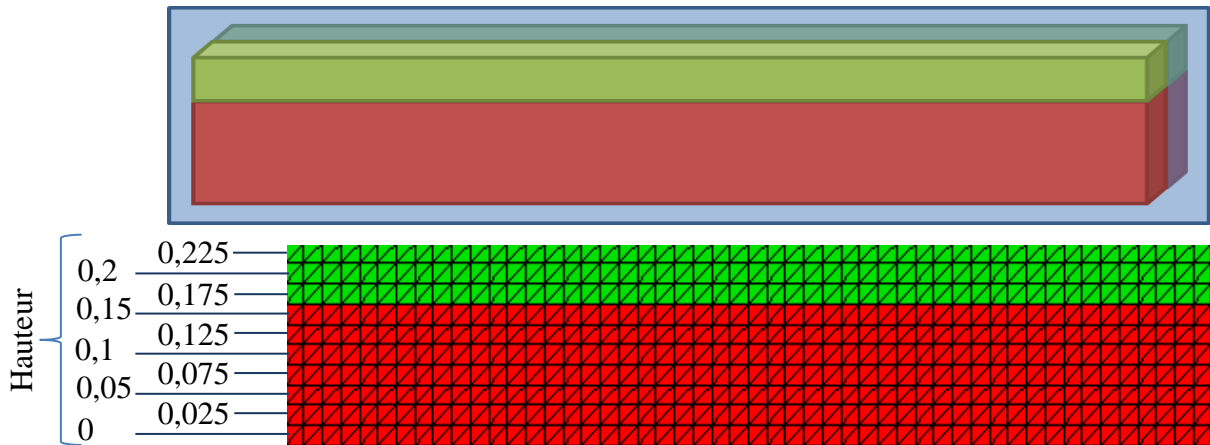


Figure 3-18 : Cas 2D – modélisation monocouche (plan XZ)

Le cas multicouche étudié, appelé cas 10C, est présenté dans la Figure 3-19. Il contient 10 couches, dont 7 couches pour modéliser la préforme inférieure et 3 pour la préforme supérieure. Chaque couche du cas 10C correspond à une rangé d'éléments du cas 2D.

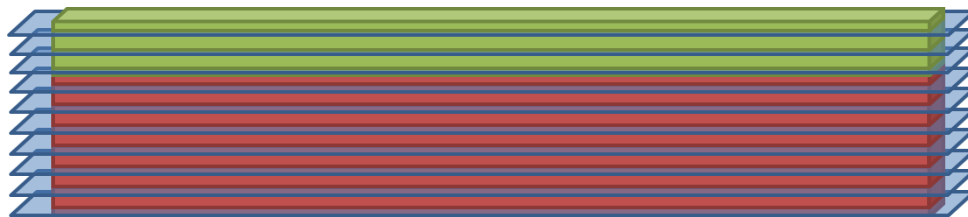


Figure 3-19 : Cas 10C – modélisation multicouche (3 plans XY drainant & 7 plans XY préforme)

3.3.3.2 Confrontation numérique monocouche/numérique multicouche

Les résultats numériques comparés ici sont les cinétiques du front à l'intersection des dix plans du cas multicouche avec le plan du cas 2D.

Les cinétiques du front dans la préforme supérieure, pour différentes hauteurs : 0,175m 0,2m et 0,225m dans le cas 2D et les cas 10C, sont présentées sur Figure 3-20:

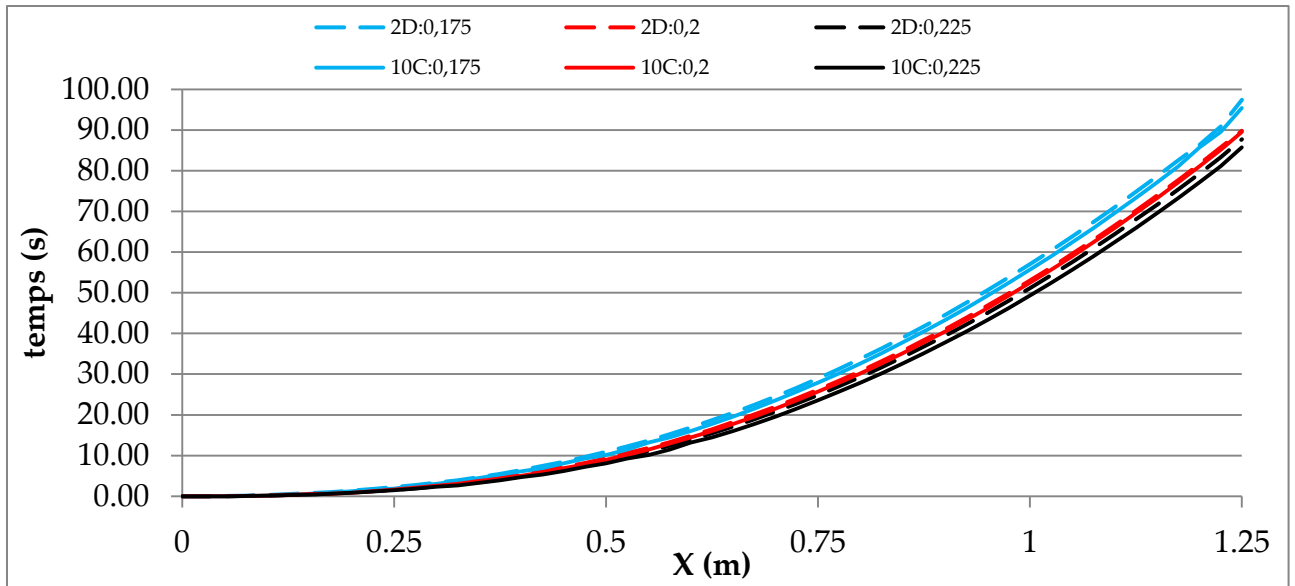


Figure 3-20 : Courbes de cinétique du front dans la préforme supérieure

Les cinétiques du front dans la préforme inférieure, pour les hauteurs à 0m 0,025m 0,05m 0,1m 0,125m 0,15m et 0,175m des cas 2D et cas 10C, sont décrites dans la Figure 3-21:

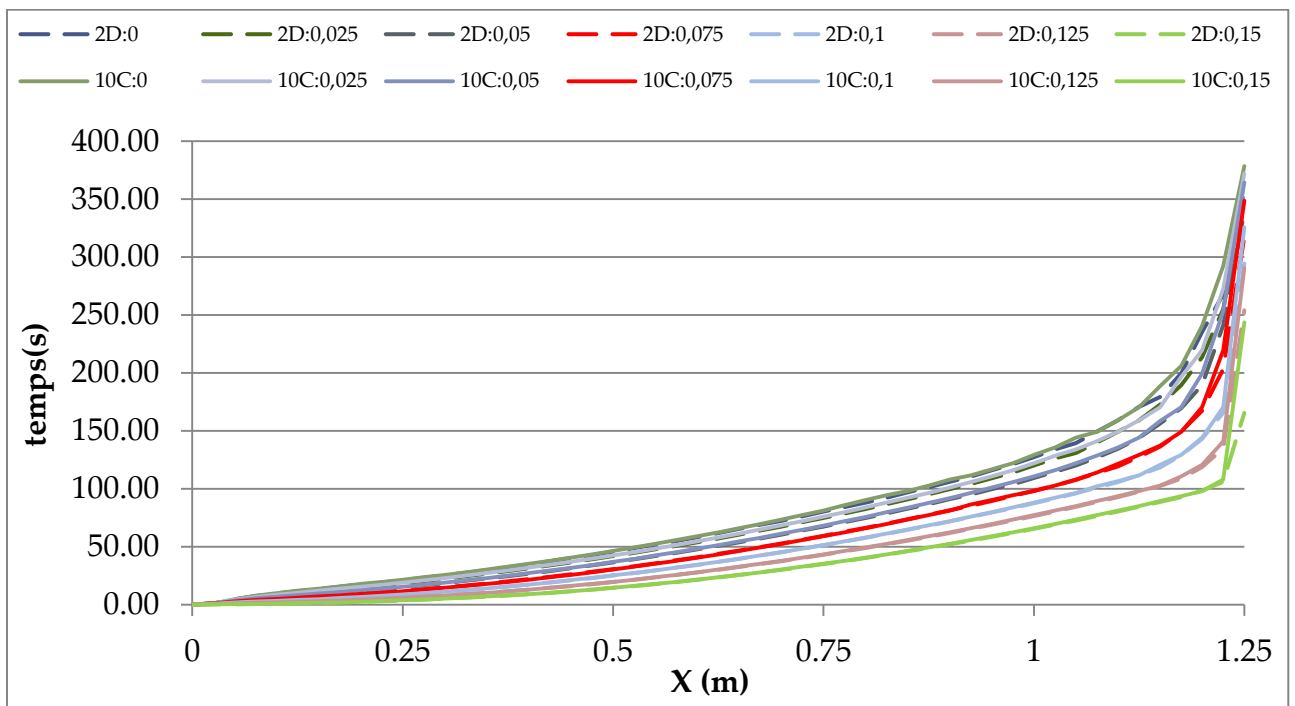


Figure 3-21 : Courbes de cinétique du front dans le préforme inférieure

La confrontation des cinétiques du front issues des deux méthodes est très satisfaisante : elle révèle un très bon accord entre les résultats des deux approches.

3.3.4 VARI 1D

Pour valider le modèle dans ce cas d'infusion VARI, nous comparons les résultats issus de la simulation numérique avec ceux obtenus à l'aide de la modélisation analytique suivante [60].

3.3.4.1 Modélisation analytique

L'équation gouvernante dans le cas d'une infusion droite dans la direction principale de la préforme x s'écrit:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{K}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} \right) = - \frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t}$$

$$x = 0 : P = P_{Atm}$$

$$x = L(t) : P = 0$$

Eq. 3-21

Avec $L(t)$ la position du front de fluide

Les comportements de perméabilité et de compressibilité choisis dans cette étude sont modélisés par des lois de puissance :

$$K = aV_f^b$$

$$\sigma = cV_f^d$$

Eq. 3-22

En combinant ces lois de comportement, on obtient :

$$K = a \left(\frac{\sigma}{c} \right)^{\frac{b}{d}}$$

Eq. 3-23

En dérivant la relation d'équilibre Eq. 2-68 :

$$\sigma = p_{Atm} - p \Rightarrow \frac{\partial P}{\partial x} = - \frac{\partial \sigma}{\partial x}$$

Eq. 3-24

En exprimant le terme source en fonction de compressibilité :

$$\frac{1}{V_f} \frac{\partial V_f}{\partial t} = \frac{1}{d} \frac{1}{\sigma} \frac{\partial \sigma}{\partial t}$$

Eq. 3-25

En utilisant Eq. 3-21, Eq. 3-23, Eq. 3-24 et Eq. 3-25, nous obtenons l'équation gouvernante en fonction de la compressibilité uniquement :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{a}{\mu} \left(\frac{\sigma}{c} \right)^{\frac{b}{d}} \left(- \frac{\partial \sigma}{\partial x} \right) \right] = - \frac{1}{d} \frac{1}{\sigma} \frac{\partial \sigma}{\partial t}$$

Eq. 3-26

En simplifiant l'équation précédente :

$$\frac{a \cdot d^2}{\mu \cdot (b+d) \cdot c \bar{d}} \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(\sigma \frac{b+d}{d} \right) = \frac{1}{\sigma} \frac{\partial \sigma}{\partial t} \quad \text{Eq. 3-27}$$

En introduisant une nouvelle variable S_f :

$$S_f = \sigma \frac{b+d}{d} \quad \text{Eq. 3-28}$$

L'équation gouvernante s'écrit comme suit :

$$\frac{a \cdot d}{\mu \cdot c \bar{d}} \frac{\partial^2}{\partial x^2} (S_f) = \frac{1}{S_f} \frac{\partial S_f}{\partial t} \quad \text{Eq. 3-29}$$

$$x = 0 : P = P_{Atm} ; \sigma = 0 ; S_f = 0$$

$$x = L(t) : P = 0 ; \sigma = P_{Atm} ; S_f = P_{Atm} \frac{b+d}{d}$$

La solution exacte de l'EDP précédente est la suivante :

$$S_f = M \left\{ \left(\frac{x}{L} \right) - \left(\frac{x}{L} \right)^2 \right\} + P_{Atm} \frac{b+d}{d} \left(\frac{x}{L} \right) \quad \text{Eq. 3-30}$$

$$\text{Où : } M = \frac{P_{Atm} \frac{b+d}{d}}{(b+d) \left\{ 1 - \left(\frac{P_{Atm}}{c} \right)^{\frac{1}{\bar{d}}} \right\} + 1}$$

Ainsi, nous retrouvons les solutions analytiques des grandeurs recherchées :

$$\text{Compressibilité} : \sigma(x, t) = \left[M \left\{ \left(\frac{x}{L} \right) - \left(\frac{x}{L} \right)^2 \right\} + P_{Atm} \frac{b+d}{d} \left(\frac{x}{L} \right) \right]^{\frac{d}{b+d}} \quad \text{Eq. 3-31}$$

$$\text{Pression} : P(x, t) = P_{Atm} - \sigma(x, t) \quad \text{Eq. 3-32}$$

$$\text{Taux volumique de fibres} : V_f(x, t) = \left(\frac{P_{Atm}}{c} \right)^{\frac{1}{\bar{d}}} \left[\frac{\left\{ \left(\frac{x}{L} \right) - \left(\frac{x}{L} \right)^2 \right\}}{(b+d) \left\{ 1 - \left(\frac{P_{Atm}}{c} \right)^{\frac{1}{\bar{d}}} \right\} + 1} + \left(\frac{x}{L} \right) \right]^{\frac{d}{b+d}} \quad \text{Eq. 3-33}$$

$$\text{Position du front de fluide} : L(t) = \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot d \cdot P_{Atm} \frac{b+d}{d} \cdot t}{\mu \cdot c \bar{d} \cdot \left[(b+d) \left\{ 1 - \left(\frac{P_{Atm}}{c} \right)^{\frac{1}{\bar{d}}} \right\} + 1 \right]}} \quad \text{Eq. 3-34}$$

$$\text{Epaisseur} : H = \frac{H_0 \times V_{f0}}{V_f} \quad \text{Eq. 3-35}$$

3.3.4.2 Données du cas étudié

Le cas étudié pour effectuer cette comparaison est présenté dans la Figure 3-22 suivante :

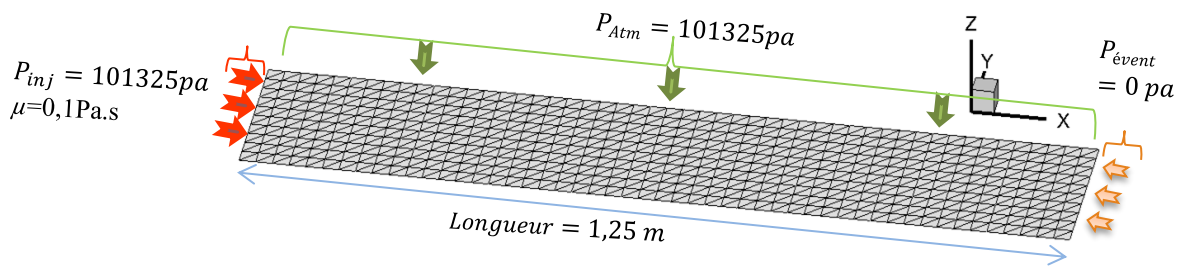


Figure 3-22 : Cas étudié (VARI)

Les données des matériaux et du fluide des cas comparés sont les suivants [60]:

- Perméabilité : $K = aV_f^b$ avec $a = 5,607 \cdot 10^{-12} \text{m}^2$ et $b = -4,397$
- Compressibilité : $\sigma = cV_f^d$ avec $c = 3,5886 \cdot 10^7 \text{Pa}$ et $d = 10,309$
- Viscosité : $\mu = 0,1 \text{ Pa.s}$

3.3.4.3 Confrontation analytique / numérique

On présente ici profils numériques et expérimentales du champ de pression (Figure 3-23), de la cinétique du front (Figure 3-24), du taux volumique de fibres (Figure 3-25) et de l'épaisseur (Figure 3-26), obtenus en fin d'infusion le long de la pièce.

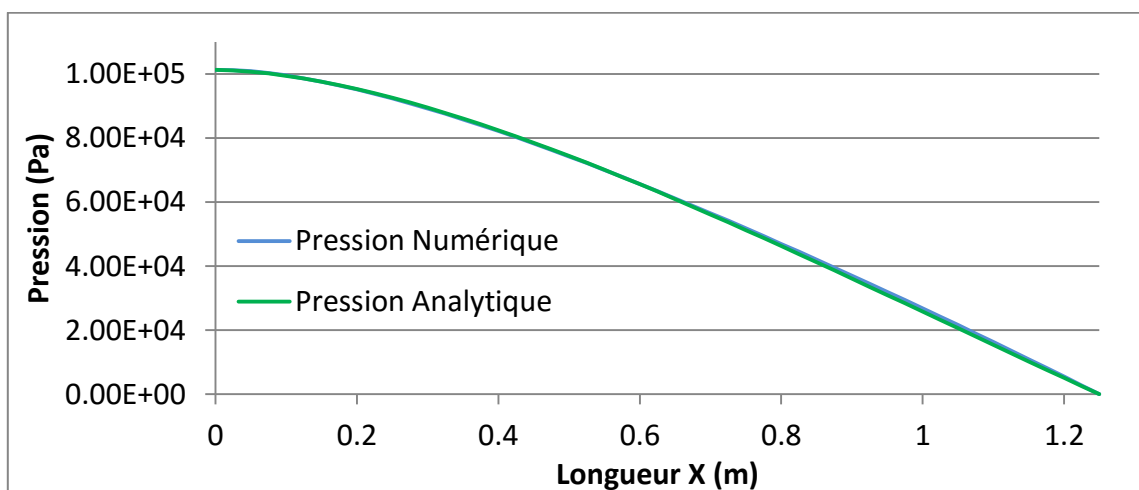


Figure 3-23 : Confrontation de champs de pression analytique / numérique

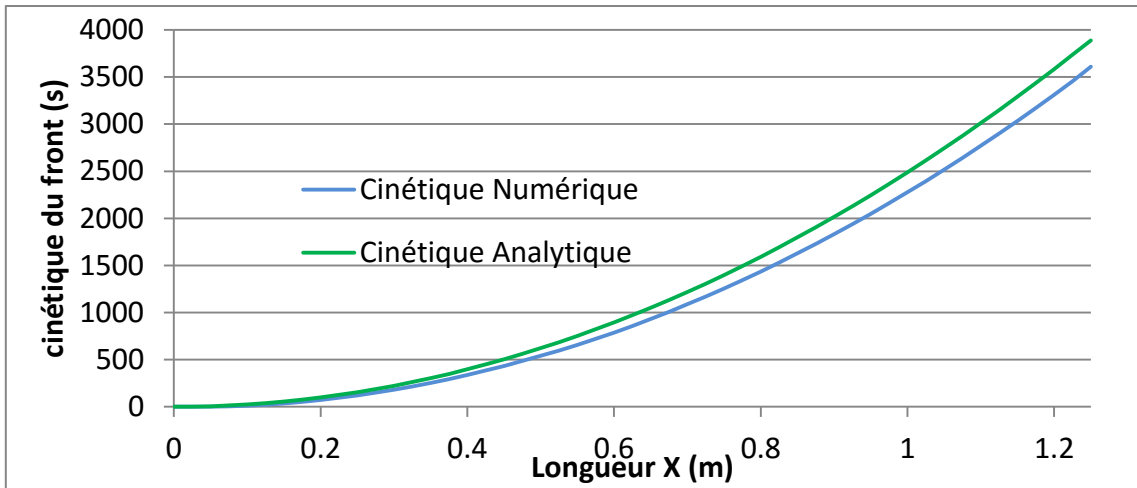


Figure 3-24 : Confrontation de cinétique de front analytique / numérique

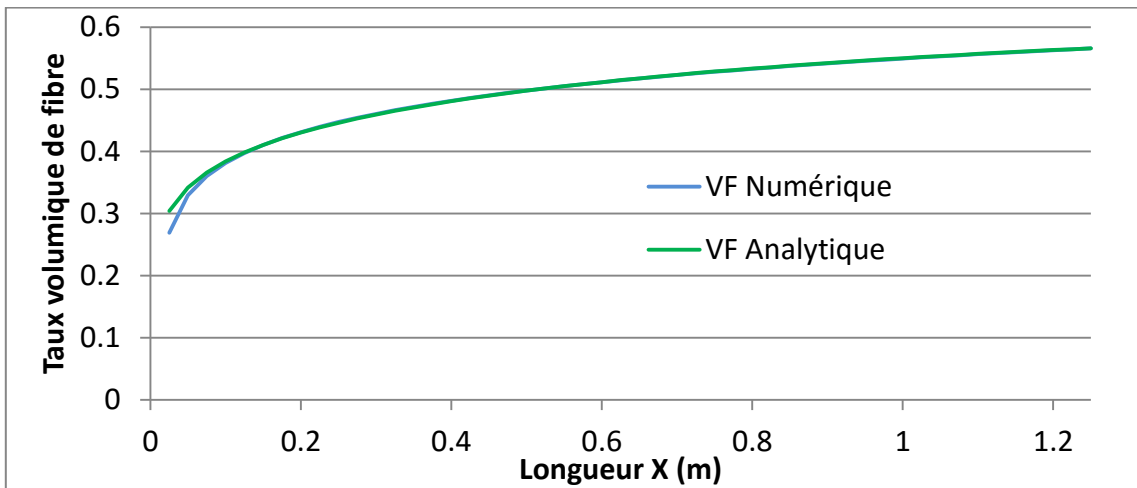


Figure 3-25 : Confrontation de champs de V_f analytique / numérique

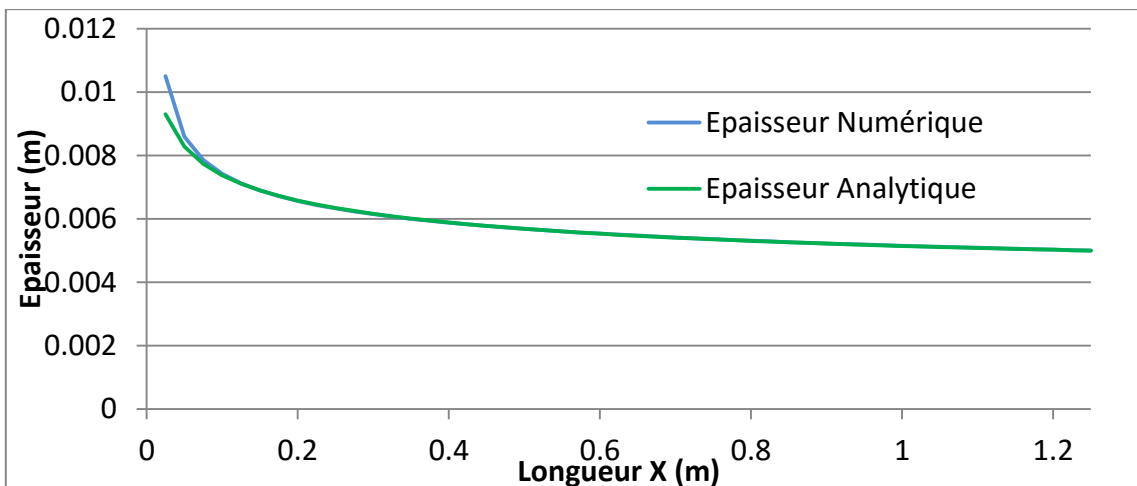


Figure 3-26 : Confrontation de champ d'épaisseur analytique / numérique

Les courbes numériques et analytiques du champ de pression sont en très bon accord. En revanche, au voisinage du seuil d'injection entre les profils numériques et analytiques des courbes du TVF et de l'épaisseur. Cet écart est dû à la loi de comportement en puissance qui

donne un TVF nul au point d'injection puisque la pression y est égale à la pression atmosphérique et donc la contrainte de compressibilité y est nulle. La cinétique du front numérique et analytique présente également un très léger écart. Cette différence est due à l'écart du gradient de pression au niveau du front. En effet, ce gradient de pression détermine la vitesse du front, d'où la sensibilité de la cinétique de la position du front à ce gradient.

3.4 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre nous avons présenté l'approche de résolution numérique du modèle de couplage hydromécanique que nous avons développé. Cette approche a été formulée pour son adaptation à la mise en œuvre de structures composites par infusion. En effet, ces structures sont généralement minces et de grandes dimensions, ce qui suggère le recours à la modélisation de leurs infusions avec des éléments coques 2D. Toutefois, l'utilisation du drainant dans ces procédés génère des écoulements transverses qui ne peuvent pas être intégrés dans un modèle bidimensionnel.

La stratégie de simulation élaborée dans cette étude est basée sur une modélisation 2D par couche et une modélisation 1D entre deux couches superposées. Elle consiste à modéliser les écoulements planaires avec un maillage surfacique et les écoulements transverses à l'aide d'éléments 1D. Cette approche a été validée analytiquement et numériquement dans différents cas d'injection et d'infusion de géométries simples.

Par la suite, nous allons nous intéresser à la validation expérimentale de notre modèle et à son application à l'infusion d'un démonstrateur industriel.

4 Mesures expérimentales : caractérisations et infusion

Sommaire

| | |
|--|-----------|
| 4 Mesures expérimentales : caractérisations et infusion | 87 |
| 4.1 Identification des lois de comportements | 88 |
| 4.1.1 Compressibilité..... | 88 |
| 4.1.2 Perméabilité..... | 95 |
| 4.2 Enregistrement de l'infusion | 102 |
| 4.2.1 Stéréocorrélation d'image | 102 |
| 4.2.2 Suivi de front par caméra | 105 |
| 4.2.3 Précautions | 105 |
| 4.3 Conclusions du chapitre..... | 106 |

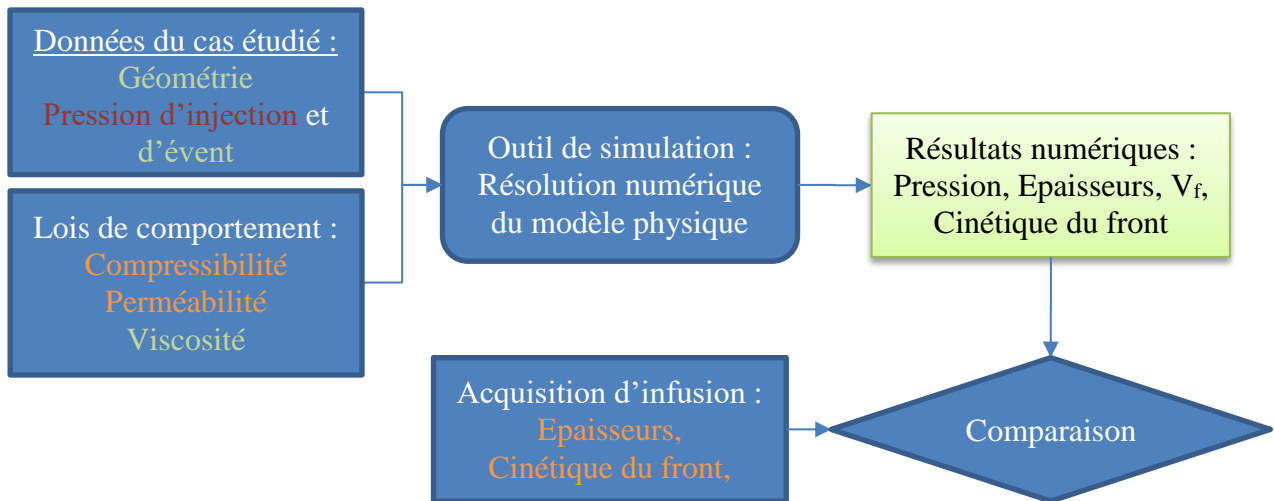
Parmi ses données d'entrée, l'outil numérique développé nécessite la connaissance des lois de comportement des matériaux infusés. La précision des résultats numériques, que constituent les données de sortie de l'outil, dépend entre-autres de celle de ces lois de comportement.

Les méthodes et moyens employés pour l'identification expérimentale de ces lois de comportement sont présentés dans ce chapitre.

Pour valider expérimentalement l'approche de simulation proposée dans cette étude, nous comparerons les résultats numériques avec des données issues d'infusions réalisées expérimentalement (Figure 4-1). Cette comparaison fait l'objet du chapitre 5.

Les écarts entre ces données peuvent avoir plusieurs sources:

- Expérimentales:
 - erreurs d'acquisition de données d'infusion,
 - erreurs de caractérisation des lois de comportement,
- Numériques:
 - erreurs d'approximation de la discrétisation numérique,
 - inadéquations de phénomènes physiques considérés.



(en vert : données acquises ; en orange : données mesurées ; en rouge données estimées)

Figure 4-1 : Démarche de validation expérimentale de l'outil numérique

Il est donc nécessaire de maîtriser l'incertitude sur les mesures expérimentales pour mieux jauger la précision de la simulation numérique.

4.1 Identification des lois de comportements

Les lois de comportements expérimentaux caractérisées dans ce chapitre sont donc celles de compressibilité et de perméabilité du renfort et du drainant.

4.1.1 Compressibilité

4.1.1.1 Moyens de mesure

La loi de comportement de la compressibilité du matériau est identifiée à l'aide d'une machine d'essais mécaniques (Zwick) munie d'un capteur de déplacement LVDT (Linear Variable Differential Transformer). Ce dispositif est présenté dans la Figure 4-2 suivante :



Figure 4-2 : Mesure de compressibilité de préforme lubrifiée

Le principe de mesure consiste à identifier la courbe de force-déplacement dans la plage de chargements inférieurs à 1 bar et pour des vitesses de déplacement du poinçon contrôlées

Afin de caractériser la compressibilité de la préforme lubrifiée, un récipient a été conçu pour contenir de l'huile silicone (un fluide utilisé lors de l'infusion). La déformation de ce récipient est négligeable devant celle de l'éprouvette dans la plage du chargement appliqué. En effet, le chargement appliqué sur la préforme au cours de l'infusion ne dépasse pas 1 atm. Sachant que le diamètre du poinçon utilisé est de 5cm, la plage de force appliquée est de 0 à 200N.

4.1.1.2 Renfort

Le renfort étudié est un tissu de fibre de carbone en satin 5. Plusieurs essais de cycles et de rampes de chargement et déchargement ont été mesurés sur le renfort. Ces essais ont été réalisés à différentes vitesses de déplacement du poinçon, pour des éprouvettes sèches et lubrifiées et avec différents angles de décadage et de stratification. Le traitement de ces données montre que le comportement de compressibilité dépend de tous ces paramètres cités.

Avant chaque infusion, trois cycles de précompactage sont réalisés à l'aide de la pompe à vide. Ensuite la préforme reste chargée à 1 atm jusqu'à l'arrivée du fluide, puis elle se décharge avec une vitesse et une amplitude qui varie selon la position. La Figure 4-3 présente l'évolution de la hauteur de la bache au cours du temps prélevée en un point situé à 292mm de la ligne d'injection. Cette hauteur est enregistrée au cours de l'infusion de plaque plane présentée dans le paragraphe 5.1.

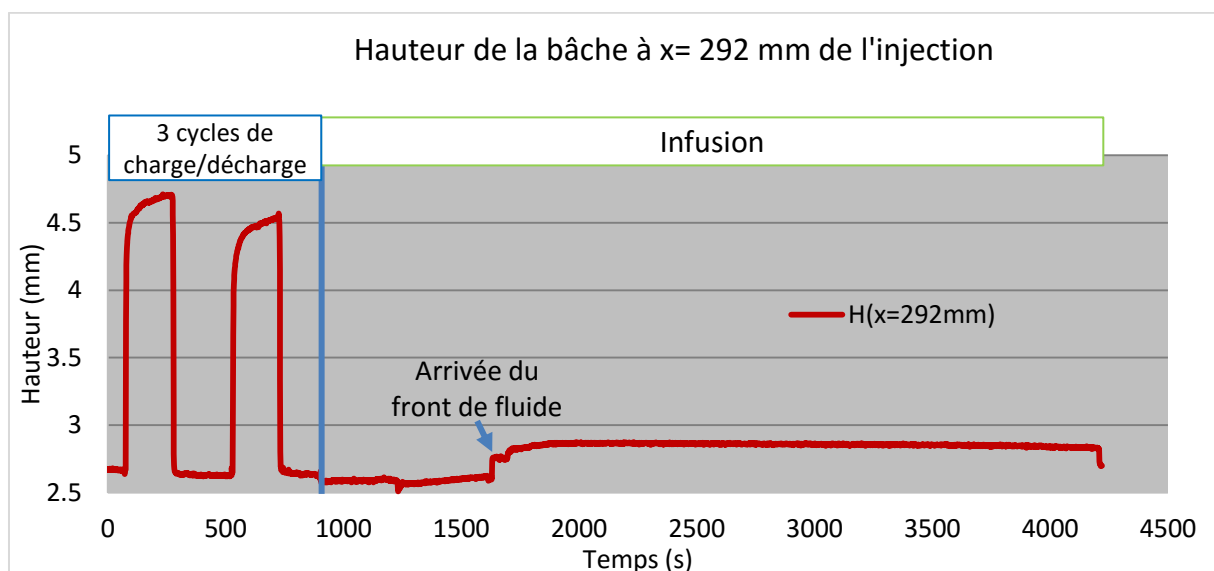


Figure 4-3: Evolution au cours du temps de la hauteur de la bache à 292 mm de l'injection

Pour modéliser ce comportement de compressibilité avec une loi élastique non-linéaire, sans prendre en compte le caractère visqueux et plastique, il faut le mesurer dans les conditions les plus proches du chargement appliqué durant le précompactage et l'infusion.

Ainsi, les cycles de précompactage (Figure 4-3) sont reproduits avec les mêmes vitesses de déformation et du temps de maintien avec la machine d'écroutissage (Figure 4-2) sur une éprouvette de 4 plis de renfort sec. Ensuite, l'éprouvette est imbibée d'huile de silicone puis déchargée avec 0,05 mm/min.

La compressibilité mesurée en suivant ce protocole de chargement est présentée dans la Figure 4-4 suivante :

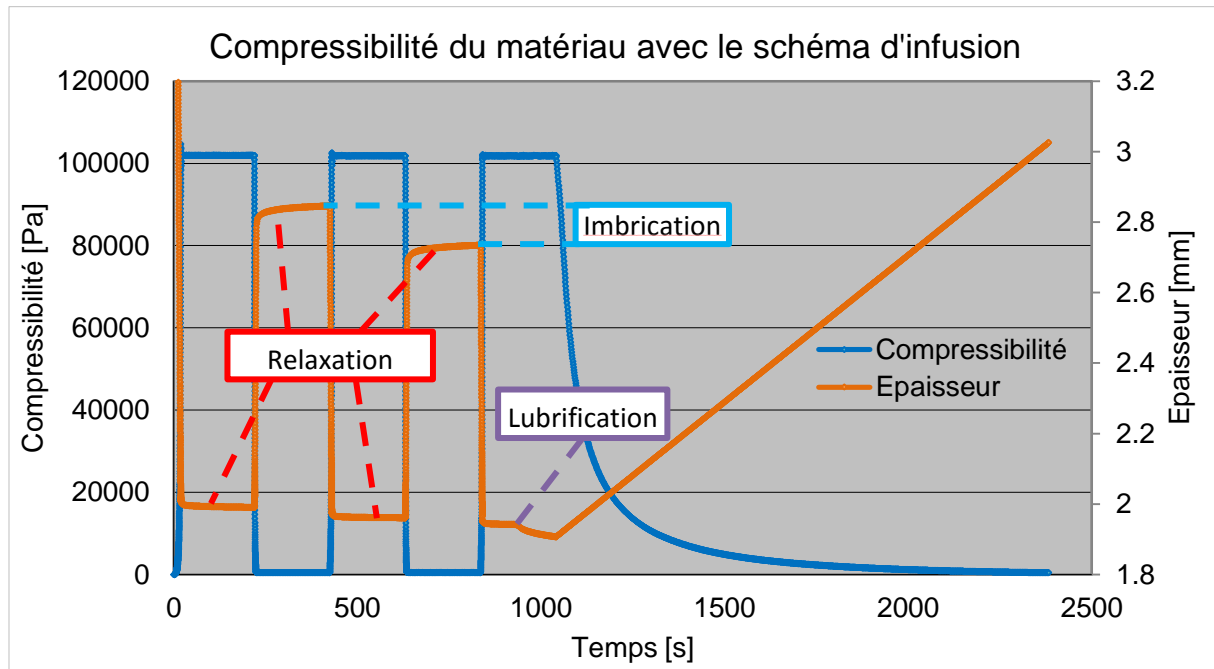


Figure 4-4: Caractérisation de la compressibilité du renfort en suivant le protocole d'infusion

Les résultats de compressibilité obtenus montrent la présence de phénomènes de relaxation et d'hystérésis liés au comportement viscoélastique de la préforme. Par ailleurs, la plasticité se manifeste par la différence de comportement entre les cycles. Cette plasticité est engendrée par l'imbrication de plis entre eux. On note aussi que la lubrification entraîne un changement de comportement.

Le comportement de compressibilité durant le déchargement de la préforme lubrifiée est ainsi jugé le plus représentatif de celui de la préforme durant les infusions réalisées, bien que le temps de maintien avant le déchargement et la vitesse de ce déchargement varient en fonction de la position. En effet, le renfort atteint un palier après le dernier cycle et le maintien jusqu'à l'arrivée du front n'apporte pas une grande modification. Par ailleurs, la vitesse de déchargement n'est pas très grande ce qui permet de supposer que la loi de comportement mesurée est suffisamment précise. La variation de l'épaisseur en fonction de la compressibilité durant ce déchargement a été ajustée par le modèle de Grimsley suivant :

$$H_{Pr} = \frac{7.1 \cdot 10^{-7} \sigma + 3.0 \cdot 10^{-3}}{3.8 \cdot 10^{-4} \sigma + 1} (m) \quad \text{Eq. 4-1}$$

Avec H_{Pr} l'épaisseur de l'éprouvette de 4 plis

Les données expérimentales de cette loi de comportement ainsi que celles du modèle utilisé sont présentées dans la Figure 4-5 suivante :

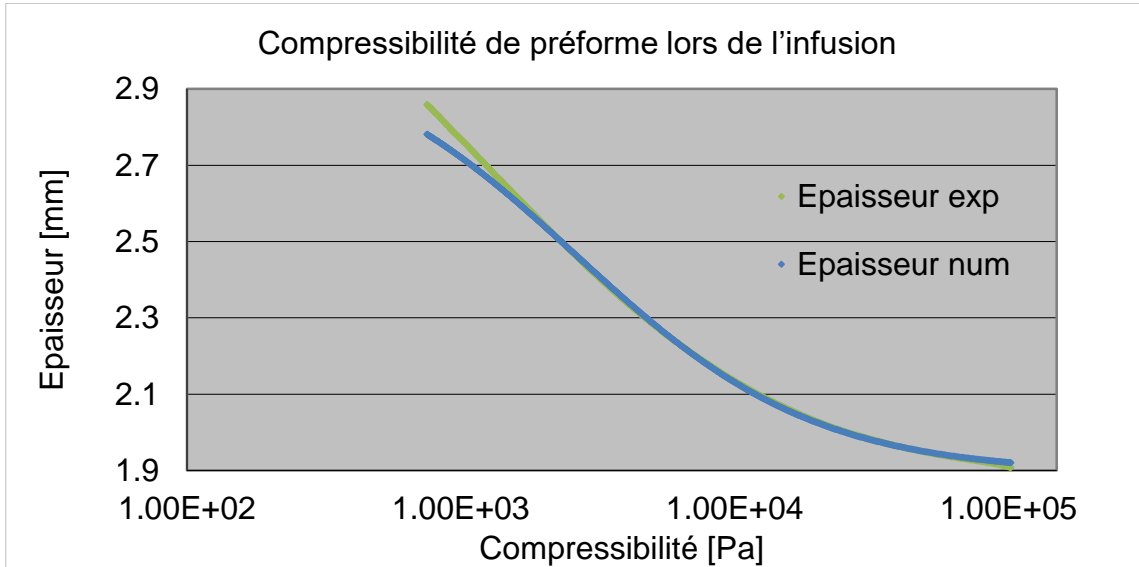


Figure 4-5: Compressibilité de la préforme lors du déchargement après cyclage

4.1.1.3 Drainant

Pour caractériser la compressibilité du drainant, plusieurs cycles de chargement et déchargement ont été appliqués sur une éprouvette. La loi de comportement de cette compressibilité a été ajustée sur les données du premier déchargement (Figure 4-6) et a été modélisée par la loi de puissance suivante :

$$H_{dr} = 1.1407 \sigma^{-0.054} (m) \quad \text{Eq. 4-2}$$

Avec H_{Pr} l'épaisseur de l'éprouvette de 4 plis

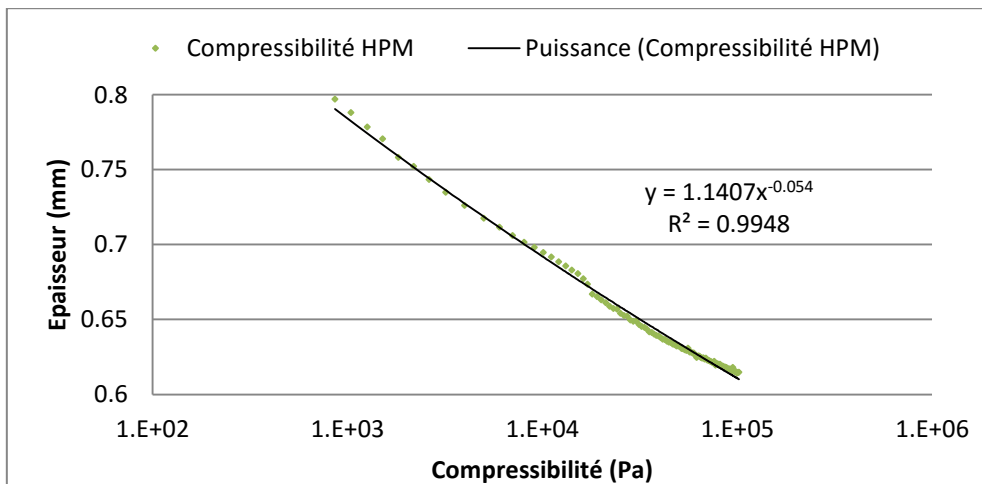


Figure 4-6 : Compressibilité du drainant

Par ailleurs, au cours du procédé d'infusion, la bache s'imbrique dans le drainant sous l'action du vide, réduisant ainsi l'espace où s'écoule le fluide dans le drainant, et par conséquent sa perméabilité (Figure 4-7).

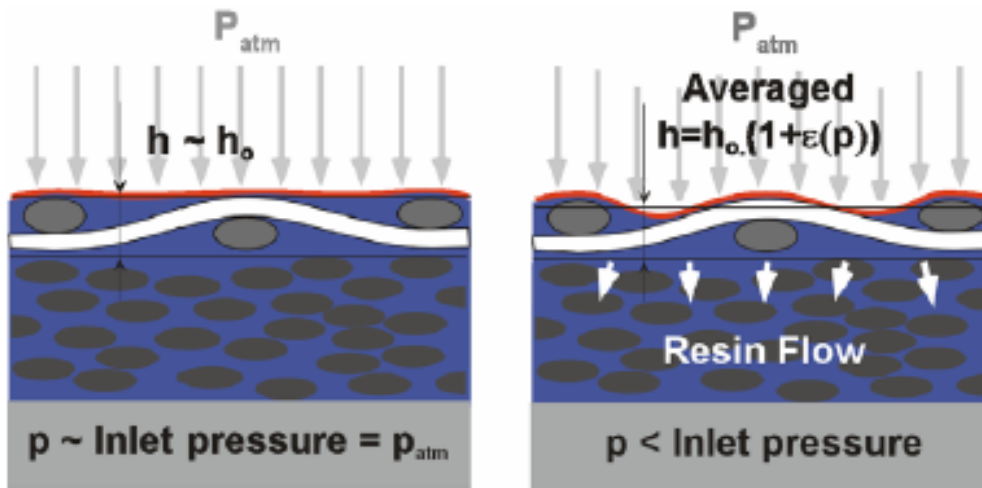


Figure 4-7 : Imbrication de la bache à vide dans le drainant [3]

La Figure 4-8 présente le profil expérimental brut de la hauteur de la bache en fin de remplissage obtenu par stéréocorrélation d'images (voir le paragraphe 5.1.3) :

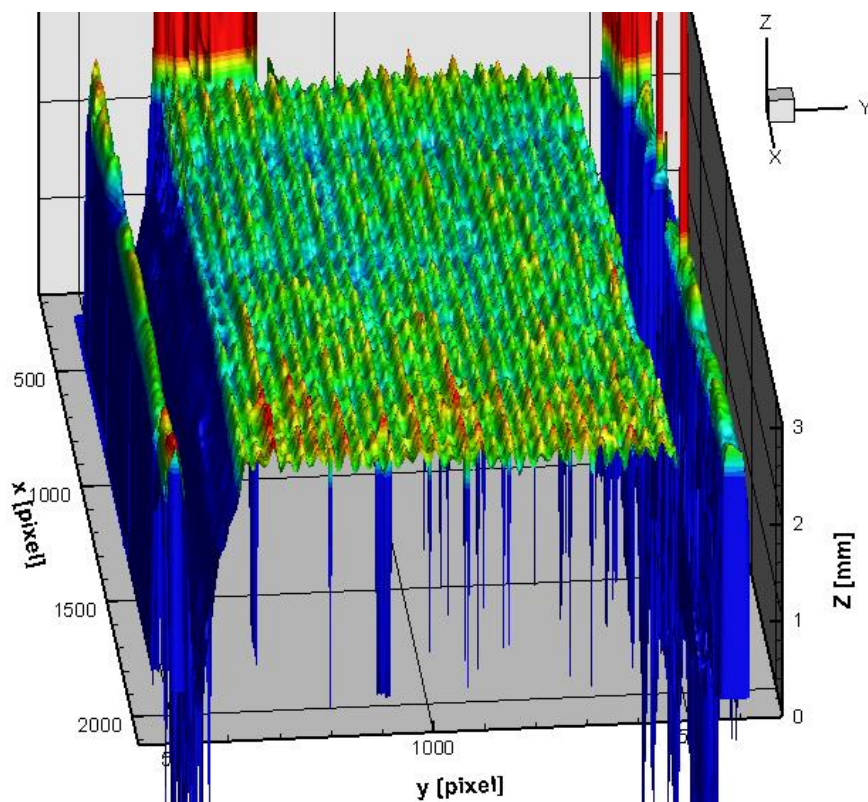


Figure 4-8 : Imbrication de la bache à vide dans le drainant

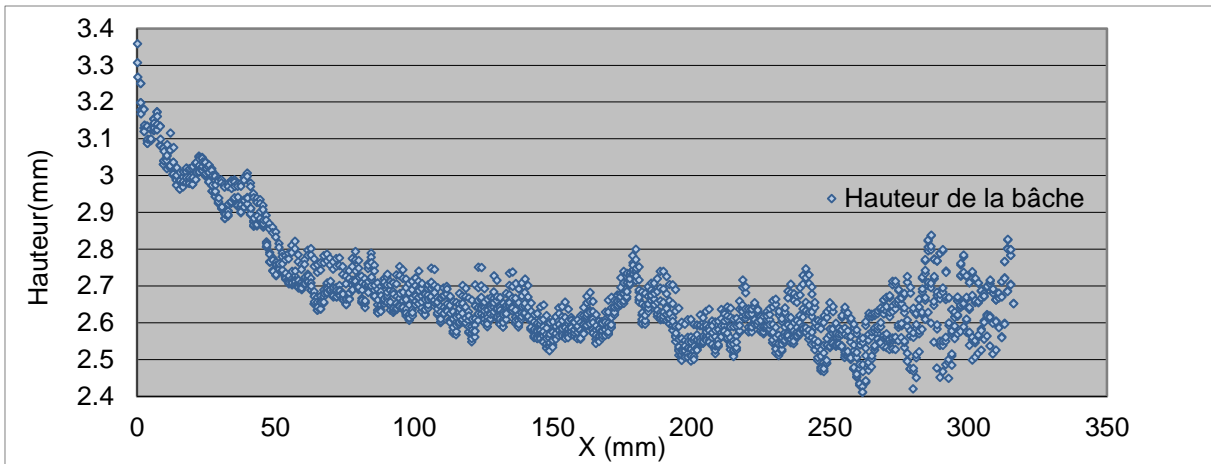


Figure 4-9 : Hauteur de la bâche –cas infusion avec drainant

A partir de ces données expérimentales (Figure 4-9), nous déduisons le profil de l'imbrication de la bâche par une différence entre les maxima et les minima successifs (Figure 4-10) :

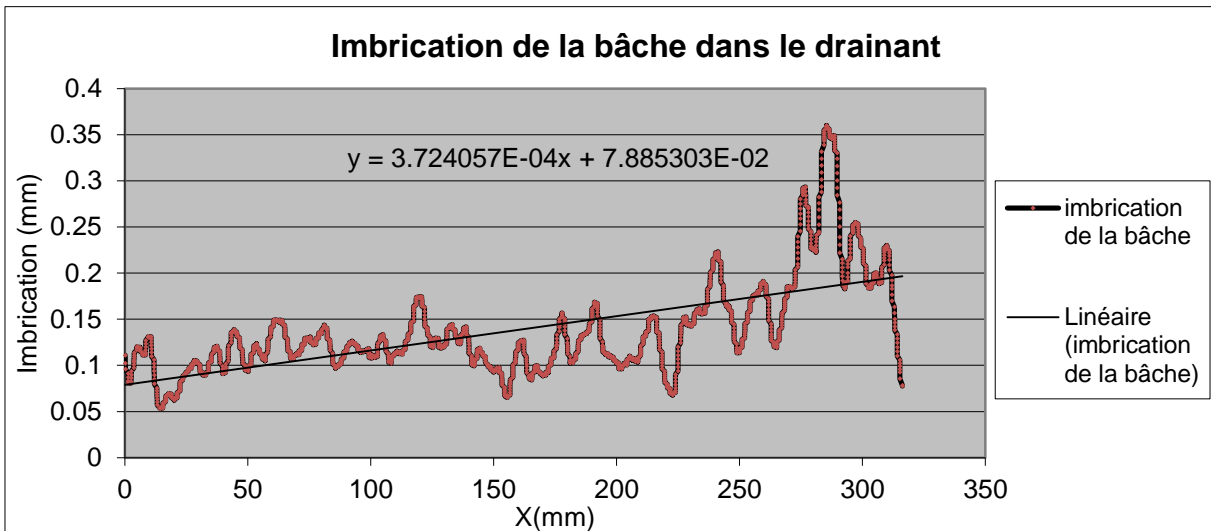


Figure 4-10 : Imbrication de la bâche dans le drainant

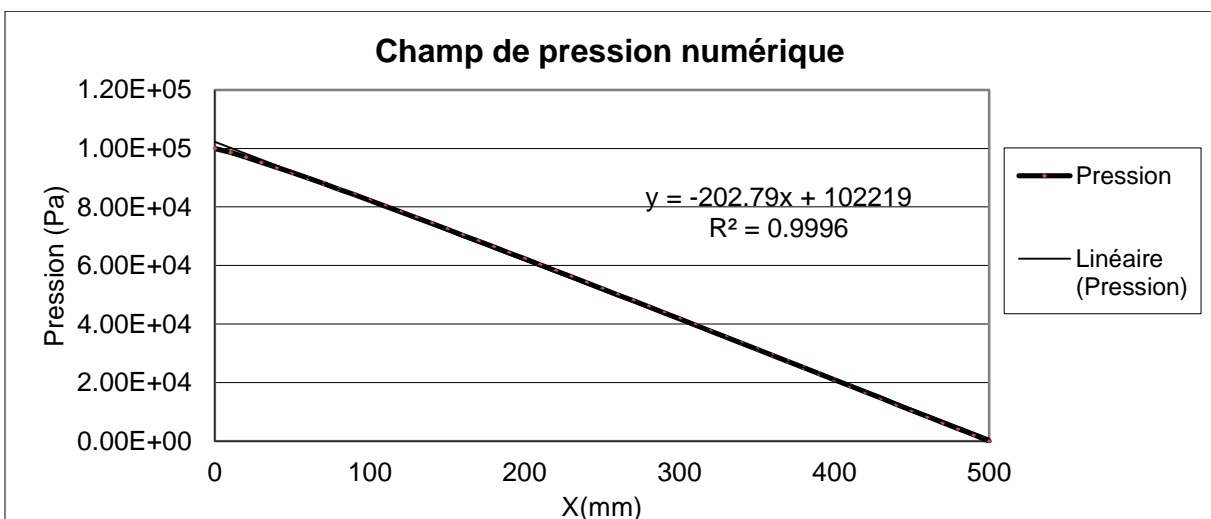


Figure 4-11 : Champs de pression numérique dans la pièce

En exprimant la hauteur d'imbrication en fonction de la compressibilité estimée à partir des Figure 4-10 et Figure 4-11, on retrouve le coefficient d'un modèle d'imbrication suivant :

$$C_{imb} = 1.84 \cdot 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{Pa}^{-1} \quad \text{Eq. 4-3}$$

L'épaisseur de l'espace entre la bâche et la préforme, en tenant en compte l'imbrication est décrite dans la Figure 4-12 :

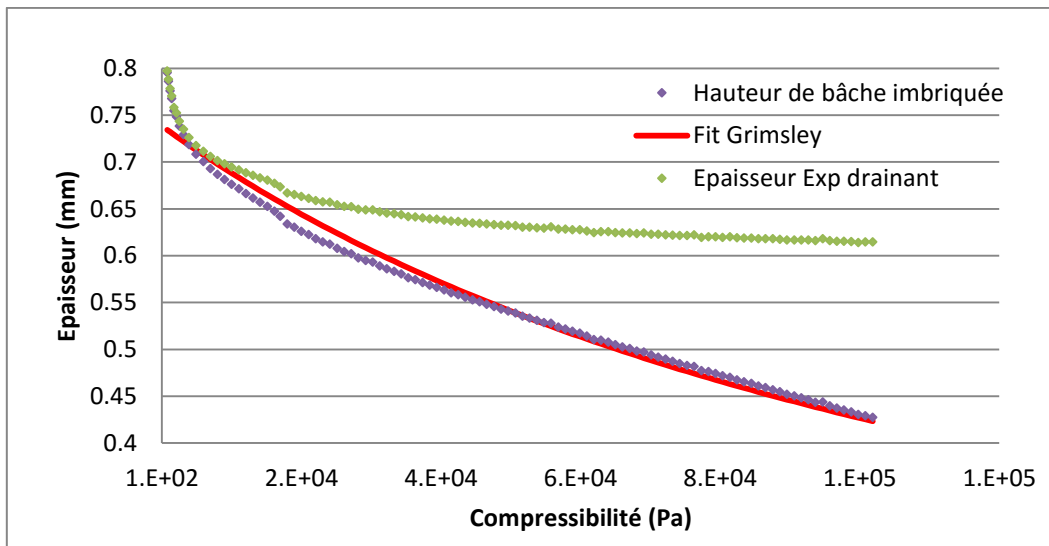


Figure 4-12 : Epaisseur de drainant avec et sans imbrication de la bâche

Le modèle exprimant l'épaisseur du drainant en tenant compte de l'imbrication de la bâche (Figure 4-12) est le suivant :

$$H_{dr-imb} = \frac{0.74 \text{ mm}}{7.3 \cdot 10^{-6} \text{ Pa}^{-1} \sigma + 1} \quad \text{Eq. 4-4}$$

L'imbrication maximale de la bâche se situe au niveau du front, elle est de 0,2 mm. Cette imbrication dépend de la rigidité de la bâche, de l'architecture du drainant mais surtout de sa tension lors du drapage. Il est donc très difficile de la maîtriser.

4.1.2 Perméabilité

4.1.2.1 Méthode de mesures expérimentales :

La caractérisation expérimentale de la perméabilité peut être réalisée de deux façons :

- Le suivi du front : dans cette approche on impose la pression d'injection et on mesure la position en fonction du temps [87]. La difficulté rencontrée dans cette méthode réside dans la présence de zone insaturée pour les milieux à double échelle de pores, ce qui rend difficile la détermination de la position du front de fluide. La perméabilité est mesurée dans un domaine de saturation variable, ce qui peut générer des erreurs. Toutefois, si la valeur de la perméabilité saturée est connue, ce dispositif permet d'évaluer la perméabilité insaturée du milieu.
- La mesure de pression : cette méthode consiste à imposer une vitesse du fluide et de mesurer le champ de pression dans un milieu monophasique. La perméabilité mesurée correspond donc à la perméabilité saturée. Cela permet d'utiliser l'air comme fluide dans un souci de manipulation et de propreté, mais nécessite le recours à loi de Darcy-Forchheimer étant donné l'importance du rapport densité / viscosité de l'air qui entraîne un grand nombre de Reynolds (Eq. 2-33).

Les bancs de mesure de perméabilité utilisés dans la littérature sont de type 1D, 2D ou 3D [87] :

- Les bancs 1D sont faciles à concevoir, mais ne permettent de déterminer que la perméabilité dans une direction donnée (Figure 4-13).
- Les bancs 2D permettent de déterminer le tenseur de perméabilité planaire (les perméabilités dans les directions propres et l'angle d'orientation du tenseur) (Figure 4-14) [88].
- Les bancs 3D permettent de mesurer le tenseur de perméabilité en 3D [89].

Les bancs 3D sont efficaces dans le cas des préformes épaisse tissées 3D. En revanche, pour les plis de renfort, étant donné leurs configurations orthotropes, le plus efficace est d'utiliser un banc 2D pour mesurer le tenseur de perméabilité planaire et un banc 1D pour la perméabilité transverse.

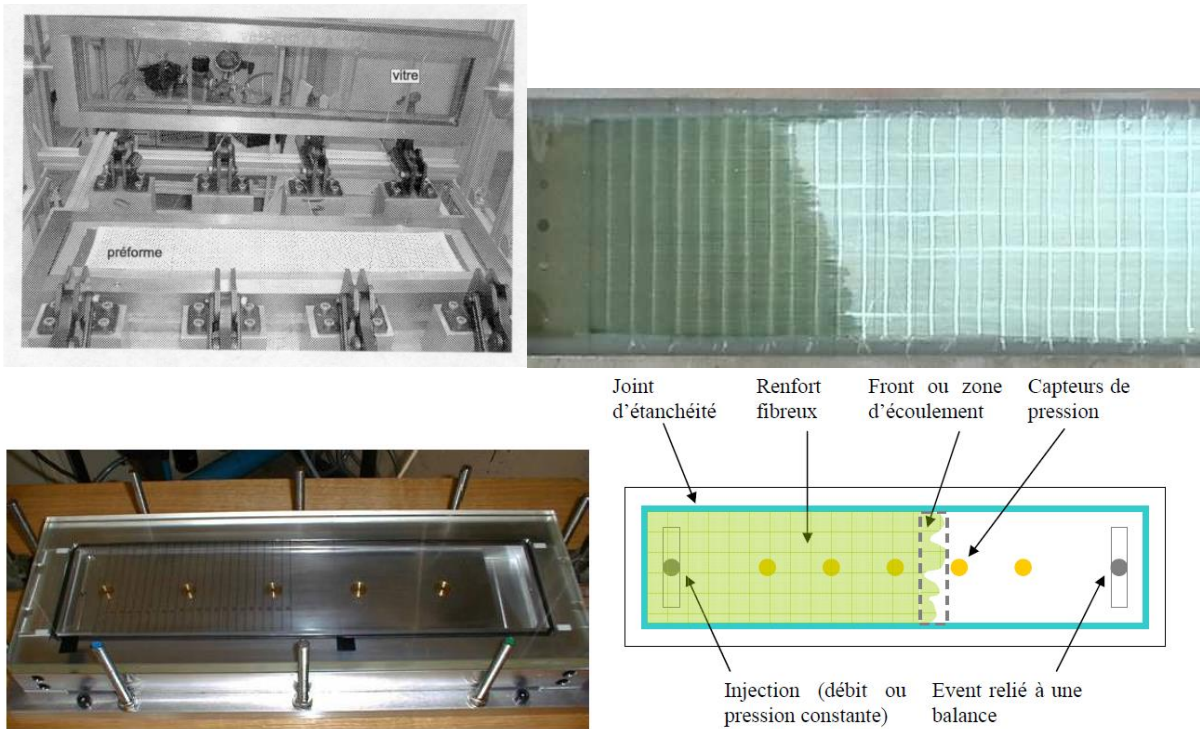


Figure 4-13: Banc 1D de mesure de perméabilité planaire [31]

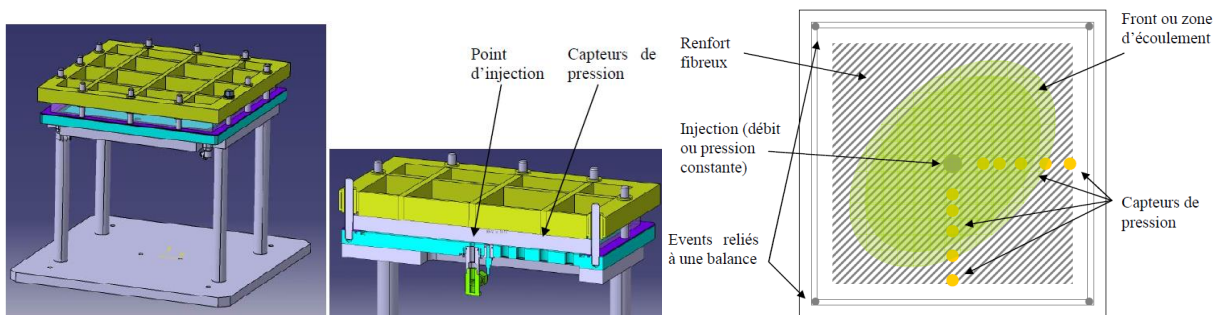


Figure 4-14: Banc 2D de mesure de perméabilité planaire de l'ONERA [31]

4.1.2.2 Perméabilité planaire

4.1.2.2.1 Moyens et méthode de mesure

Le banc de mesure de perméabilité planaire utilisé consiste à injecter de l'air dans la préforme avec une vitesse maîtrisée selon le scénario d'une injection centrale en régime saturée, et à mesurer le champ de pression à l'aide de plusieurs capteurs. Ces capteurs sont disposés dans le moule selon la configuration suivante: 4 capteurs dans la direction horizontale, 4 capteurs dans la direction verticale et 3 capteurs dans la direction diagonale. La disposition des capteurs dans ces trois directions permet d'identifier la distribution de la pression. Puis à l'aide de la méthode de dépouillement on déduit le tenseur de perméabilité (deux perméabilités principales et l'angle d'orientation du tenseur) [31].

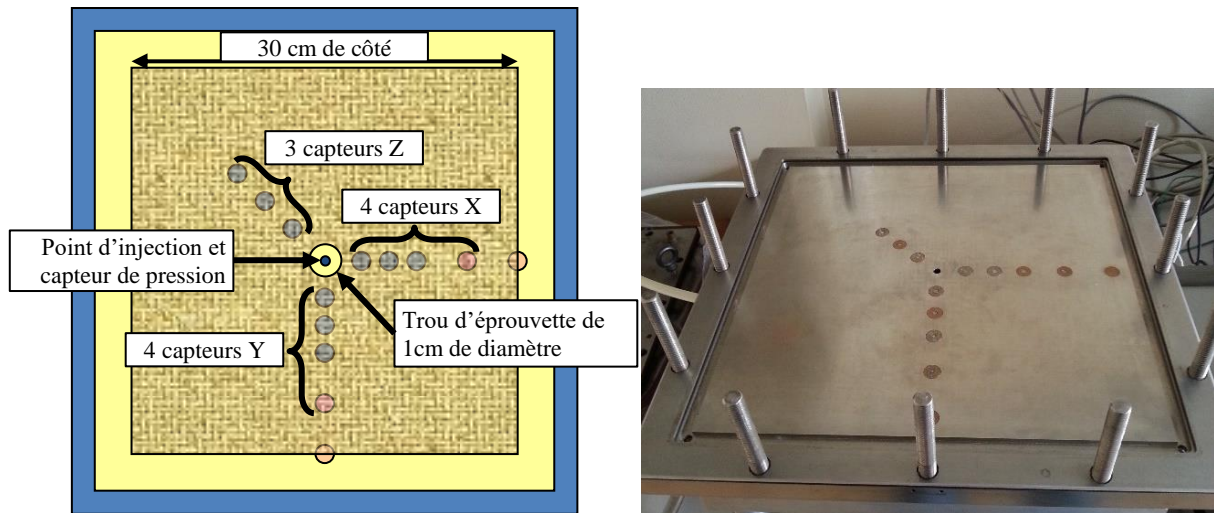


Figure 4-15: Disposition des capteurs dans le banc de mesure de perméabilité planaire de l'ONERA

Le renfort à caractériser est un matériau constitué de 4 plis de Satin 5 et de Carbone. L'éprouvette employée est à géométrie carrée de 30 cm de côté et comportant un trou de 1 cm de diamètre utilisé comme point d'injection.

L'identification du comportement de compressibilité de ce matériau révèle que son épaisseur varie de 2,8 mm à 1,8 mm pour des compressibilités inférieures à 1 atm. Ainsi, la perméabilité a été mesurée dans cet intervalle pour chaque pas de 0,1 mm.

La mesure du tenseur de perméabilité pour un taux volumique de fibres donné s'effectue de la manière suivante :

On mesure le champ de pression pour différents débits. Puis, on identifie le tenseur de perméabilité planaire par analyse inverse à l'aide du logiciel Comsol™. Pour y parvenir, on soulève un problème d'optimisation dont les variables sont les deux perméabilités principales et l'angle d'orientation et la fonction objectif à minimiser est la somme des écarts entre les valeurs de pression numériques et expérimentales.

4.1.2.2.2 Données expérimentales : Préforme

La perméabilité dans les directions principales a été mesurée pour plusieurs valeurs du taux volumique de fibres, à l'aide du banc de perméabilité planaire de l'ONERA. Elles ont été modélisées par des lois de puissance comme le montre la Figure 4-16 suivante :

$$K_1 = 1,41 \cdot 10^{-12} V_f^{-5,73} m^2$$

$$K_2 = 4,90 \cdot 10^{-14} V_f^{-8,04} m^2$$

Eq. 4-5

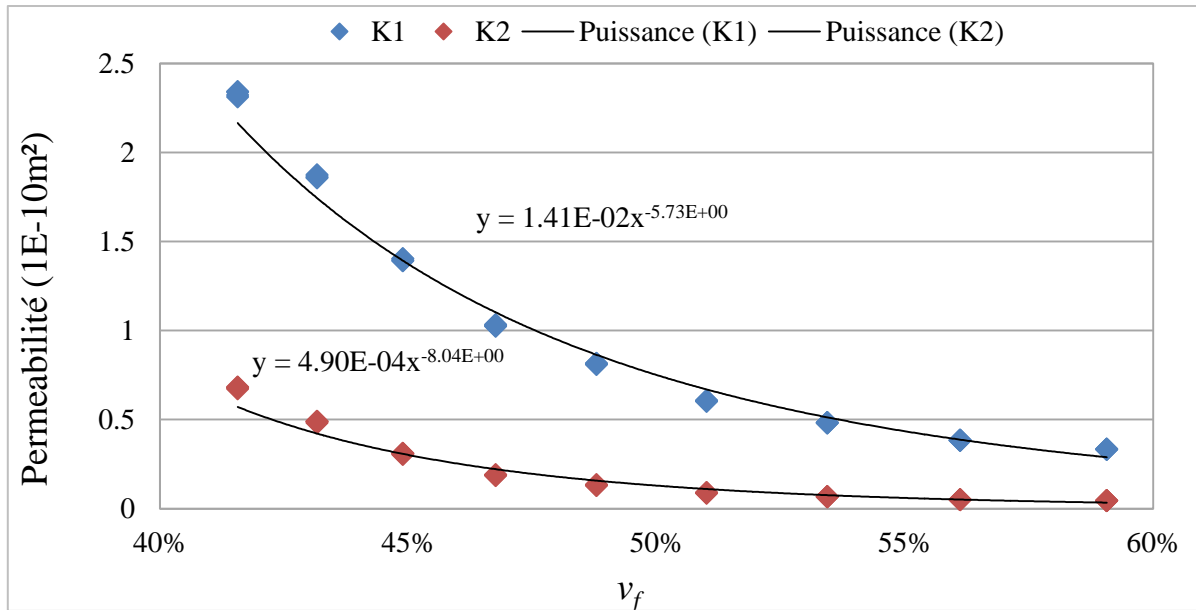


Figure 4-16: Perméabilités planaires $K_1(v_f)$ et $K_2(v_f)$ du renfort

4.1.2.2.3 Données expérimentales : Drainant

La perméabilité planaire du drainant a été mesurée pour une seule valeur d'épaisseur de 0,5mm.

Les valeurs mesurées de cette perméabilité sont les suivants :

$$K_1 = 1.10^{-8} \text{ m}^2$$

$$K_2 = 7.10^{-9} \text{ m}^2$$

Eq. 4-6

Toutefois, lors de l'infusion, la variation de l'épaisseur du drainant ainsi que l'imbrication de la bêche et de la préforme dans celui-ci modifient sa perméabilité. La perméabilité du drainant obtenue par analyse inverse des infusions réalisées (voir le chapitre 5) est :

$$K_{1 \text{ inv}} = 1,6.10^{-9} \text{ m}^2$$

Eq. 4-7

4.1.2.3 Perméabilité transverse

4.1.2.3.1 Moyens et méthode de mesure

La perméabilité transverse est obtenue en utilisant le dispositif expérimental présenté dans la Figure 4-17. Sa mesure est effectuée à l'aide d'une injection droite à débit imposé, dans la direction de l'épaisseur de la préforme et en prélevant la pression d'injection à l'aide d'un capteur de pression positionné au seuil d'injection.

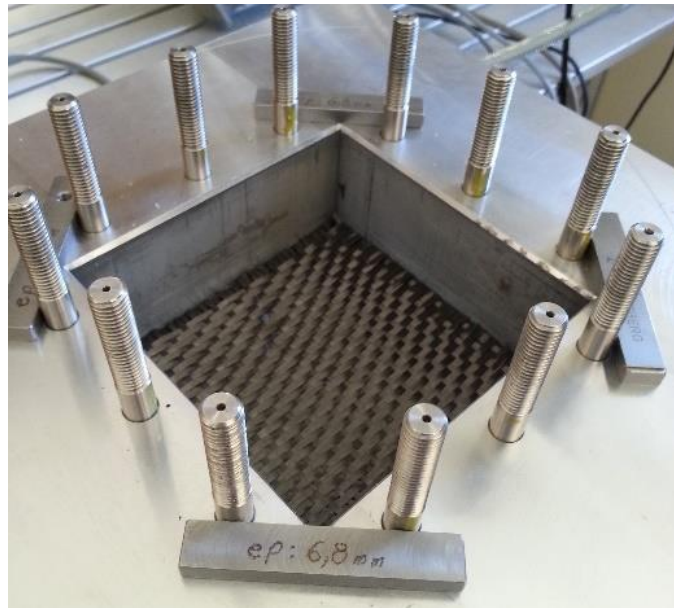


Figure 4-17 : Banc de mesure de la perméabilité transverse de l'ONERA

L'éprouvette utilisée pour cette mesure est constituée de 4 plis de Satin 5 et de carbone de dimensions $12,5 \times 12,5 \text{ cm}^2$.

De même que dans le cas de la caractérisation des perméabilités planaires, les mesures de pression sont réalisées pour plusieurs valeurs de débit d'air et à différentes valeurs de l'épaisseur prises entre 2,8 mm et 1,8 mm.

La pression enregistrée obéit à la loi de Darcy-Forchheimer [22] :

$$\frac{dp}{dz} = \frac{\mu}{k} \cdot u + b \cdot \rho \cdot u^2 \quad \text{Eq. 4-8}$$

où u est la vitesse de l'air, p sa pression et μ sa viscosité;

k : étant la perméabilité transverse, b : le coefficient de Forchheimer et ρ la densité de l'air.

Pour extraire la valeur de la perméabilité transverse, on mesure les gradients de pression transverses en fonction de différentes vitesses d'air et on ajuste ces données par une loi de puissance (Figure 4-18). La valeur de la perméabilité est alors déduite de l'équation (Eq. 4-8) et de l'équation de la courbe d'ajustement obtenue.

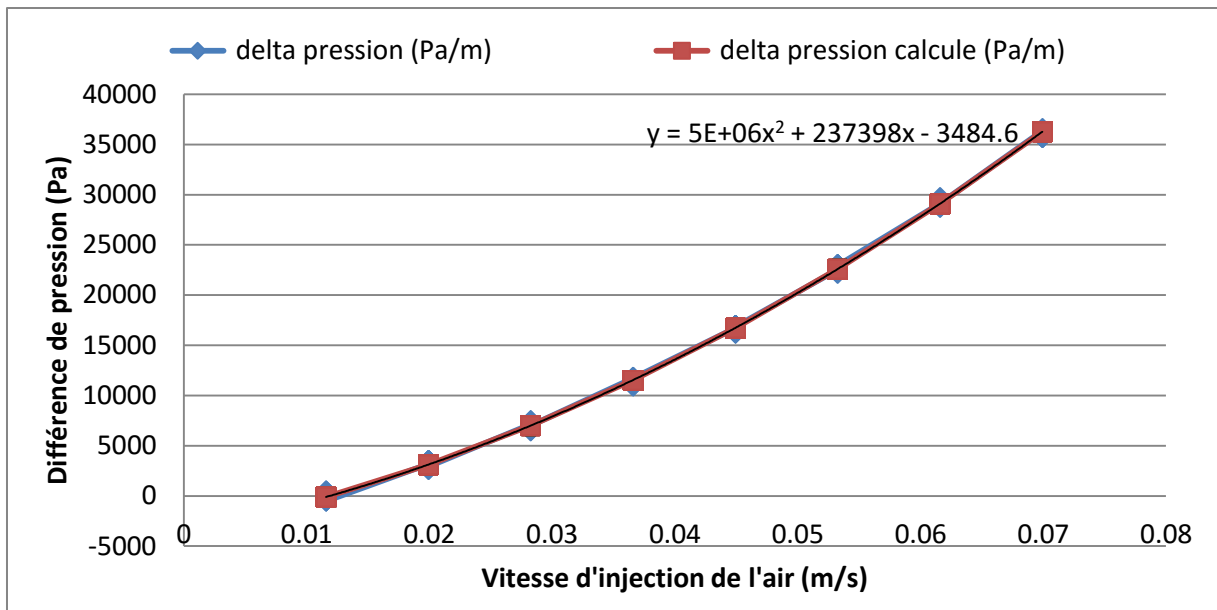


Figure 4-18 : Pression relative au niveau de l'injection en fonction de la vitesse de l'air

4.1.2.3.2 Données expérimentales (Préforme)

L'évolution de la perméabilité transverse du renfort en fonction du V_f a été mesurée (Figure 4-19) et modélisée par la loi de puissance suivante :

$$k_3 = 2,737 \cdot 10^{-14} v_f^{-9,40} \text{ (m}^2\text{)} \quad \text{Eq. 4-9}$$

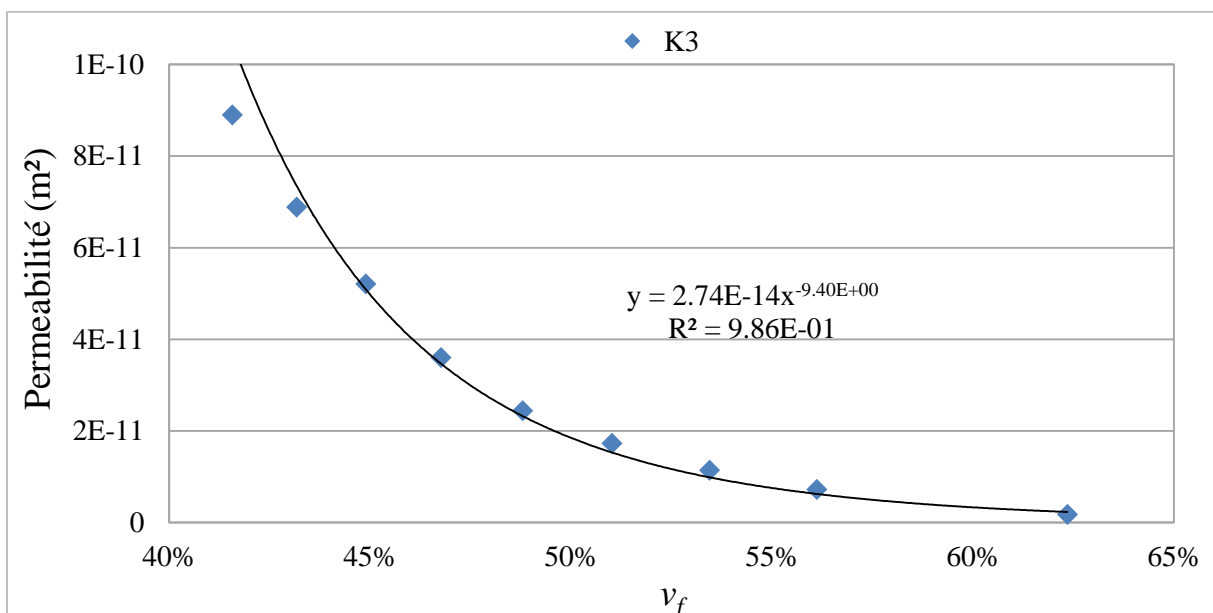


Figure 4-19: Perméabilité transverse $K_3(v_f)$ du renfort

4.1.2.3.3 Données expérimentales (drainant)

La perméabilité transverse du drainant est très élevée devant celle de la préforme, ce qui rend son influence sur l'écoulement négligeable.

En effet, selon la loi de Darcy, le débit d'air q traversant un empilement constitué d'un drainant et d'une préforme dans la direction de l'épaisseur (Figure 4-20) s'exprime comme suit :

$$q = \mu \cdot \frac{k_{tot}}{h_{tot}} (p_{inj} - p_{atm}) = \mu \cdot \frac{k_d}{h_d} (p_{inj} - p_{int}) = \mu \cdot \frac{k_p}{h_p} (p_{int} - p_{atm}) \quad \text{Eq. 4-10}$$

Où : k_d , k_p et k_{tot} sont respectivement les perméabilités transverses du drainant, de la préforme et la perméabilité transverse équivalente de l'empilement,

h_d , h_p et h_{tot} sont respectivement les épaisseurs du drainant, de la préforme et de l'empilement,

p_{inj} , p_{int} et p_{atm} sont respectivement la pression d'injection, la pression intermédiaire entre le drainant et la préforme et la pression atmosphérique à la sortie.

A partir de l'Eq. 4-10, on obtient l'équation suivante [66] :

$$\frac{h_{tot}}{k_{tot}} = \frac{h_d}{k_d} + \frac{h_p}{k_p} \cong \frac{h_p}{k_p} \quad \text{Eq. 4-11}$$

L'écoulement transverse dans l'empilement n'est donc pas sensible à la perméabilité transverse du drainant dès lors que cette perméabilité soit suffisamment grande devant celle de la préforme. Dans cette étude, sa valeur est de 10^{-6} m^2 .

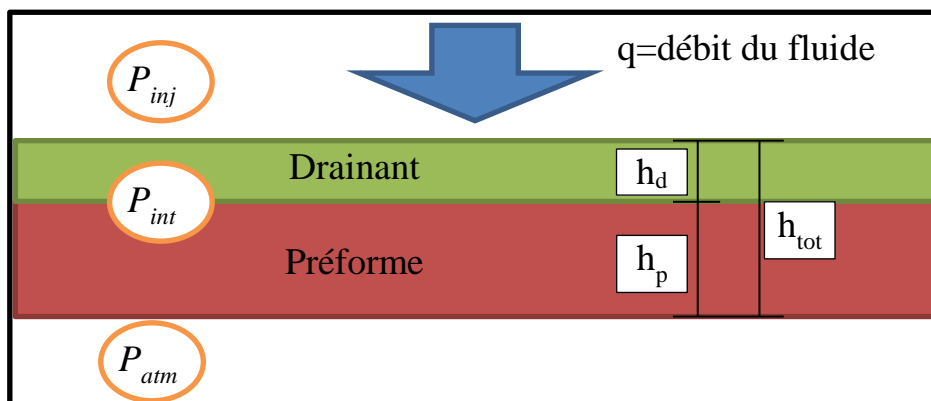


Figure 4-20 : Schéma d'écoulement transverse dans un empilement.

4.2 Enregistrement de l'infusion

Afin de valider le modèle proposé dans le paragraphe 3.2, les résultats numériques seront comparés à des résultats expérimentaux d'infusions. Ces résultats expérimentaux sont d'une part, la distribution de l'épaisseur mesurée à l'aide de moyens de stéréocorrélation et d'autre part, la cinétique du front filmée grâce à deux caméras.

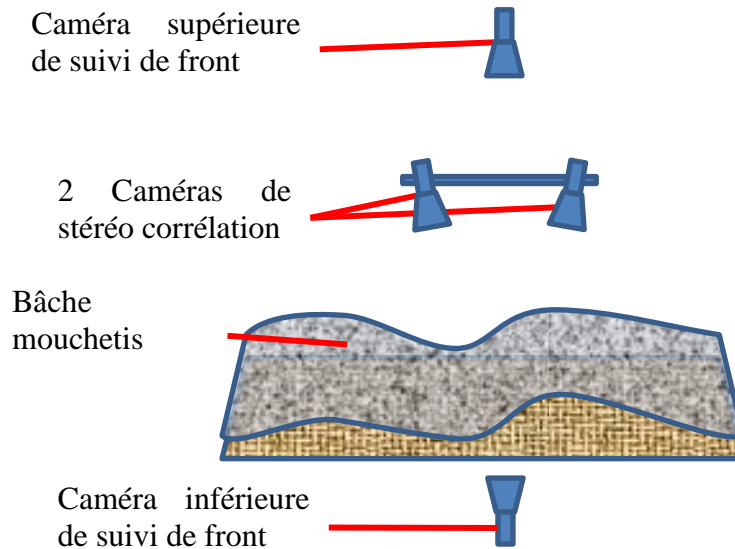


Figure 4-21 : Moyen de stéréo corrélation et de suivi de fronts

4.2.1 Stéréocorrélation d'image

4.2.1.1 Matériel

La stéréocorrélation d'images consiste à filmer une pièce à partir de deux angles de vue différents et de déduire la forme de cette pièce à partir des images capturées. Dans cette étude, deux caméras ont été placées au-dessus de la bâche à vide comme le montre la Figure 4-21. La bâche a été mouchetée de manière très fine pour permettre la corrélation d'un maximum de points sur la bâche.

4.2.1.2 Calibration de la stéréocorrélation

Comparaison avec une pièce « témoin » avec différents angles et position. La forme de la pièce est mesurée au niveau de la bâche. Pour en déduire l'épaisseur de l'empilement, il faut veiller à garder une surface de la bâche collée sur le moule à trois endroits éloignés entre-eux afin de pouvoir déterminer précisément le plan de hauteur nulle.

Ensuite, une première stéréocorrélation d'image est réalisée sur un instant de référence pour identifier le déplacement au cours du temps. L'instant de référence est choisi au moment où la pièce est compactée avant l'infusion. Cet état est estimé numériquement comme étant connu et

homogène. En revanche, l'imbrication de la bache dans le drainant fait apparaître les ondulations de celui-ci dans l'épaisseur expérimentale (Figure 4-22).

4.2.1.3 Traitement des résultats de stéréocorrélation

Les résultats obtenus par stéréocorrélation comportent d'importantes fluctuations dues à l'imbrication de la bache dans le drainant comme le montre la Figure 4-22 issue de l'infusion de plaque plane présentée dans le paragraphe 5.1.

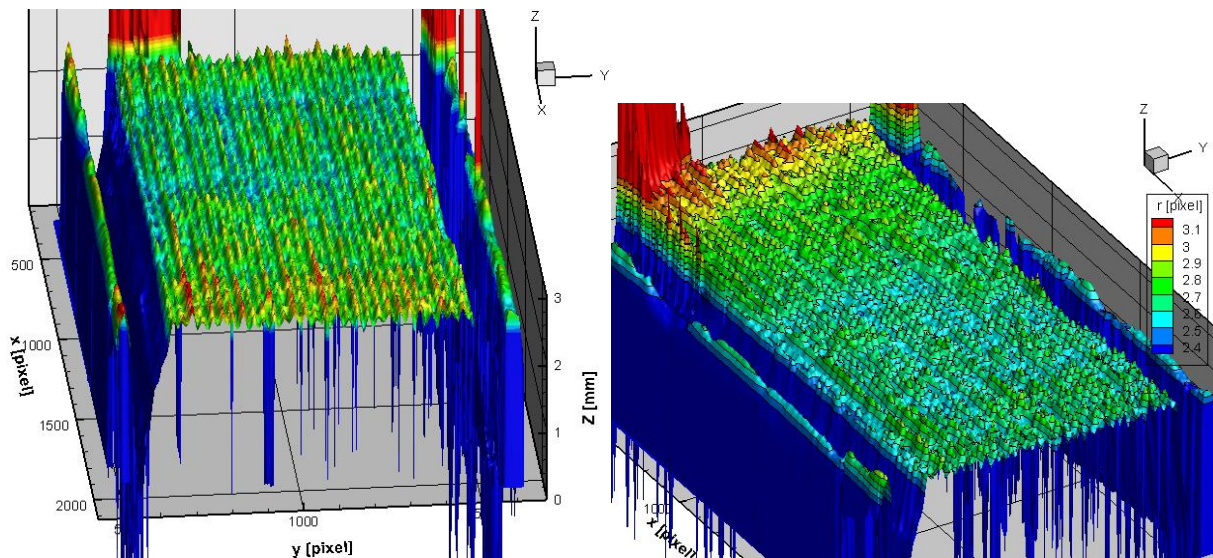


Figure 4-22 : Champ d'épaisseur expérimentale mesuré par stéréocorrélation : à gauche avant infusion à droite après infusion

La Figure 4-23 présente les profils bruts de l'épaisseur avant et après infusion, issus des résultats de la Figure 4-22. Ces courbes montrent l'importance des fluctuations (de l'ordre de 0,2 mm). Or, les épaisseurs numériques correspondent aux sommets de ces fluctuations car l'épaisseur du drainant a été caractérisée au niveau des sommets. Pour remédier à ce problème, le profil d'épaisseur avant infusion est considéré constant et égal à la valeur moyenne des sommets d'épaisseur bruts (2,5 mm). Quant à l'épaisseur après infusion, elle est approchée par la somme de l'épaisseur avant infusion et le déplacement vertical de la bache (Figure 4-24).

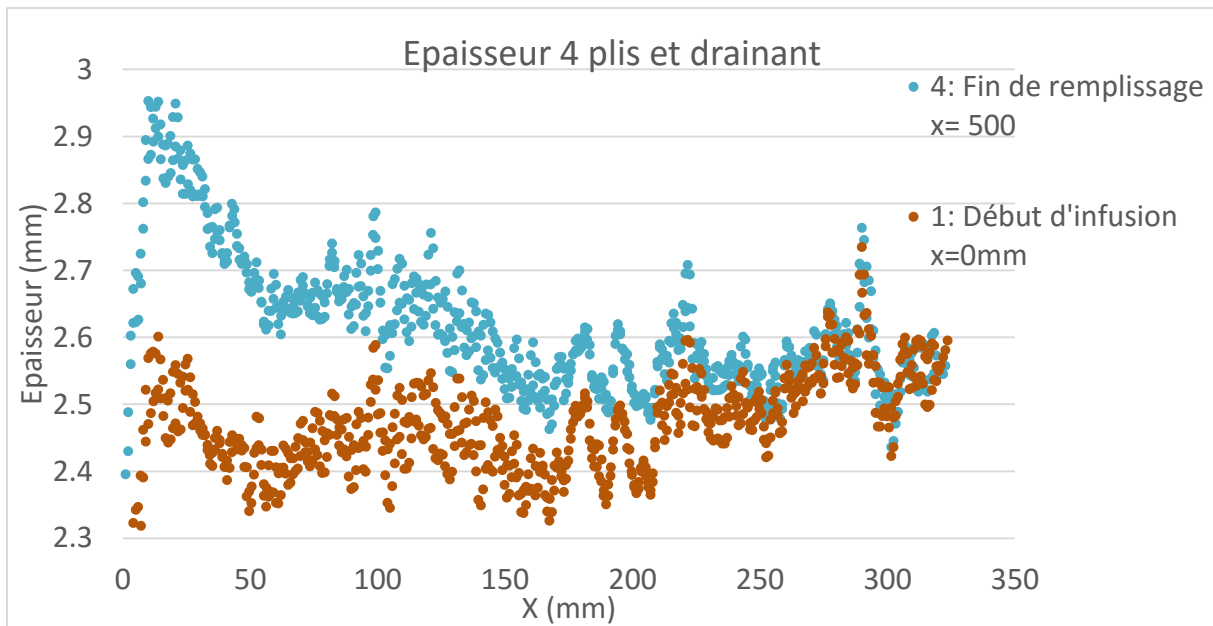


Figure 4-23 : Profils bruts d'épaisseur avant et après infusion

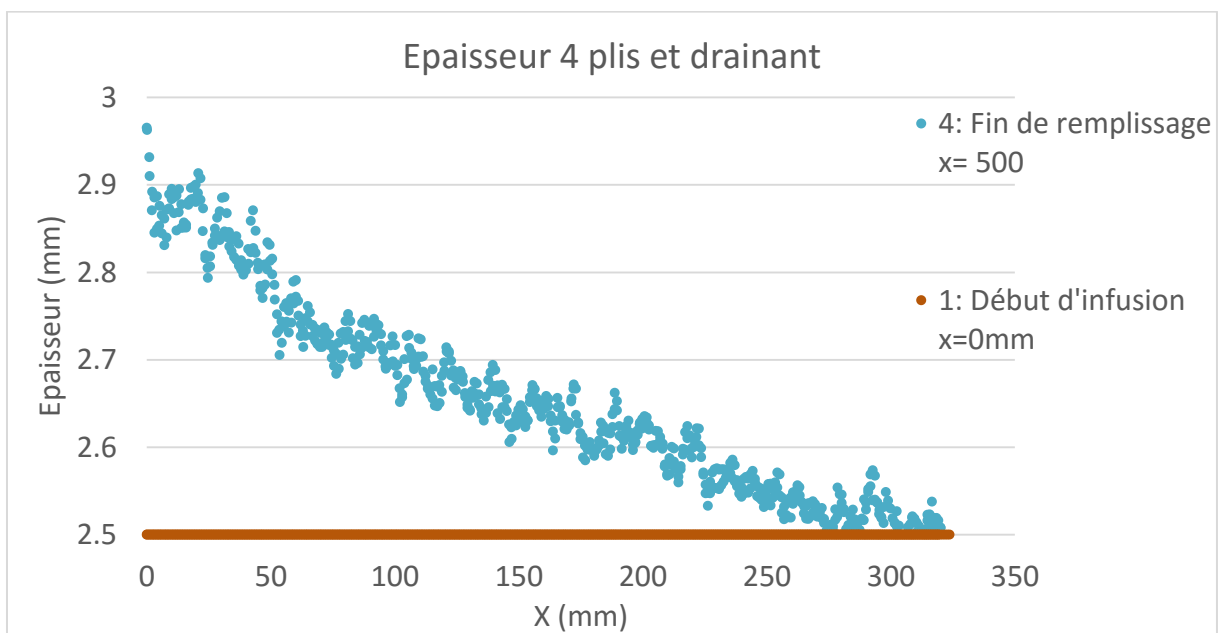


Figure 4-24 : Profils traités d'épaisseur avant et après infusion

4.2.1.4 Précautions de manipulation

Il faut veiller à ne pas bouger le moule ou les caméras pendant l'enregistrement pour ne pas ajouter des déplacements parasites. Il ne faut pas non-plus perturber l'éclairage pendant l'enregistrement, notamment en bougeant les sources de lumière ou en se déplaçant près du moule, pour une meilleur corrélation.

4.2.2 Suivi de front par caméra

4.2.2.1 Matériel

Les cinétiques du front de fluide, dans le drainant et la préforme sont enregistrées respectivement à l'aide des caméras supérieure et inférieure (Figure 4-21). Les images enregistrées sont ensuite traitées avec un logiciel de traitement des images : « ImageJ » (Figure 4-25) :

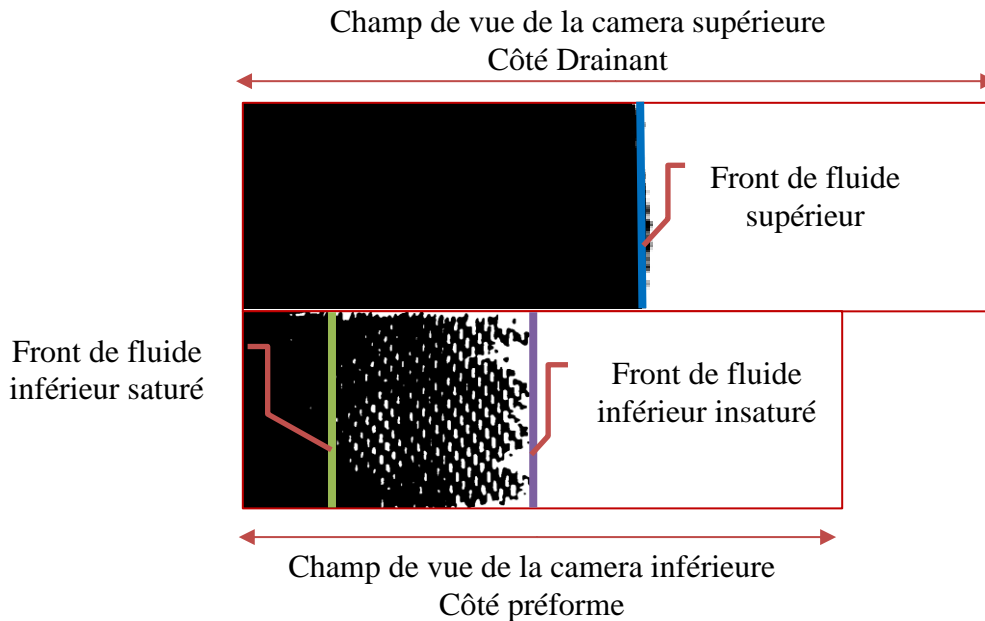


Figure 4-25: Images traitées des fronts de l'écoulement des deux côtés du moule

Le traitement des images consiste à établir la différence entre ces images et une image de référence choisie au début de l'infusion.

A partir de la Figure 4-25, on note que la position du front dans le drainant est facilement identifiable contrairement au front dans la préforme qui présente une région insaturée. On prélève donc une seule position du front de l'écoulement dans le drainant et deux positions de front, saturé et insaturé, dans la préforme.

4.2.3 Précautions

Il ne faut pas perturber l'éclairage pendant l'enregistrement, en bougeant les sources de lumière ou en se déplaçant près du moule. Cela peut entraîner des erreurs de traitement de front, notamment lors de la comparaison des images avec l'image de référence.

4.3 Conclusions du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté les moyens expérimentaux et les méthodes associées pour l'identification des lois de comportements des matériaux employées. Il s'agit ici de la caractérisation de la compressibilité et de la perméabilité du renfort et du drainant.

La mesure de la compressibilité est réalisée dans des conditions proches du chargement appliqué durant le précompactage et l'infusion en suivant le protocole d'infusion employé. L'imbrication de la bêche dans le drainant est également mesurée, modélisée et analysée.

L'identification de la perméabilité a été conduite selon deux méthodes avec des bancs de mesure disponibles à l'ONERA. Les perméabilités planaires et transverse de la préforme et du drainant ont été caractérisés. Dans le cas de la préforme, l'évolution de cette grandeur en fonction du taux volumique de fibres est modélisée selon une loi en puissance.

Des essais expérimentaux spécifiques durant l'infusion sont menés en vue de la validation du modèle proposé. Il s'agit d'une part, de la mesure de la distribution de l'épaisseur à l'aide de moyens de stéréocorrélation, et d'autre part, de la cinétique du front filmée grâce à deux caméras. Les cinétiques du front de fluide, dans le drainant et la préforme sont enregistrées respectivement à l'aide de caméras positionnés sur les faces supérieure et inférieure du moule. Les images enregistrées sont ensuite traitées avec un logiciel de traitement des images.

La validation du modèle numérique proposé sera conduite sur la base de la confrontation de ces résultats de mesure avec les résultats numériques. Cette comparaison fait l'objet du prochain chapitre.

5 Validation expérimentale du Modèle et Applications

Sommaire

| | | |
|----------|--|------------|
| 5 | Validation expérimentale du Modèle et Applications..... | 107 |
| 5.1 | Infusion de plaque plane..... | 109 |
| 5.1.1 | Données du cas étudié..... | 109 |
| 5.1.2 | Cinétiques du front..... | 110 |
| 5.1.3 | Epaisseur totale de l'empilement..... | 113 |
| 5.2 | Infusion d'une préforme avec reprise de plis..... | 114 |
| 5.2.1 | Données du cas étudié..... | 114 |
| 5.2.2 | Cinétiques du front..... | 115 |
| 5.2.3 | Epaisseur totale de l'empilement..... | 116 |
| 5.3 | Infusion d'une plaque avec raidisseur..... | 117 |
| 5.3.1 | Données du cas étudié..... | 117 |
| 5.3.2 | Cinétiques du front..... | 118 |
| 5.3.3 | Epaisseur..... | 120 |
| 5.4 | Cas d'infusion de démonstrateur par LRI..... | 121 |
| 5.4.1 | Objectif..... | 121 |
| 5.4.2 | Description..... | 122 |
| 5.4.3 | Mise en œuvre du démonstrateur..... | 122 |
| 5.4.4 | Simulation numérique..... | 124 |
| 5.4.5 | Résultats numériques..... | 127 |
| 5.5 | Conclusion du chapitre..... | 131 |

Dans ce chapitre, on s'intéresse en premier lieu à la validation du modèle numérique proposé. Plusieurs confrontations avec diverses configurations d'infusion sont conduites. Il s'agit exactement de l'infusion : d'une plaque plane, d'une reprise de plis et d'une plaque raidie.

Afin de tester l'efficacité de l'outil numérique développé et de montrer ses capacités dans la simulation de l'infusion, une application sur un cas industriel a été réalisée. Il s'agit de l'infusion d'un démonstrateur qui comporte la plupart des singularités géométriques caractéristiques de structures aéronautiques.

Propriétés des matériaux infusés

Les matériaux infusés, dans le cadre de cette validation, sont les matériaux caractérisés au chapitre 4. Le fluide employé est l'huile de silicone de 1 Pa.s de viscosité.

Le tenseur de perméabilité de la préforme (paragraphe 4.1.2) est décrit par une loi en puissance:

$$K_i = a_i V_f^{b_i} \quad \text{Eq. 5-1}$$

| | a_i | b_i |
|----------|-----------------------------------|-------|
| K_{p1} | $1,41 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$ | -5,73 |
| K_{p2} | $4,90 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2$ | -8,04 |
| K_{p3} | $2,74 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2$ | -9,40 |

Avec K_{p1} , K_{p2} les perméabilités planaires et K_{p3} la perméabilité transverse.

La compressibilité de la préforme (paragraphe 4.1.1) est modélisée selon le modèle de Grimsley:

$$H_{Pr} = \frac{7.1 \cdot 10^{-7} \sigma + 3.0 \cdot 10^{-3}}{3.8 \cdot 10^{-4} \sigma + 1} (m) \quad \text{Eq. 5-2}$$

Avec H_{Pr} l'épaisseur de l'éprouvette de 4 plis

La perméabilité du drainant est déterminée par analyse inverse :

$$K_{d1} = 1,6 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2 \quad \text{Eq. 5-3}$$

Et la compressibilité du drainant est modélisée par une loi de puissance:

$$H_{dr} = 1.1407 \sigma^{-0.054} (m) \quad \text{Eq. 5-4}$$

Les validations expérimentales présentées dans cette partie sont des infusions unidirectionnelles. Ainsi, parmi les paramètres de perméabilité, seules les perméabilités K_{1p} , K_{3p} et K_{1d} sont influentes.

5.1 Infusion de plaque plane

5.1.1 Données du cas étudié

L'objectif visé ici est la validation du modèle proposée en traitant une simulation du procédé d'infusion LRI (Liquid Resin Infusion). Il s'agit d'une comparaison entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux d'une infusion que nous avons réalisée sur un empilement de 4 plis de renfort satin 5 en carbone et un drainant. Les dimensions de la plaque élaborée et les conditions d'infusion sont rappelées ci-dessous (figure 5-1).

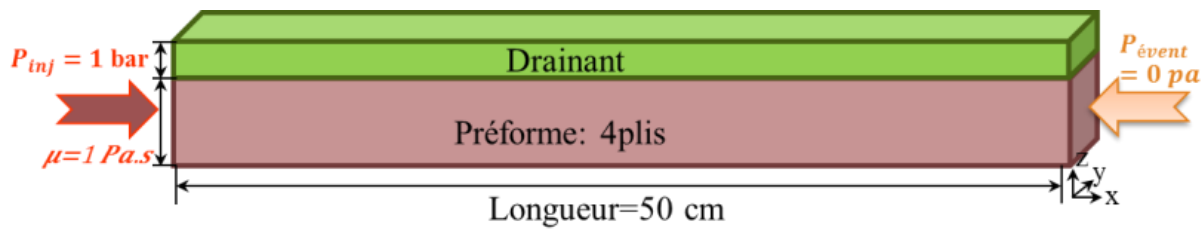


Figure 5-1 : Données du cas de plaque plane

Le maillage utilisé pour simuler cette infusion (Figure 5-2) est constitué de deux couches formées chacune de 50 rangées (de 2 éléments) en longueur x 10 rangées en largeur. Le nombre total d'éléments 2D est de 2000 éléments et le nombre d'éléments 1D est de 561 éléments.

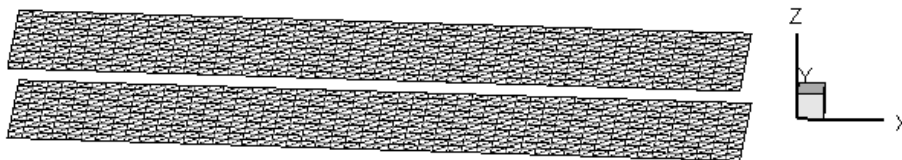


Figure 5-2 : Maillage du cas de plaque plane

Le champ de pression dans la structure déformée à la fin de l'infusion est présenté dans la Figure 5-3.

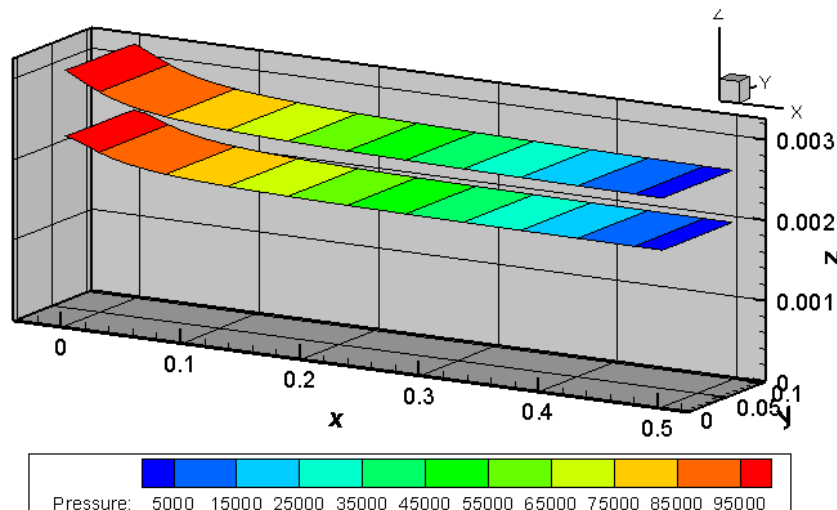


Figure 5-3 : Champ de pression à la fin de l'infusion- cas de plaque plane

5.1.2 Cinétiques du front

Durant l'infusion, un décalage s'installe entre la position du front dans le drainant et dans la préforme. Ce décalage est dû à la différence de perméabilité entre celle du drainant et celle de la préforme. La Figure 5-4 présentent les cinétiques de front mesurées expérimentalement et celles obtenues numériquement.

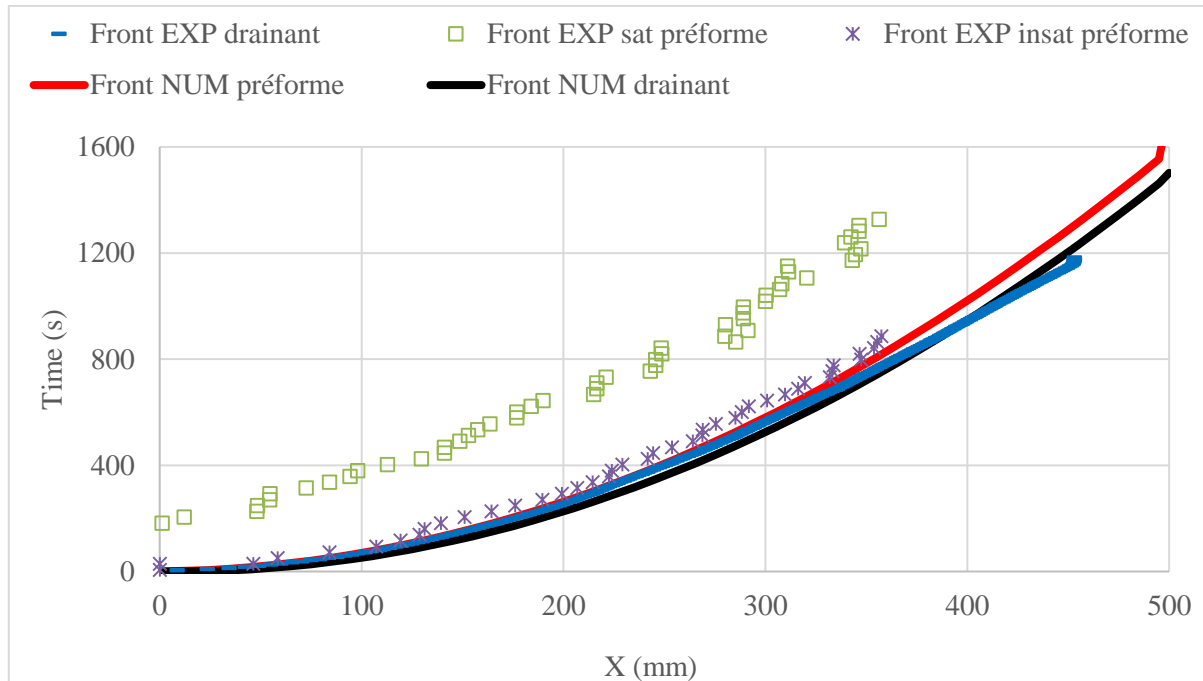


Figure 5-4 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane

Les cinétiques des fronts numériques et expérimentaux dans le drainant sont en bon accord car la valeur de la perméabilité du drainant a été choisie par analyse inverse.

Par ailleurs, la Figure 5-4 montre que le front numérique dans la préforme est plus proche du front expérimental insaturé dans la préforme. Ceci peut s'expliquer par le fait que la perméabilité transverse mesurée soit plus proche de la perméabilité des macropores. En effet, la perméabilité mesurée est la perméabilité saturée. Or, la double échelle de porosité met en compétition la perméabilité des pores intermèches (macropores) et la perméabilité des pores intramèches (micropores). Ainsi, la perméabilité des micropores est « court-circuitée » par la perméabilité des macropores dans le sens de l'épaisseur [90] (Figure 5-5).

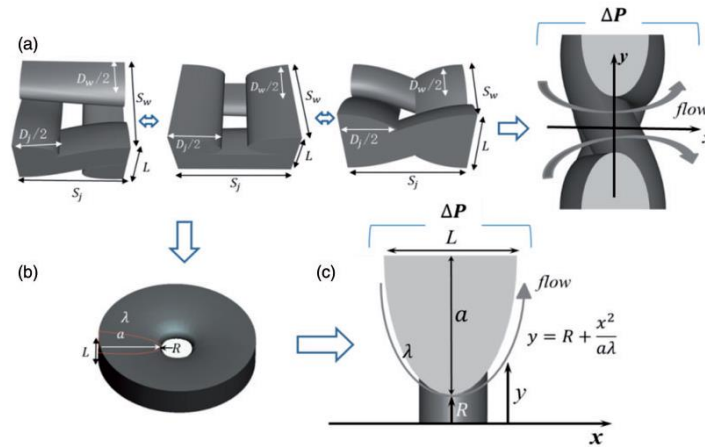


Figure 5-5 : Types de pores intermèches formés par 4 mèches dans un tissu [90]

Pour appuyer cette hypothèse, nous réalisons une seconde simulation en considérant une préforme 10 fois moins perméable dans le sens transverse. Les cinétiques du front obtenues dans ce cas de figure sont présentées dans la Figure 5-6. On remarque ainsi que l'écart entre le front dans le drainant et celui dans la préforme dépend fortement de la valeur de la perméabilité transverse.

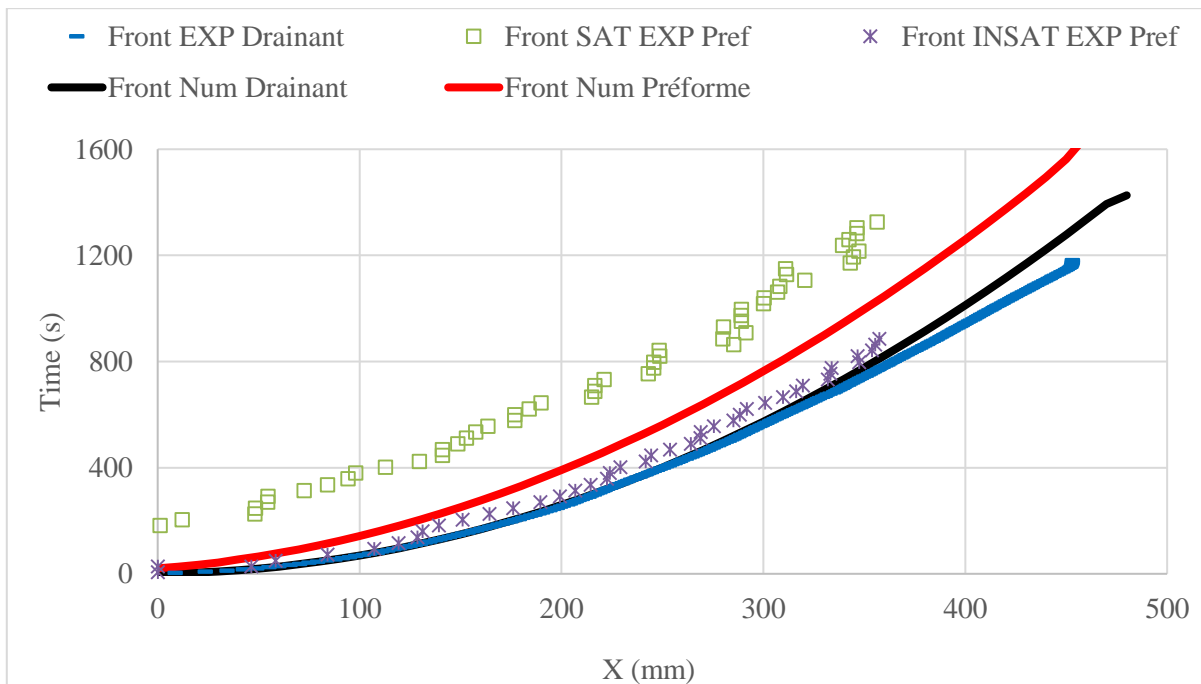


Figure 5-6 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane : $K_3 \text{ modif} = 0.1 K_3 \text{ mesur}$

Afin de déterminer la sensibilité de l'écoulement à la perméabilité planaire du drainant, nous réalisons deux simulations en variant légèrement cette perméabilité. La Figure 5-7 présente les cinétiques du front de l'écoulement dans ces deux cas. Cette figure démontre la grande sensibilité de la vitesse du front dans tout l'empilement à la perméabilité planaire du drainant.

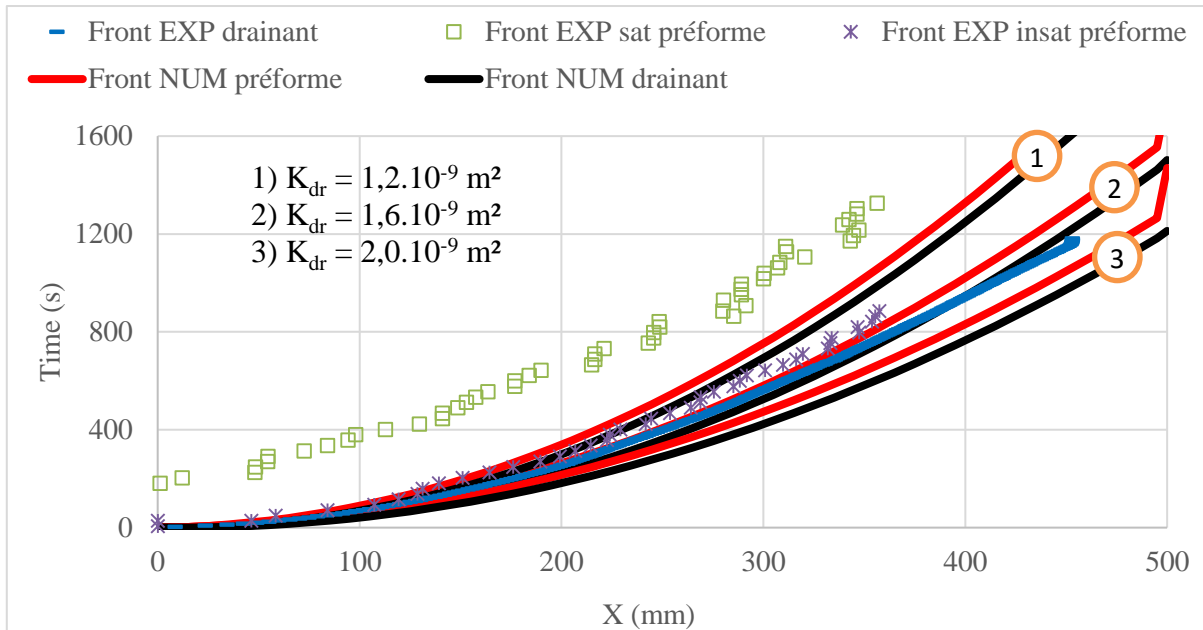


Figure 5-7 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane : K_{dr} modifiée

La perméabilité planaire de la préforme, quant à elle, a peu d'influence sur l'écoulement. Pour le démontrer, nous étudions deux cas où cette grandeur est fortement modifiée. Les cinétiques des fronts dans ce cas sont présentées dans la Figure 5-8.

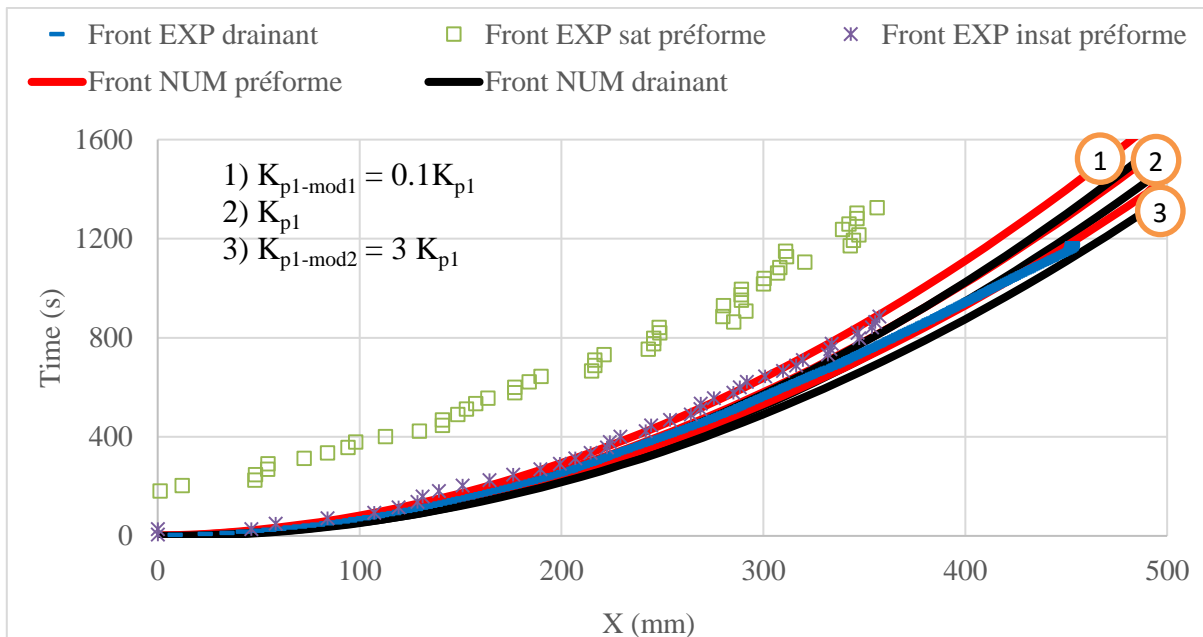


Figure 5-8 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas plaque plane : K_{pr} modifiée

A l'issue de cette étude de sensibilité, on conclue que la perméabilité transverse de la préforme agit essentiellement sur l'écart entre la position du front dans le drainant et la préforme, tandis que la perméabilité planaire du drainant, agit sur la vitesse du front dans l'empilement. La perméabilité planaire a, quant à elle, peu d'influence sur l'écoulement. En effet, l'essentiel de l'écoulement s'installe dans le drainant et remplit la préforme dans le sens transverse comme

le montre la Figure 5-9. Il est donc important de maîtriser la perméabilité planaire du drainant. Or cette grandeur est très difficile à caractériser et très sensible à l'imbrication de la bâche et la préforme dans le drainant. Cette imbrication de la bâche n'est pas maîtrisable car elle dépend de la tension de cette bâche lors du drapage, ce qui n'est pas reproductible.

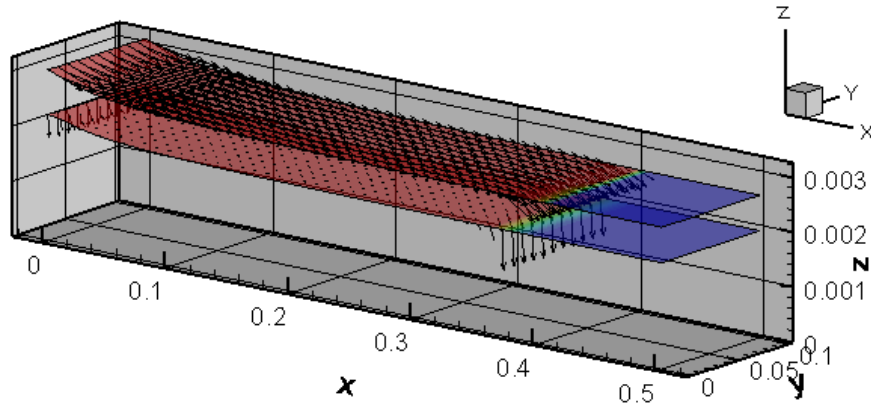


Figure 5-9 : Vecteurs vitesses au cours de l'infusion – cas plaque plane

5.1.3 Epaisseur totale de l'empilement

L'évolution du profil de l'épaisseur de l'empilement le long de la plaque et au cours de l'infusion est mesurée à l'aide de moyen de stéréocorrélation de l'ONERA (paragraphe 4.2.1). La Figure 5-10 présente les résultats numériques et expérimentaux de cette épaisseur pour trois positions différentes du front : à 150mm, à 330mm qui correspond à la limite du champ de vision des caméras, et à 500mm correspondant à la longueur totale de la pièce.

Les données expérimentales ont été lissées en moyennant l'épaisseur avant déchargement et en ajoutant le déplacement après déchargement (paragraphe 4.2.1.3).

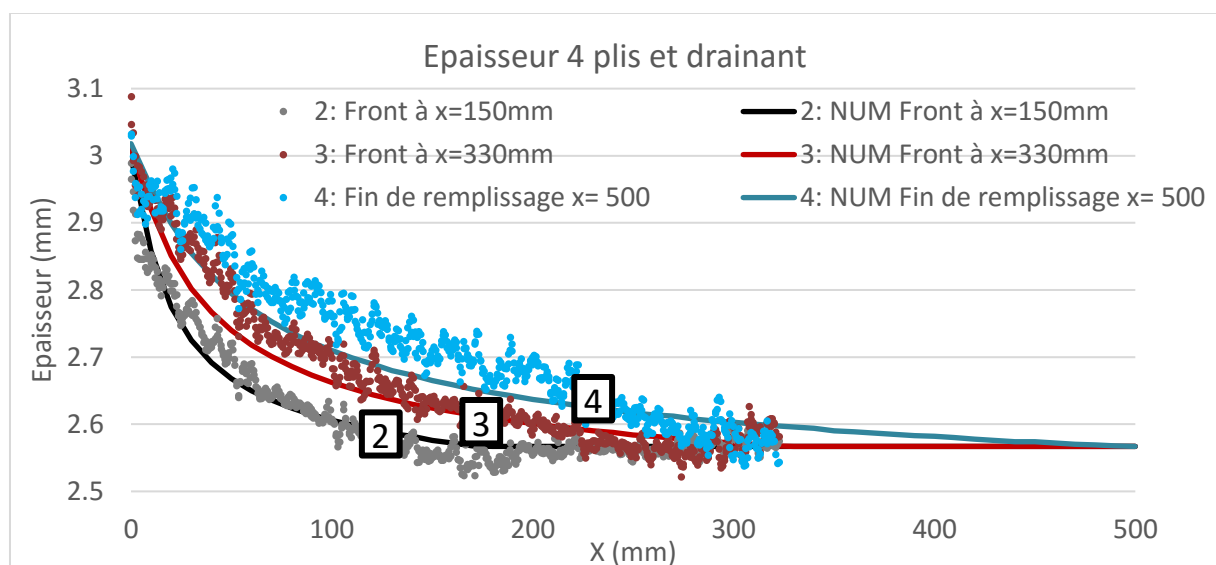


Figure 5-10 : Epaisseur de la pièce à 3 positions du front – cas plaque plane

Les écarts entre les données numériques et expérimentales restent acceptables devant la variabilité des données expérimentales. L'erreur relative maximale obtenue est de l'ordre de 2%.

5.2 Infusion d'une préforme avec reprise de plis

5.2.1 Données du cas étudié

Les structures fabriquées par infusion peuvent présenter des particularités géométriques, notamment l'épaississement de la structure par augmentation de nombre de plis. Nous essayons dans cette étape de valider le modèle numérique dans le cas de cette configuration. Le cas étudié ici est une infusion d'un empilement dont l'épaisseur varie de quatre à sept plis. La géométrie de cette reprise de plis et les conditions d'infusions sont décrites dans la Figure 5-11 :

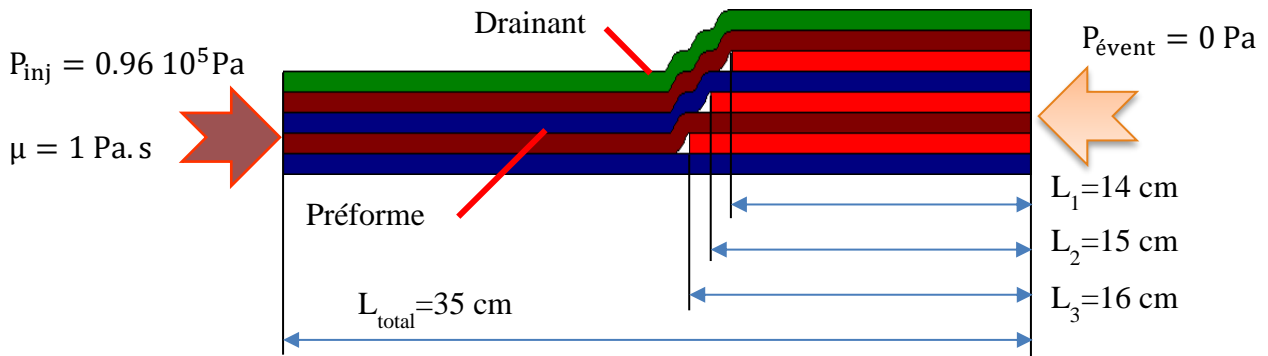


Figure 5-11 : Données du cas d'infusion de reprise de plis

Le maillage utilisé pour simuler cette infusion (Figure 5-12) est constitué de deux couches formées chacune de 175 rangées (de 2 éléments) en longueur x 4 rangées en largeur. Le nombre total d'éléments 2D est de 2800 éléments et le nombre d'éléments 1D est de 880 éléments.

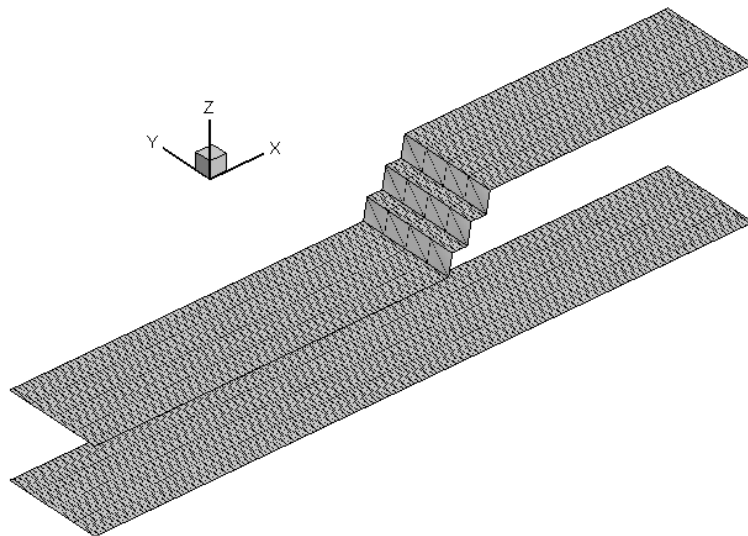


Figure 5-12 : Maillage du cas de reprise de plis

5.2.2 Cinétiques du front

Comme décrit dans le cas précédent, trois fronts expérimentaux ont été mesurés : un front dans le drainant, un front saturé et un autre insaturé dans la préforme. Les cinétiques du front numériques et expérimentales obtenues sont présentées dans la Figure 5-21 :

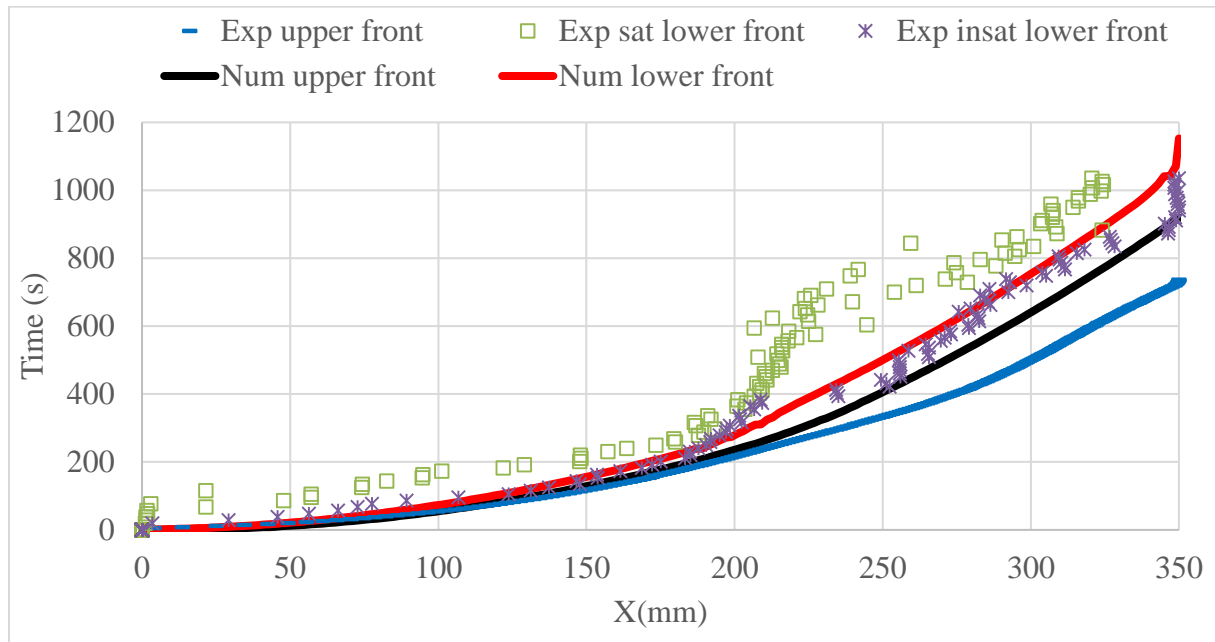


Figure 5-13 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme - cas reprise de plis

Comme dans le cas précédent (Infusion de plaque plane), sur la première partie plane constituée de quatre plis, nous remarquons que :

Dans le drainant, il y a un très bon accord entre les cinétiques du front numérique et du front expérimental, tandis que dans la préforme, le front numérique simulé correspond au front insaturé mesuré expérimentalement.

Ensuite, la préforme devient plus épaisse dans seconde partie où elle est constituée de sept plis. Dans cette partie, l'écoulement devient plus lent et l'écart entre la position front dans le drainant et celle dans la préforme s'agrandie. Ceci n'est pas dû à une variation de la perméabilité transverse de la préforme car celle-ci est supposée indépendante du nombre de plis (grandeur intensive). La variation de l'écoulement est due au fait que la préforme devient un plus important « puit » pour le fluide en s'épaississant, ce qui ralentit l'avancement du front.

Comme expliqué dans le cas d'infusion précédent, la perméabilité transverse mesurée est plus proche de la perméabilité des macropores [90]. Cela conduit à un écart numérique, entre la position du front dans le drainant et dans la préforme, plus petit que l'écart obtenu par les mesures expérimentales.

En utilisant cette fois une perméabilité transverse dix fois plus faible pour la préforme, on obtient les cinétiques des fronts présentées dans la Figure 5-14. Les nouveaux profils des cinétiques de fronts numériques sont en bon accord avec les mesures expérimentales des fronts, ce qui montre l'importance de la prise en compte de la double échelle de porosité

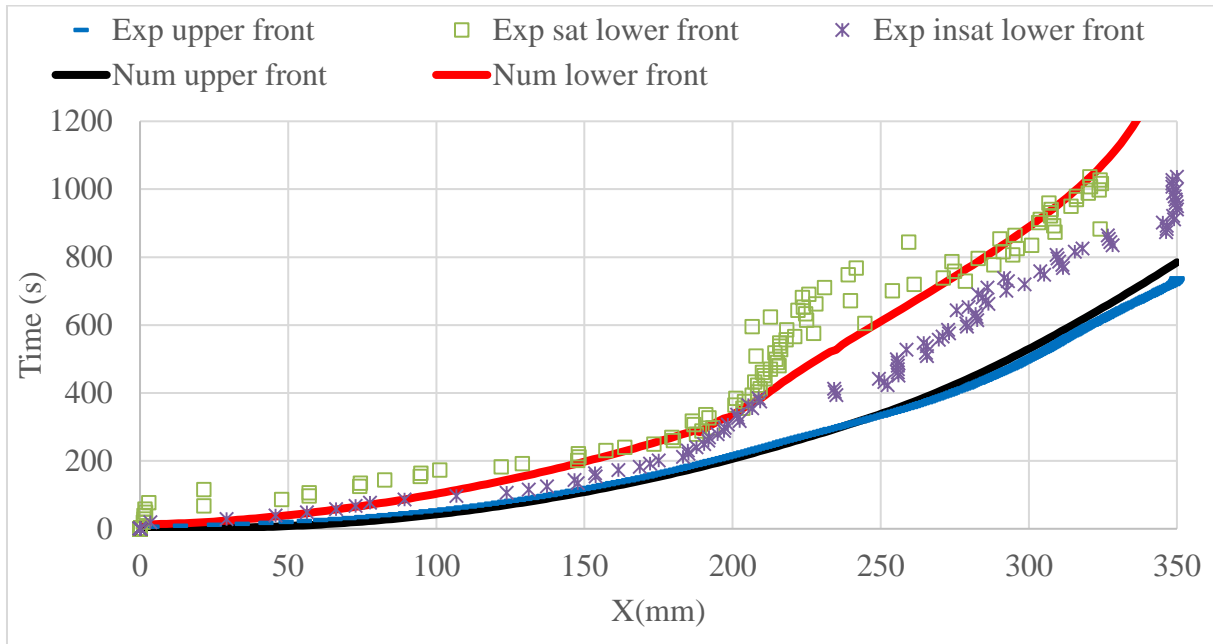


Figure 5-14 : Cinétiques du front dans le drainant et la préforme – cas reprise de plis : $K_{3 \text{ modif}} = 0,1 K_{3 \text{ mesur}}$

5.2.3 Epaisseur totale de l'empilement

La distribution de la hauteur numérique à la fin de l'infusion est présentée dans la Figure 5-15. Les profils des épaisseurs numérique et expérimentale obtenus en fin de l'infusion sont décrits dans la Figure 5-15.

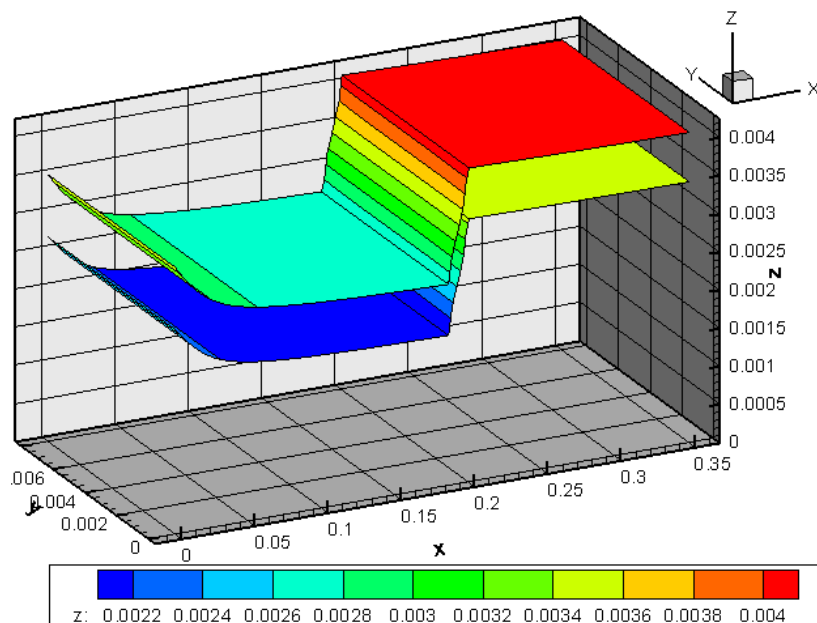


Figure 5-15 : Distribution de la hauteur z dans le cas de reprise de plis

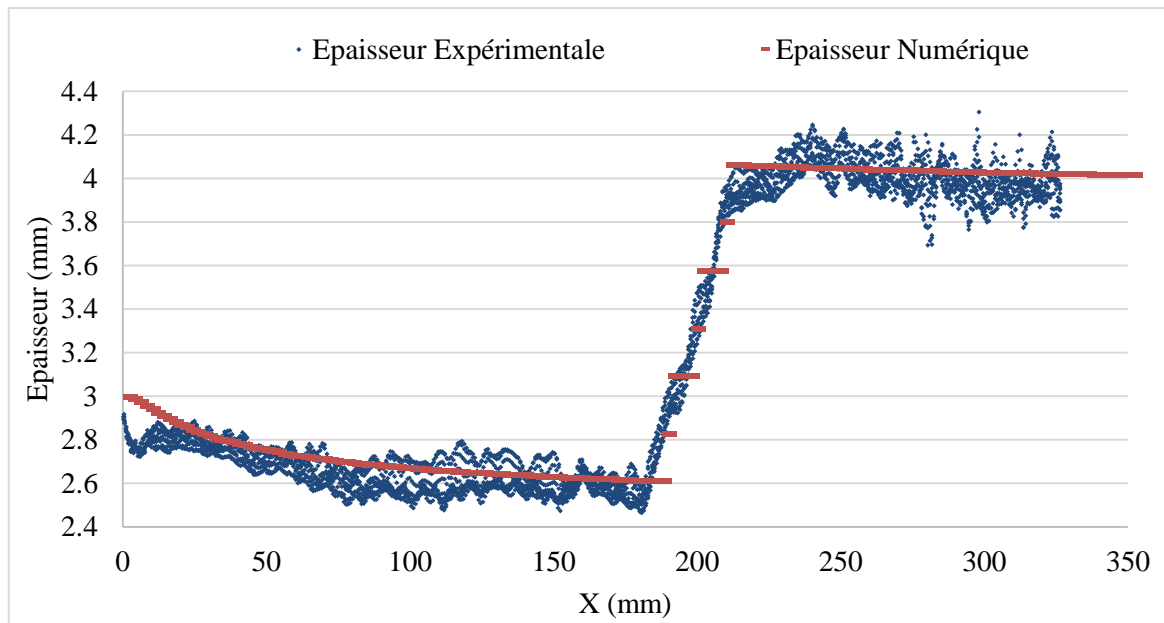


Figure 5-16 : Epaisseur numérique et expérimental de l'empilement en fin d'infusion - cas reprise de plis

La Figure 5-16 montre un très bon accord entre les résultats numériques de la prédiction l'épaisseur totale de l'empilement et sa mesurée expérimentale.

5.3 Infusion d'une plaque avec raidisseur

5.3.1 Données du cas étudié

Dans cette étude, nous nous intéressons à la validation du modèle dans le cas de l'infusion d'une plaque qui comporte un raidisseur. Le cas traité ici concerne l'infusion d'une pièce constituée de deux parties : une partie supérieure avec raidisseur qui inclut le drainant avec deux plis et une partie inférieure plate, constituée de deux plis (Figure 5-17).

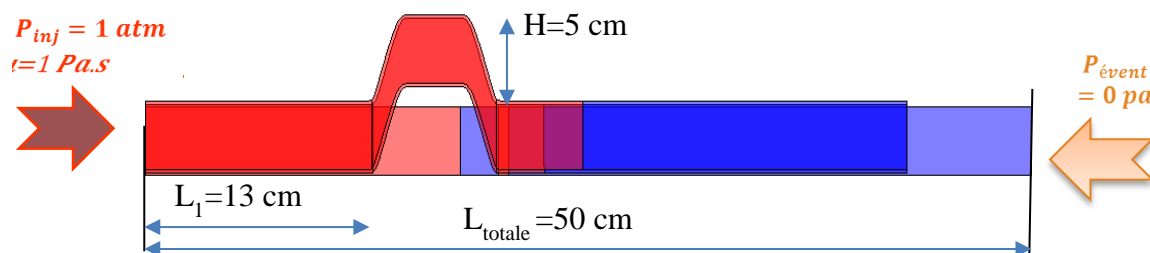


Figure 5-17 : Données du cas d'infusion de plaque avec raidisseur

Le maillage utilisé pour simuler cette infusion (Figure 5-18) est constitué de trois couches : une couche pour modéliser les deux plis de préforme qui passent en-dessous du raidisseur, une couche pour les deux plis passant au-dessus du raidisseur et une couche pour le drainant. Ce maillage est constitué de 5456 éléments 2D et 1995 éléments 1D.

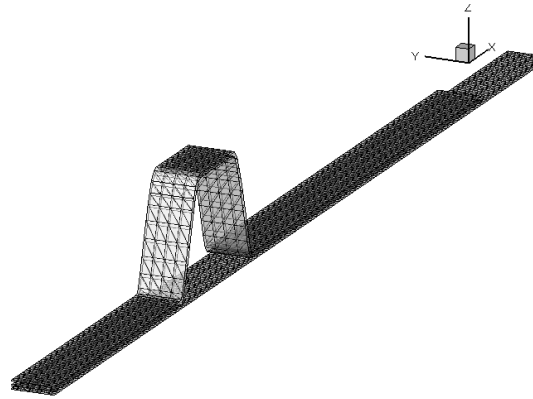


Figure 5-18 : Maillage du cas de plaque avec raidisseur

5.3.2 Cinétiques du front

La Figure 5-19 présente la vue de dessous (côté outillage) expérimentale et numérique au moment de l'arrivée du fluide après le raidisseur. Les flèches introduites dans cette figure correspondent aux différents fronts qui à cet instant : le front de fluide passant en dessous du raidisseur dans le sens de l'injection en rouge, celui qui passe en-dessous du raidisseur dans le sens inverse de l'injection en vert et celui créé après le raidisseur et qui continue dans le sens de l'injection en bleu.

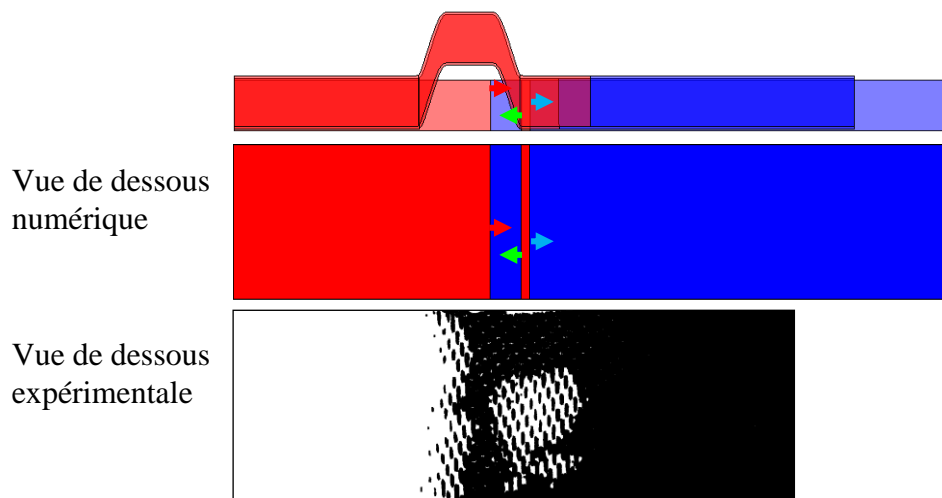


Figure 5-19 : Rencontre des fronts en-dessous du raidisseur (vue de dessous)

Les cinétiques des fronts expérimentaux et numériques obtenues en utilisant la perméabilité transverse mesurée sont présentées dans la Figure 5-20 et celles obtenues en utilisant une perméabilité transverse de la préforme dix fois plus petite sont présentées dans la Figure 5-21.

Les cinétiques du front numériques obtenues en utilisant la perméabilité transverse modifiée sont plus conformes aux données expérimentales, ce qui appuie l'argument présenté dans les cas précédents expliquant que la perméabilité saturée mesurée ne permet pas de traduire les phénomènes de double échelle de porosité.

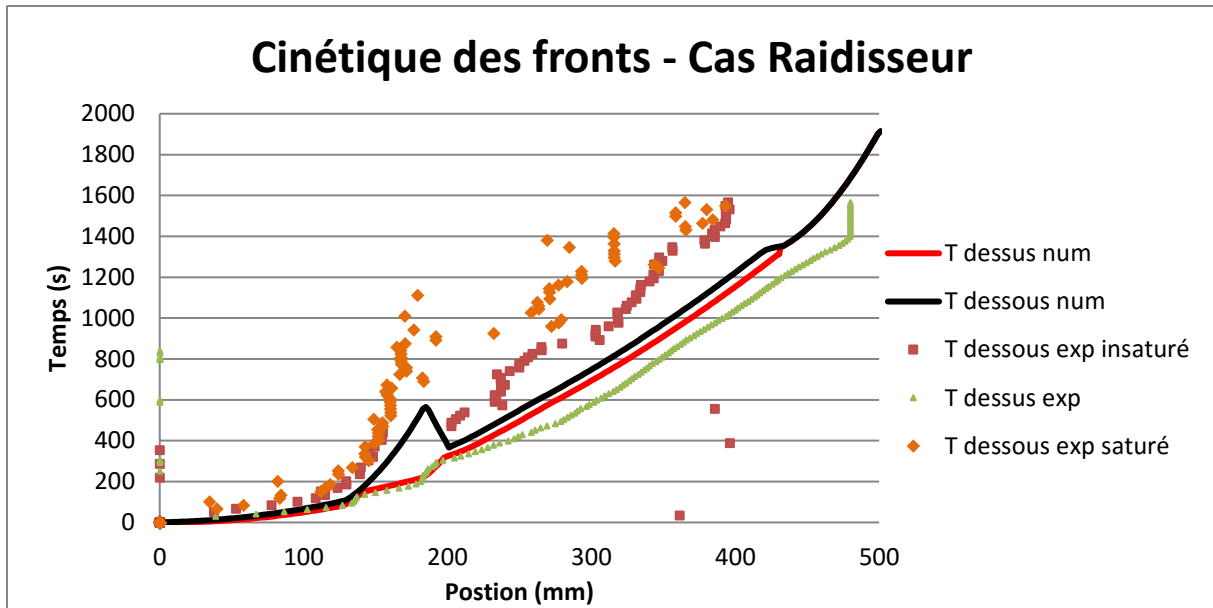


Figure 5-20 : Cinétiques des fronts inférieurs et supérieurs - cas raidisseur

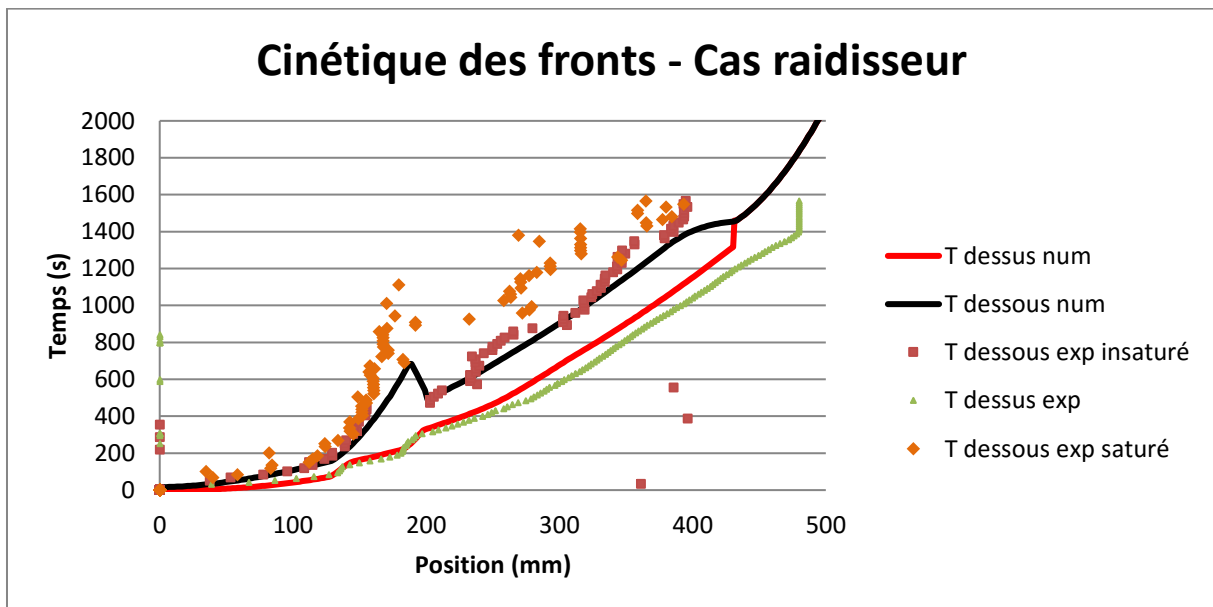


Figure 5-21 : Cinétiques des fronts - cas raidisseur – K_3 modifiée = 0.1 K_3 mesurée

La Figure 5-21 montre que dans le cas d'utilisation de la perméabilité transverse modifiée, l'instant numérique et expérimental de création du front inverse concordent parfaitement. Contrairement à ce que l'on observe expérimentalement, la zone sèche se remplit dans le cas numérique et les fronts indiqués par les flèches rouge et verte (Figure 5-19 et Figure 5-22) finissent par se rejoindre. Cela résulte par la modélisation monophasique que l'on considère numériquement. Néanmoins, la position de la zone sèche peut facilement être interprétée à partir des cinétiques des fronts.

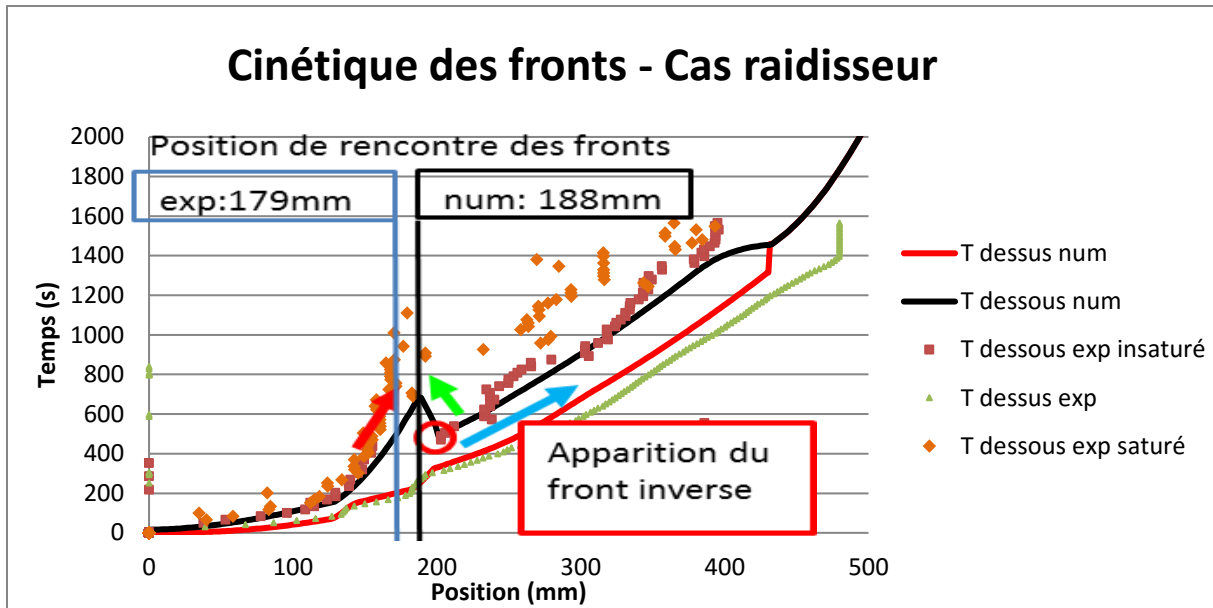


Figure 5-22 : Cinétiques des fronts - cas raidisseur– K_3 modifiée= 0.1 K_3 mesurée

5.3.3 Epaisseur totale de l'empilement

Les profils des épaisseurs numérique et expérimentale obtenus en fin de l'infusion sont décrits dans la Figure 5-23 :

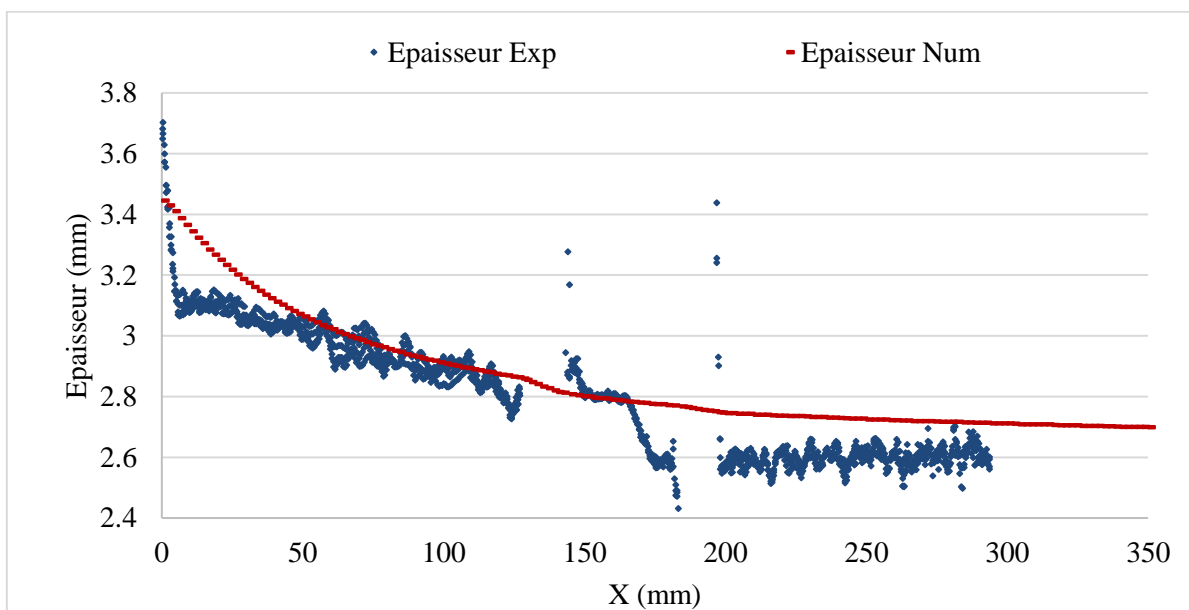


Figure 5-23 : Variation de l'épaisseur de la pièce - cas raidisseur

A côté du seuil d'injection, un écart important existe entre l'épaisseur numérique et expérimentale. Cela provient de la grande sensibilité de la compressibilité à des faibles valeurs de chargement et à l'incertitude de la pression d'injection. En effet, la compressibilité est tellement sensible au chargement à côté du seuil d'injection, où ce chargement est faible, qu'une petite erreur sur la pression d'injection peut entraîner une erreur significative de l'épaisseur. Or,

la pression d'injection peut légèrement varier en fonction de la différence de hauteur du pot de résine et les pertes de charges dans les tuyaux. Ensuite, les deux courbes concordent bien jusqu'au raidisseur. Puis, sur la partie correspondant au raidisseur, un second écart entre les données numériques et l'expérimentales est observé et qui peut résulter de la baisse de qualité des mesures par stéréocorrelation dans cette partie. En effet, les données expérimentales mesurées au-dessus du raidisseur sont d'une grande incertitude qui peut être due probablement à la hauteur de calibrage utilisée lors des mesures. Et finalement, sur la partie plane qui suit le raidisseur, un faible écart de 0,2 mm est observé entre le numérique et l'expérimental.

5.4 Cas d'infusion de démonstrateur par LRI

5.4.1 Objectif

L'objectif recherché dans ce paragraphe a été de mettre à l'épreuve l'outil numérique de simulation d'infusion développé en le confrontant avec la réalité du monde industriel, à savoir la mise en donnée d'une configuration complexe et l'exploitation des résultats visant à mettre en évidence la capacité de l'outil numérique à prédire les éventuels défauts de remplissage et donc à aider au choix de stratégie d'infiltration de résine.

Dans cette optique, il nous a été proposé de travailler sur un démonstrateur représentatif des architectures de pièces nacelles réalisé dans le cadre d'un projet collaboratif de recherche sur la polymérisation hors Autoclave.

Le démonstrateur a été conçu de façon à contenir la plupart des complexités géométriques caractéristiques des pièces de structures aéronautiques et dont la mise en œuvre peut être envisagée par le procédé d'infusion de résine.

Le démonstrateur étudié est de taille représentative des nacelles d'avion et son infusion prévoit la génération de défauts de remplissage à plusieurs endroits.

La simulation de l'infusion de ce démonstrateur a nécessité la modélisation de la pièce avec un maillage surfacique et des éléments 1D transverses, selon l'approche multicouche. Elle a été réalisée sans la prise en connaissance des résultats expérimentaux de cette infusion.

5.4.2 Description

Le démonstrateur a un diamètre de 2,5m et une longueur de 1,5m avec un rayon de double courbure de 5m (Figure 5-24).

Il contient trois raidisseurs longitudinaux de sections différentes :

- Section Omega zone fine : h 80mm x l 40mm et zone aplatie : h 40mm x l 120mm
- Section IPN h 40 mm x l 40 mm
- Section J h 120 mm x l 40 mm

Deux raidisseurs axiaux h 20 mm x l 40 mm

Deux rectangles :

- 1 monolithique l 300 mm x L 200 mm
- 1 sandwich l 400 mm x L 300 mm

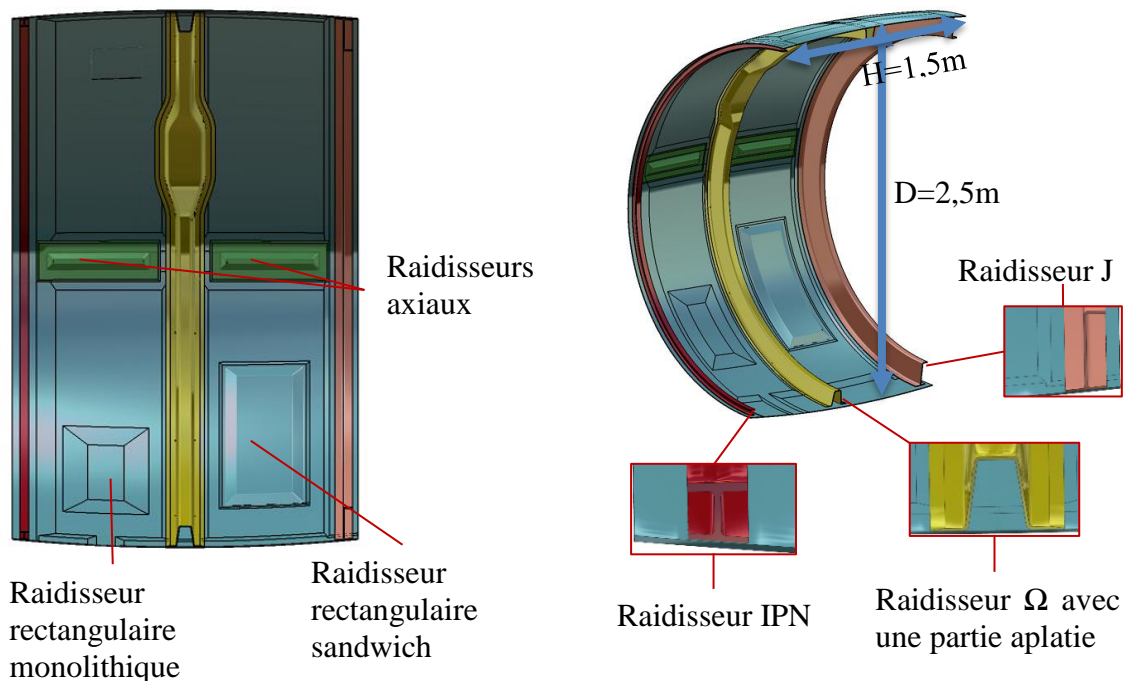


Figure 5-24: Géométrie du démonstrateur et de ses composants

5.4.3 Mise en œuvre du démonstrateur

5.4.3.1 Drapage

La préforme est constituée de plis en fibres de carbone d'épaisseur moyenne allant de 1,5mm à 2mm dans la partie monolithique et de 10mm dans la partie « sandwich ».

Les renforts utilisés sont des matériaux carbone: peau en multi axiaux (NCF) et en tissus, et de l'UD sur les raidisseurs.

Le démonstrateur est disposé dans le moule en berceau comme le montre la Figure 5-25, avec un film en téflon sur la face de l'outillage :

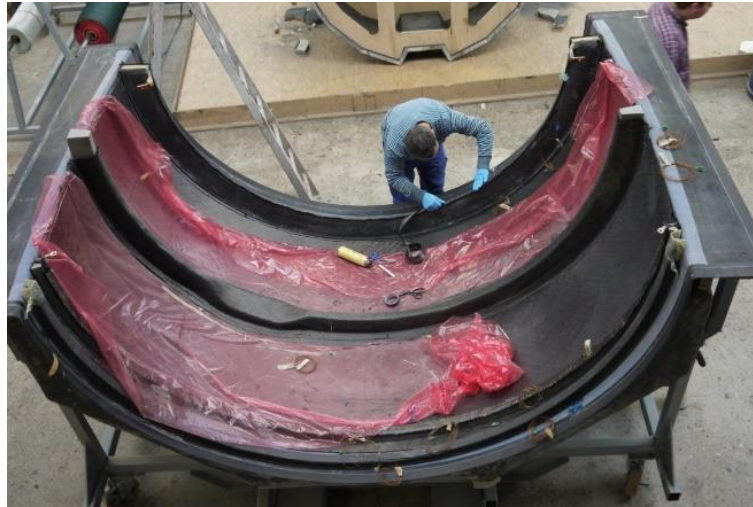


Figure 5-25: Etape de drapage du démonstrateur

5.4.3.2 Stratégie d'infusion

Les lignes d'infusion sont situées comme suit (Figure 5-26):

- Une première ligne au centre de la pièce (à 0°), le long des raidisseurs axiaux.
- Deux lignes longitudinales, à ouverture séquentielle, à mi-hauteur de la pièce (à 45°)

Les lignes d'évent se situent aux bords axiaux de la pièce (à 90°) (Figure 5-26).

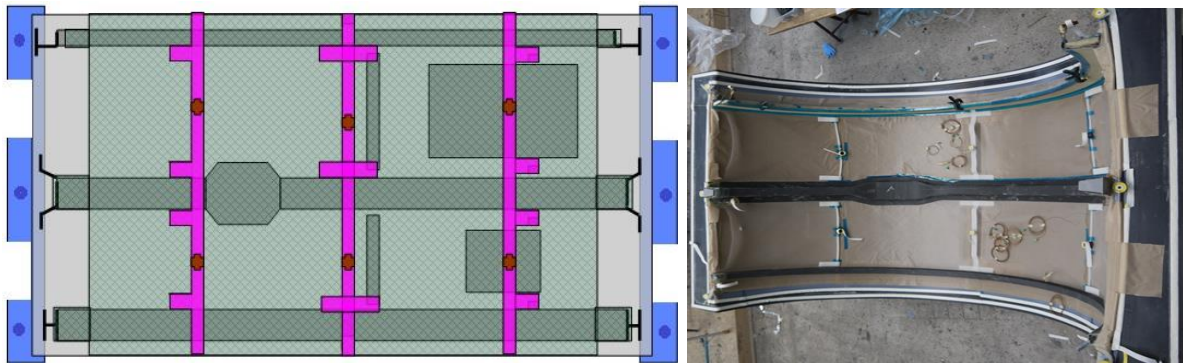


Figure 5-26: positions des lignes d'infusion expérimentales



Figure 5-27: Infusion du démonstrateur

La Figure 5-27 présente différentes prises de vue de l'infusion la pièce.

5.4.3.3 Pièce finie

La pièce finie, mise en œuvre par infusion est présentée dans la Figure 5-28 suivante :



Figure 5-28: Pièce après démoulage

5.4.4 Simulation numérique

5.4.4.1 Conception & mise en donnée

5.4.4.1.1 Maillage

La structure est modélisée par une surface supérieure qui représente le drainant, une surface inférieure pour la préforme ainsi que des surfaces intermédiaires modélisant les raidisseurs (Figure 5-29).

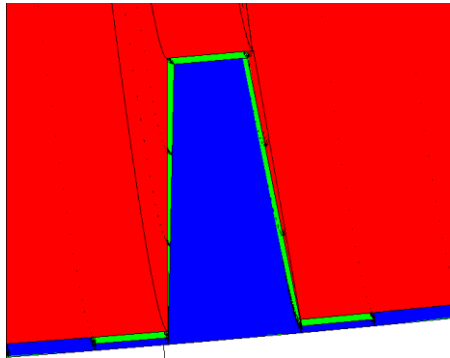


Figure 5-29: Section du raidisseur Omega (drainant en rouge ; raidisseur en vert ; peau en bleu)

La connexion des surfaces par des éléments 1D nécessite un maillage surfacique identique sur les deux surfaces connectées. Ainsi, pour garantir la similitude de maillage des surfaces reliées par des éléments transverses, ces dernières sont maillées avec un maillage structuré (Mapped). Par ailleurs, les surfaces non-connectées par des éléments 1D, comme la surface en dessous du raidisseur Omega, a été maillée avec un maillage libre (free). Ce choix a été imposé par les exigences des maillages structurés des deux côtés de ce raidisseur.

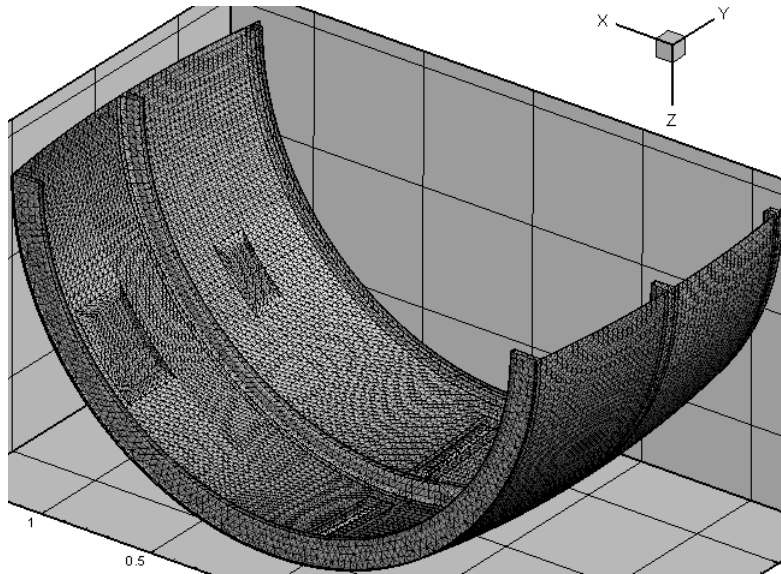


Figure 5-30: Maillage de la structure

Le maillage associé à cette structure (Figure 5-30), comporte :

- 23741 nœuds,
- 45529 éléments 2D,
- 12188 éléments 1D.

De même pour distinguer, le drainant de la préforme (Figure 5-31), nous associons :

- La couche supérieure (surface bleue) au drainant,
- La couche inférieure (surface rouge) à la préforme.

5.4.4.1.2 Propriétés physiques

Après la conception de la structure et la génération de son maillage, un programme a été développé pour attribuer des indices matériaux aux éléments 2D et calculer leurs angles d'orientation par rapport au repère global, et générer les éléments 1D reliant les nœuds dans le sens transverse.

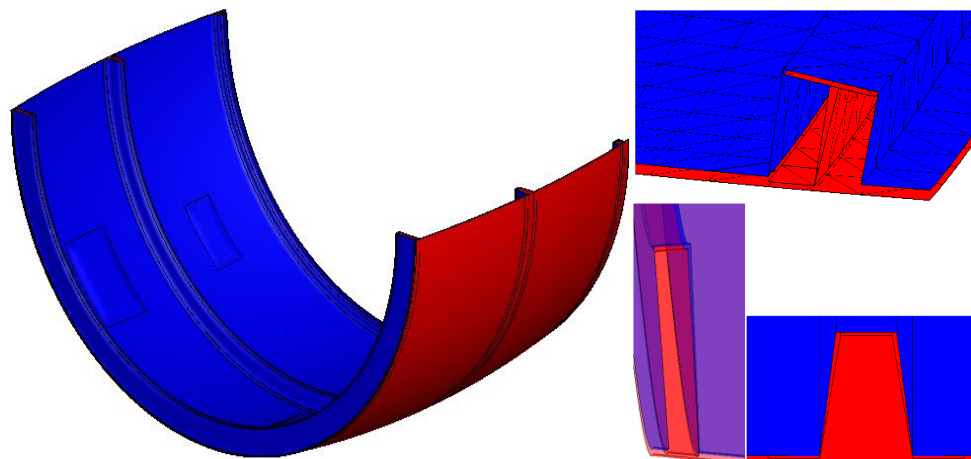


Figure 5-31: Illustration des matériaux des couches (bleu : drainant ; rouge : préforme)

5.4.4.1.3 Conditions aux limites et de calcul

La ligne d'infusion considérée dans cette simulation est illustrée dans la Figure 5-32. Elle se situe au niveau du drainant. La pression d'injection est de 1 bar et la viscosité de la résine est de 0,1 Pa.s. L'évent se situe au niveau des bords longitudinaux comme lors de la mise en œuvre expérimentale.

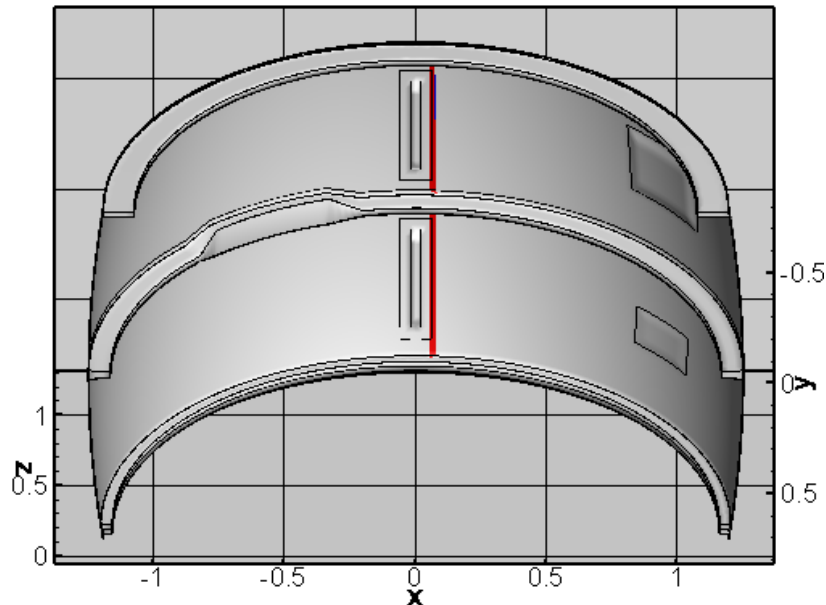


Figure 5-32: Ligne d'infusion numérique (en rouge)

Dans cette simulation, les deux lignes axiales d'infusion à mi-hauteur n'ont pas été prises en compte. En effet, Au cours de l'infusion réelle, c'est la ligne d'injection située au centre de la pièce qui alimente en premier lieu la préforme. Le front de résine progresse dans ce cas des deux côtés à droite et à gauche de cette ligne, jusqu'à atteindre les lignes d'injections axiales à 45°. Ensuite, ces deux lignes sont ouvertes et infusent à leurs tours les parties en aval jusqu'à l'imprégnation complète de la préforme. L'objectif visé dans cette étude numérique est de simuler la progression du front durant cette première phase d'infusion et de capter les éventuelles formations de zones sèches. Durant cette première phase d'infusion, il est clair que les deux autres lignes d'injections n'ont aucune influence.

Par ailleurs, dans le cadre de ce travail, nous ne disposons pas des lois de comportements des matériaux utilisés par notre partenaire industriel pour la mise en œuvre de ce démonstrateur. Nous nous contentons des lois des matériaux identifiées dans le chapitre 4. En effet, pour prédire la formation des zones sèches, ce manque de données ne constitue pas un frein car cette formation de zones sèches est due principalement à la stratégie d'infusion et à la géométrie du domaine à infuser.

5.4.5 Résultats numériques

5.4.5.1 Cinétique du front de fluide

L'approche de modélisation que nous avons employée est monophasique, elle ne considère donc pas la présence d'air dans les zones sèches. Dans ces conditions, les zones sèches piégées par la résine finissent par se remplir. La seule façon de les prévoir est donc d'identifier à l'aide de la cinétique de front les cas où les fronts se referment.

La Figure 5-34 présente six étapes de remplissage du moule. Ces étapes ont été prises à chaque fois au moment où le front de fluide encercle une zone sèche. En effet, bien que la simulation ne soit pas basée sur une modélisation diphasique, le fait que le front forme un cercle indique que cette région est sujette à la formation de zone sèche.

Par ailleurs, les raidisseurs constituent un « puit » pour le fluide et le front y est retardé par rapport aux autres régions de faible épaisseur. Cela engendre un remplissage par les côtés et un front avec une forme en « V » comme le montre les Figure 5-33 et Figure 5-34. Ce type de remplissage peut engendrer la formation de bulles le long de ces raidisseurs longitudinaux.

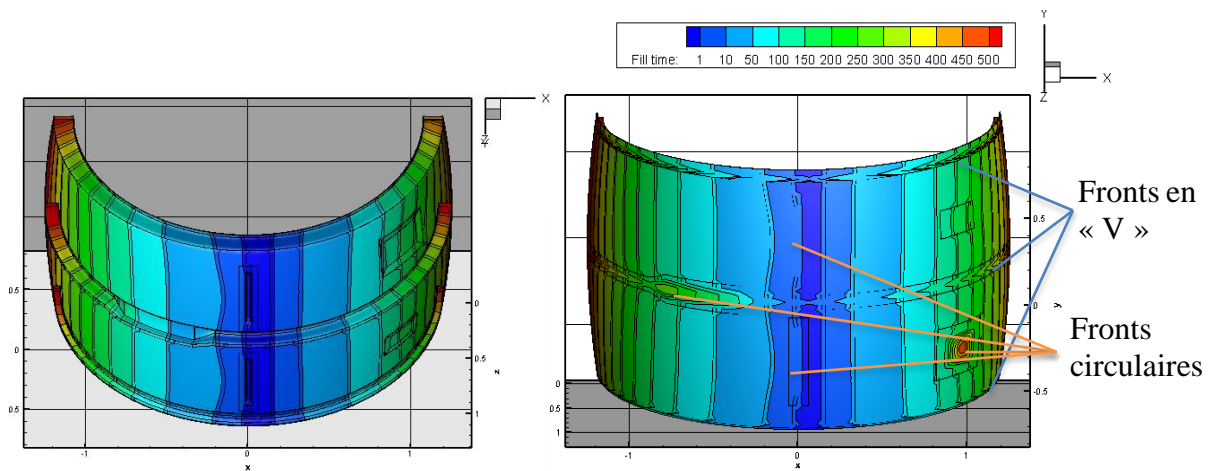


Figure 5-33: Cinétique du front-à gauche vue de dessus (côté drainant); à droite vue de dessous (côté moule)

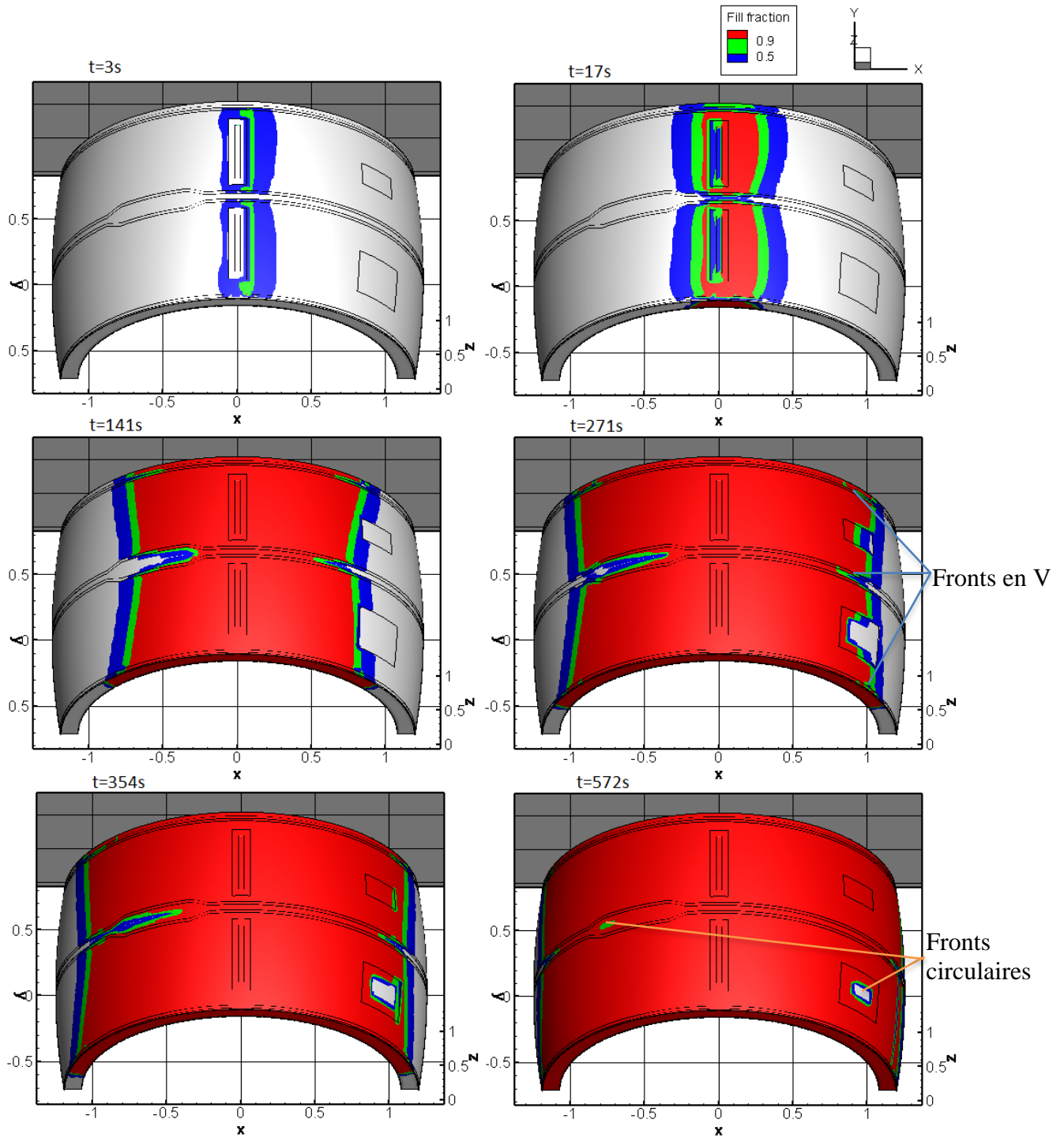


Figure 5-34: facteur de remplissage à différents instants

Malgré la différence de lois de comportement entre les matériaux utilisées dans l'infusion réelle et l'infusion numérique, la simulation a permis de prévoir de façon assez précise les positions de création de zones sèches comme le montre la Figure 5-35 suivante :

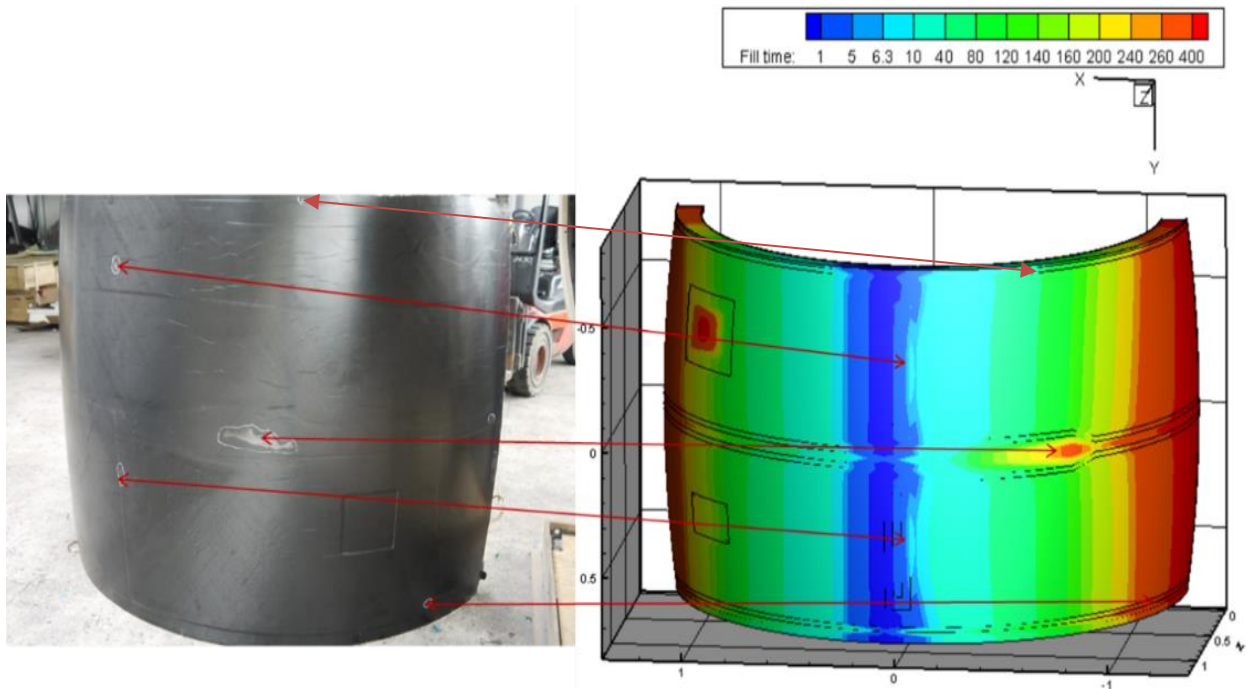


Figure 5-35: zones sèches expérimentales et leurs positions dans la carte de cinétique du front numérique

Il est à noter que cette étude numérique a été conduite sans la connaissance au préalable des résultats de l'infusion réalisée en milieu industriel. La stratégie d'infusion employée dans ce cas est évidemment non appropriée. L'outil numérique dans ce cas peut jouer un rôle principal pour identifier la stratégie d'infusion optimale qui évitera la création de ces défauts.

Le démonstrateur présente une différence d'altitude de 1,5 m entre les seuils d'injection et l'évent. Face à cette différence de hauteur, nous nous sommes intéressés à l'étude de l'influence de la gravité. Yoon et al. [91] ont développé un modèle analytique permettant de donner la cinétique du front en tenant compte de la gravité. La Figure 5-37 présente les cinétiques de front dans trois configurations d'injection unidirectionnelle RTM : une injection horizontale, une injection verticale du bas vers le haut et une injection verticale du haut vers le bas (Figure 5-36).

La pression d'injection est de 1 bar, la viscosité du fluide est de 0,1 Pa.s, la perméabilité de la préforme est de 10^{-10} m^2 et sa porosité est de 0,5. La masse volumique du fluide est de 1600 kg.m^{-3} et la gravité est de $9,8 \text{ m.s}^{-2}$.

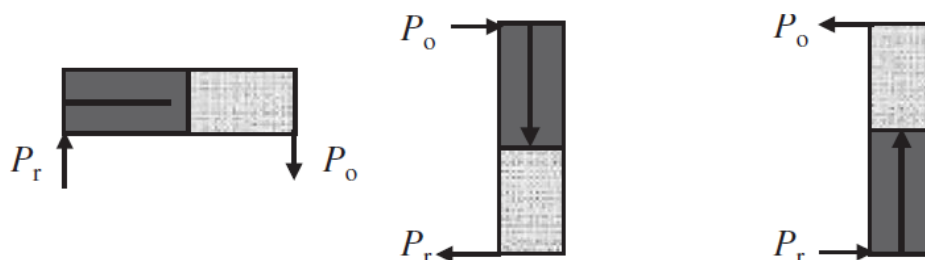


Figure 5-36: Cas d'injection unidirectionnelle traités par Yoon et al. [91]

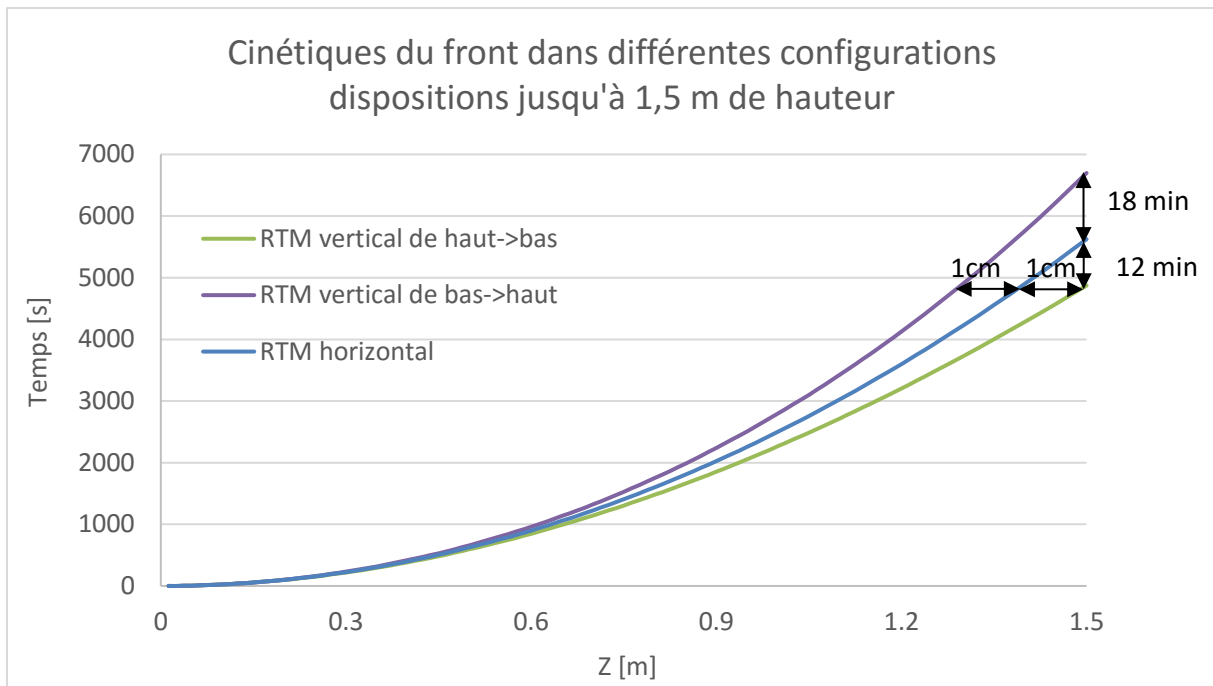


Figure 5-37: Cinétiques du front en RTM avec prise en compte de la gravité jusqu'à 1,5 m

A partir de la Figure 5-37, nous remarquons que dans la gravité a peu d'influence jusqu'à une hauteur de 1,5 m. En revanche, la Figure 5-38 montre que l'injection du bas vers le haut s'arrête à 6,4 m qui correspond à 1 bar de pression hydrostatique.

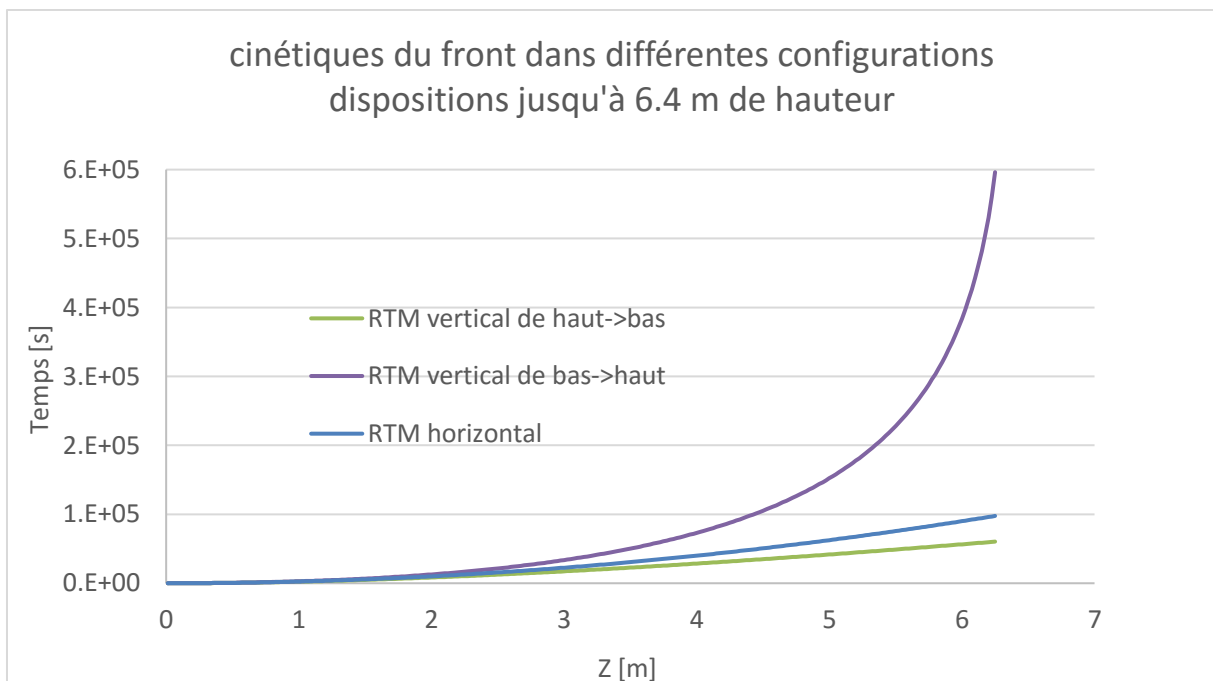


Figure 5-38: Cinétiques du front en RTM avec prise en compte de la gravité jusqu'à 6,4 m

On peut conclure par cette étude que l'influence de la gravité est négligeable dans le cas de l'infusion du démonstrateur.

5.5 Conclusion du chapitre

Nous avons présenté, dans ce chapitre, plusieurs validations du modèle numérique développé. Trois configurations d'infusion ont été étudiées : celle d'une plaque plane, d'une reprise de plis et d'un raidisseur. Dans ce cadre, les résultats de la cinétique du front expérimentale, dans le drainant et la préforme en régime saturé et non saturé ont été confrontés aux résultats de la cinétique du front numérique. Nous avons également confrontés les résultats expérimentaux et numériques relatifs à la répartition de l'épaisseur le long de la pièce obtenus en fin d'infusion. Globalement, un bon accord se dégage de cette confrontation entre le numérique et l'expérimental. L'étude souligne aussi l'influence de la perméabilité transverse sur l'écart observé entre le numérique et l'expérimental. Sa détermination de manière assez précise, contribuera sans doute à l'amélioration de la prédiction du modèle numérique.

La dernière confrontation, concerne l'application du modèle pour la simulation de l'infusion d'un démonstrateur issu d'un cas industriel. Elle conduit à des résultats très satisfaisants et encourageants. Elle révèle la capacité de l'outil numérique développé dans la simulation de l'infusion dans des configurations géométriques relativement complexes et particulièrement son efficacité dans l'identification des défauts de type zones sèches.

Conclusion générale et Perspectives

Le travail développé dans cette thèse est dédié à la simulation numérique des procédés d'infusion. Il tient compte d'une part, du couplage hydromécanique développé entre l'écoulement du fluide et la compressibilité du milieu fibreux et d'autre part, de l'écoulement transverse engendré par l'empilement de plis de différents matériaux et orientations, et notamment s'il y a recours à l'utilisation d'un matériau drainant.

Le premier chapitre a présenté un recueil de généralités sur les matériaux composites et leurs procédés de fabrication. Ces généralités ont permis de cerner le contexte de cette thèse qui porte sur les matériaux composites à matrice organique (CMO). Ensuite, après une brève introduction sur les procédés de mise en œuvre des composites, une description détaillée a été dressée sur les procédés d'infusion. Cette description met l'accent sur les différents phénomènes physiques qui se manifestent lors de ces procédés. Les caractéristiques finales de la structure infusée ont été décrites pour mettre à l'évidence les enjeux auxquels les industriels font face pour déterminer la stratégie d'infusion judicieuse qui permet d'éviter les défauts de fabrication tels que les défauts d'imprégnation.

Le deuxième chapitre fait le point sur des grandeurs physiques qui interviennent dans le couplage hydromécanique dans le contexte des procédés d'infusion. Une étude bibliographique portant sur les modélisations mathématiques de la physique de ces procédés a été présentée. La modélisation du couplage hydromécanique a été formulée à l'échelle macroscopique, en se basant d'une part sur l'équation de la conservation de la masse du fluide dans un VER déformable et sur la loi de Darcy comme loi constitutive, et d'autre part, sur la relation d'équilibre de Terzaghi formulée en 1D et les lois de comportement de la compressibilité et de la perméabilité de la préforme fibreuse.

Le troisième chapitre couvre l'approche de résolution numérique du modèle de couplage hydromécanique que nous avons développé. Cette approche numérique doit être adaptée à la mise en œuvre de structures composites par infusion qui sont généralement minces et de grandes dimensions. Il nécessite par conséquent des outils de calcul moins coûteux et suggère un recours à une modélisation bidimensionnelle avec des éléments coques. Toutefois, l'emploi du drainant dans ces procédés conduit à des écoulements transverses qui ne peuvent pas être prise en compte par un modèle 2D. La stratégie de simulation développée dans cette étude est basée sur une

modélisation 2D par couche et une modélisation 1D entre deux couches superposées. Elle consiste à modéliser les écoulements planaires avec un maillage surfacique et les écoulements transverses à l'aide d'éléments 1D. Cette approche a été validée analytiquement et numériquement dans différents cas d'injection et d'infusion de géométries simples.

Quant à la validation expérimentale de notre modèle, elle nécessite, d'une part, la réalisation des essais d'infusion, et d'autre part, l'identification des lois de comportements des matériaux infusés, à savoir celles de la perméabilité et de la compressibilité du renfort et du drainant. Dans ce cadre, le quatrième chapitre est axé sur la description des méthodes et moyens expérimentaux employés d'une part pour caractériser ces lois de comportements, et d'autre part, pour collecter les résultats expérimentaux des infusions réalisées. Ces résultats expérimentaux concernent à la fois la mesure de l'épaisseur totale de l'empilement et les cinétiques du front au-dessus du drainant (côté de la bêche) et en-dessous de la préforme (côté de l'outillage).

Finalement, le dernier chapitre traite la validation expérimentale du modèle numérique développé. Cette validation a été menée en étudiant trois configurations d'infusion : celle d'une plaque plane, d'une reprise de plis et d'un raidisseur. Cette validation s'appuie sur la comparaison des résultats numériques et expérimentaux de la distribution de l'épaisseur totale de l'empilement et des cinétiques de front.

La confrontation des résultats numériques et expérimentaux du champ de l'épaisseur de l'empilement nous permet de valider le calcul du champ de pression couplé avec la déformation de la préforme fibreuse. Il résulte de cette comparaison que les résultats numériques sont en bon accord avec les mesures expérimentales, avec quelques écarts constatés au voisinage du seuil d'injection. Ces écarts sont liés à la grande sensibilité de la compressibilité dans cette région où le chargement est très faible.

L'évolution de la distribution de l'épaisseur au cours du temps est mesurée à l'aide de moyens de stéréocorrélation d'image. Cette mesure est prélevée sur la bêche mouchetée et correspond à l'épaisseur totale de l'empilement. Or, l'imbrication de la bêche dans le drainant engendre de grandes fluctuations dans les mesures prélevées. Une technique de lissage a été adoptée pour éliminer ces fluctuations et avoir des courbes expérimentales qui correspondent aux sommets des fils du drainant.

La comparaison des cinétiques de fronts simulées et mesurées permet de valider l'algorithme d'avancement du front dans la méthode multicouche. Cette comparaison révèle les principaux paramètres qui pilotent l'avancement du front, et qui sont la perméabilité planaire du drainant

et la perméabilité transverse de la préforme. En effet, le front de fluide s'établit dans le drainant et la préforme avec un décalage de position constant. Ce front, se déplace donc avec une même vitesse dans le drainant et dans la préforme. L'étude de sensibilité réalisée sur le cas de plaque plane révèle que la perméabilité planaire du drainant pilote l'avancement du front alors que la perméabilité transverse de la préforme détermine l'écart entre les positions du front dans la préforme et le drainant. Il a été vérifié que l'écoulement a peu de sensibilité à la variation de la perméabilité planaire de la préforme.

Bien que la perméabilité planaire du drainant soit très influente, son identification reste très difficile pour plusieurs raisons, notamment:

- La mesure de la perméabilité dans le banc 2D doit être réalisée sur une éprouvette épaisse pour négliger les effets de bord. Or, l'empilement de plis de drainant entraînera leur imbrication et conduira par conséquent à une configuration différente de celle du drainant en infusion,
- L'imbrication de la bâche réduit l'espace poral du drainant. Or, cette imbrication n'est pas reproductible !

Par ailleurs, la confrontation des cinétiques numériques et expérimentales du front révèle l'influence de la double échelle de taille des pores sur l'écoulement du fluide. Il est par conséquent nécessaire de considérer cet aspect si l'on veut améliorer la précision de la simulation de l'écoulement transverse.

Après ces validations expérimentales, une application de l'outil numérique sur un cas industriel a été menée. Il s'agit de l'infusion d'un démonstrateur conçu pour présenter les difficultés de remplissage du moule rencontrées en industrie. La simulation de cette application conduit à des résultats numériques très satisfaisants et encourageants, et démontre l'efficacité de la méthode multicouche dans l'identification des défauts type zones sèches. Elle révèle la capacité de l'outil numérique développé dans la simulation de l'infusion dans des configurations géométriques relativement complexes.

De nombreux travaux peuvent être envisagés en perspective :

Développer un modèle qui intègre la prise en compte de la double échelle de tailles de pores dans la modélisation pour améliorer la précision de la prédiction de la cinétique du front.

Développer des lois de comportement de perméabilité et de compressibilité qui tiennent compte de la déformation au drapage (cisaillement plan et flexion au coin de valise)

Intégrer la modélisation des canaux préférentiels,

La prédiction des défauts de remplissage nécessite une modélisation diphasique, la considération des effets capillaires dans les régions partiellement remplies et de la création de bulles d'air. Cette dernière passe par l'intégration d'une modélisation qui traite à la fois, les phénomènes de : formation, compression et transport de ce type de vide en intra et en inter mèches.

Le couplage de l'écoulement avec les phénomènes thermochimiques présente la même difficulté de transport des espèces dans une formulation eulérienne. En effet, une diffusion numérique se développe à chaque pas de temps. Cette diffusion provient du fait que la position des espèces dans un volume de contrôle est inconnue et supposée être exactement sur le nœud.

Et finalement, un calcul de structure 3D de la déformation de la préforme doit être considéré pour les pièces à géométries complexes, en intégrant le comportement élastique non linéaire et viscoplastique.

Bibliographie

- [1] K. M. Youssef, A. J. Zaddach, C. Niu, D. L. Irving et C. C. Koch, «A Novel Low-Density, High-Hardness, High-entropy Alloy with Close-packed Single-phase Nanocrystalline Structures,» *Materials Research Letters*, vol. 3, n° 12, pp. 95-99, 2015.
- [2] F. Laurin, Introduction générale sur les matériaux composites, Aussois, 2011.
- [3] H. Ku, H. Wang, N. Pattarachaiyakoop et M. Trada, «A review on the tensile properties of natural fiber reinforced polymer composites,» *Composites Part B: Engineering*, vol. 42, n° 14, p. 856–873, 2011.
- [4] N. Coackley, «Construction de bateaux de pêche: 2 Construire un bateau de pêche en fibre de verre,» 1993. [En ligne]. Available: <http://www.fao.org/docrep/003/t0530f/T0530F00.htm#TOC>.
- [5] J. Bréard et A. Saouab, «Numerical Simulation of Liquid Composite Molding Process,» *Revue Européenne des Éléments*, vol. 14, n° 16-7, pp. 841-865, 2005.
- [6] infuture, «infuture.it,» [En ligne]. Available: <http://infuture.it/vacuum-resin-infusion-process/>.
- [7] N. Montez et F. Sanchez, «A new computational tool for liquid composite moulding process design based on configuration spaces,» *Composites Part A*, vol. 41, n° 11, pp. 58-77, 2010.
- [8] Diatex, «Diatex.fr,» [En ligne]. Available: <http://www.diatex.fr/-INFUPLEX-.html>.
- [9] Q. Chen, Simulation de la mise en forme des matériaux composites à fibres continues et à matrice thermoplastique. Thèse de doctorat, Le Havre: Université du Havre, 2010.
- [10] J. Bréard, M. A. Ben Abdelwahed, Y. Wielhorski, L. Bizet, C. H. Park, T. Ouahbi et A. Saouab, Mécanisme d'imprégnation en milieux fibreux. Application à la mise en œuvre des composites, Aussois: MECAMAT, 2011.

- [11] Y. Nawab, C. H. Park, A. Saouab, R. Agogué et P. Beauchêne, «Modeling the Residual Stress in Woven Thermoset Composites Parts for Aerospace Applications Using Finite Element Methods,» *Advanced Materials Research*, vol. 1099, pp. 32-36, 2015.
- [12] H. Schoeller, *Hydrogéologie*, Paris: Ecole nationale Supérieure du Pétrole, 1955.
- [13] Y. Ledru, *Etude de la porosité dans les matériaux composites stratifiés aéronautiques*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2009.
- [14] L. Bizet, *Analyse d'un renfort à fibres pour matériaux composites. Microstructure et perméabilité*. Thèse de doctorat, Le Havre: Université du Havre, 2004.
- [15] Q. T. Nguyen, E. Vidal-Sallé, P. Boisse, C. H. Park, A. Saouab, J. Bréard et G. Hivet, «Mesoscopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction,» *Composites Part B*, vol. 44, p. 231–241, 2013.
- [16] S. Whitaker, «Diffusion and dispersion in porous media,» *American Institute of Chemical Engineers Journal*, vol. 13, pp. 420-427, 1967.
- [17] T. Ouahbi, *Modélisation du couplage Hydro-Mécanique en milieux fibreux déformable, application aux procédés de mise en oeuvre des matériaux composites*. Thèse de doctorat., Université du Havre, 2008.
- [18] T. Ouahbi, A. Saouab, J. Breard, P. Ouagne et S. Chatel, «Modelling of Hydro-Mechanical Coupling in Infusion Processes,» *Composites Part A*, vol. 38, n° 17, pp. 1646-1654, 2007.
- [19] J. Dupuit, *Etudes théoriques et pratiques sur le mouvement des eaux dans les canaux découverts et à travers les terrains perméables*, Paris: Dunod, 1863.
- [20] G. J. Hirasaki, «Flow and transport in porous media I. Geology, chemistry and physics of fluid transport. Chapter 4: Volumetric flux: Darcy's law.,» 2000. [En ligne]. Available: <http://www.owl.net.rice.edu/~ceng571/notes.htm>.
- [21] H. Darcy, *Les Fontaines Publiques de la Ville de Dijon*, Paris: Dalmont, 1856.

- [22] J. J. Salas, H. López et M. B., «An analysis of a mixed finite element method for a Darcy–Forchheimer model,» *Mathematical and Computer Modelling*, vol. 57, n° 19-10, p. 2325–2338, 2013.
- [23] A. Dereims, simulation industrielle des procédés d’élaboration de pièces composites par infusion de résine : couplage fluide / solide poreux très faiblement perméable en grandes déformations. Thèse de doctorat, Saint-Etienne: Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2013.
- [24] P. C. Carman, «Fluid Flow through Granular Beds,» *Transaction of the American Institute of Chemical Engineers*, vol. 15, pp. 150-166, 1937.
- [25] J. Kozeny, Über kapillare Leitung des Wassers im Boden - Aufstieg, Versickerung und Anwendung auf die Bewässerung, Wien: Sitzungsberichte der Akademie der Wissenschaften, 1927.
- [26] E. Guyon, J. P. Hulin et L. Petit, «Hydrodynamique Physique,» *Savoirs Actuels-Ed. du CNRS*, Vols. 1 sur 2- ISBN 2-7296-0255-0, 1991.
- [27] B. R. Gebart, «Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM,» *Journal of Composites Materials*, vol. 26, n° 18, pp. 1100-1133, 1992.
- [28] T. G. Gutowski, Z. Cai, S. Bauer, D. Boucher, J. Kingery et S. Wineman, «"Consolidation Experiments for Laminate Composites,"» *Journal of Composite Materials*, vol. 21, pp. 650-669, 1987.
- [29] R. Agogué, Analyse expérimentale et numérique de la fabrication de pièces composites par le procédé RTM. Thèse de doctorat, Orléans: Université d'Orléans, 2011.
- [30] A. Berdichevski et Z. Cai, «Preform permeability predictions by selfconsistent method and finite element simulation,» *Polymer Composites*, vol. 14, n° 12, pp. 132-143, 1993.
- [31] B. Laine, «Influence des déformations d’un renfort fibreux sur la perméabilité : modélisations et expériences. Thèse de doctorat,» ParisTech Arts et Métiers, 2008.

- [32] R. Torres-Carrot, «Estimación de la permeabilidad 3D de los refuerzos tejidos en la fabricación de piezas en materiales compuestos mediante Modelo por Transferencia de Resina. Thèse Doctorale,» Universidad Politecnica de Valencia, 2004.
- [33] F. A. L. Dullien, *Porous Media: Fluid Transport and Pore Structure*, N.Y. London Toronto: Academic Press, 1979.
- [34] G. Cazaux, L. Bizet, J. Bréard, M. Gomina, E. Syerko, S. Comas-Cardona, C. Binetruy et G. Orange, «Permeability enhancement with different glass fiber quasi-UD structure arrangements for RTM-TP process,» chez *Conference: 20th International Conference on Composite Materials*, Copenhagen - Denmark, 2015.
- [35] T. S. Lundström, «The permeability of non-crimp stitched fabrics,» *Composites Part A*, vol. 31, n° 112, pp. 1345-1353, 2000.
- [36] C. Lekakou, S. Edwards, G. Bell et S. C. Amico, «Computer modelling for the prediction of the in-plane permeability of non-crimp stitch bonded fabrics,» *Composites Part A*, vol. 37, n° 16, pp. 820-825, 2006.
- [37] R. Fournier, *Optimisation et modélisation du procédé RTM. Thèse de doctorat,* Sofia-Antipolis: Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2003.
- [38] B. Verleye, *Computation of the permeability of multi-scale porous media with application to technical textiles. These de doctorat*, Leuven: Katholieke Universiteit Leuven, 2008.
- [39] M. A. A. Spaid et F. R. Phelan Jr, «Modeling void formation dynamics in fibrous porous media with the lattice Boltzmann method,» *Composites Part A*, vol. 29, n° 17, p. 749–755, 1998.
- [40] E. B. Belov, S. V. Lomov, I. Verpoest, T. Peters, D. Roose, R. S. Parnas, K. Hoes et H. Sol, «Modelling of permeability of textile reinforcements: lattice Boltzmann method,» *Composites Science and Technology*, vol. 64, n° 17-8, p. 1069–1080, 2004.
- [41] A. Trameçon, P. De Luca, C. Binetruy et J. Kuhnert, «FINITE POINTSET METHOD (FPM): A MESHFREE APPROACH FOR INCOMPRESSIBLE FLOW SIMULATIONS APPLIED TO COMPOSITE MATERIALS,» chez *The 8th*

International Conference on Flow Processes in Composite Materials (FPCM8), Douai, FRANCE, 2006.

- [42] J. Verrey, V. Michaud et J. A. E. Manson, «Dynamic capillary effects in liquid composite moulding with non-crimp fabrics,» *Composites Part A*, vol. 37, n° 11, p. 92–102, 2006.
- [43] J. Bréard, A. Saouab et G. Bouquet, «Numerical simulation of void formation in LCM,» *Composites Part A*, vol. 34, n° 16, p. 517–523, 2003.
- [44] K. Terzaghi, *Theoretical Soil Mechanics*, New York: John Wiley and Sons, 1943.
- [45] O. Coussy, *Poromechanics*, West Sussex PO19 8SQ, England: John Wiley & Sons Ltd, 2004.
- [46] T. Tran, S. Comas-Cardona, N. E. Abriak et C. Binetruy, «Unified microporomechanical approach for mechanical behavior and permeability of misaligned unidirectional fiber reinforcement,» *Composites Science and Technology*, vol. 70, n° 19, p. 1410–1418, 2010.
- [47] G. Goulley, *Étude des écoulements dans les procédés d'injection de résine sur renfort*. Thèse de doctorat, Lille: Université Lille1, 1995.
- [48] B. Chen et T. Chou, «Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite moulding processes: single layer deformation,» *Composites Science and Technology*, vol. 59, n° 110, pp. 1519-1526, 1999.
- [49] S. Bickerton, M. J. Buntain et A. A. Somashekar, «The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms,» *Composites Part A*, vol. 34, n° 15, p. 431–444, 2003.
- [50] P. Kelly, R. Umer et S. Bickerton, «Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes,» *Composites Part A*, vol. 37, n° 16, pp. 868-873, 2006.
- [51] B. Chen et T. W. Chou, «Compaction of woven-fabric preforms: nesting and multi-layer deformation,» *Composites Science and Technology*, vol. 60, n° 112-13, pp. 2223-2231, 2000.

- [52] C. Binétruy, «Physique du moulage des composites avancés : aspects théoriques,» *Techniques de l'ingénieur*.
- [53] N. L. Han, S. S. Suh, J. M. Yang et H. T. Hahn, «Resin film infusion of stitched stiffened composite panels,» *Composites Part A*, vol. 34, n° 13, pp. 227-236, 2003.
- [54] R. Umer, S. Bickerton et A. Fernyhough, «Modelling the application of wood fibre reinforcements within liquid composite moulding processes,» *Composites Part A*, vol. 39, n° 14, p. 624–639, 2008.
- [55] M. K. Kang, W. I. Lee et H. T. Hahn, «Analysis of vacuum bag resin transfer molding process,» *Composites Part A*, vol. 32, n° 111, p. 1553–1560, 2001.
- [56] E. A. Kempner, Process simulation for manufacturing of thick composites. Thèse de doctorat, Los Angeles: University of California, 1997.
- [57] S. Toll et J. A. E. Manson, «An analysis of the compressibility of fiber assemblies,» *Proceeding of the sixth International Conference on Fiber-Reinforced Composites, Institute of Materials, Newcastle upon Tyne, UK*, p. 25/1–25/10, 1994.
- [58] R. Gauvin, P. Clerk, Y. Lemenn et F. Trochu, «Compaction and creep behavior of glass reinforcement for liquid composites molding.,» *ASM/EDS Advanced Composites Conference (Dearborn, Michigan), Proceedings*, pp. 357-367, 1994.
- [59] B. W. Grimsley, Characterization of the Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process for Fabrication of Aerospace Composites. Thèse de doctorat, Blacksburg, Virginia: Virginia Polytechnic Institute and State University, 2005.
- [60] C. H. Park et A. Saouab, «Analytical modeling of composite molding by resin infusion with flexible tooling: VARI RFI processes,» *Journal of Composite Materials*, vol. 43, n° 118, p. 1877–1900, 2009.
- [61] Y. S. Song, «Mathematical analysis of resin flow through fibrous porous media,» *Applied Composite Materials*, vol. 13, n° 15, p. 335–343, 2006.

- [62] S. Lopatnikov, S. P. J. J. Gillespie et S. G. Advani, « A closed form solution to describe infusion of resin under vacuum in deformable fibrous porous media,» *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, vol. 12, n° 13, p. 191–204, 2004.
- [63] M. J. Tari, J. P. Imbert, M. Y. Lin, A. S. Lavine et H. T. Hahn, «Analysis of Resin Transfer Molding With High Permeability Layers,» *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 120, pp. 609-616, 1998.
- [64] K. T. Hsiao, R. Mathur, S. G. Advani, J. W. Gillespie Jr. et B. K. Fink, «A Closed Form Solution for Flow During the Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process,» *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 122, pp. 463- 475, 2000.
- [65] R. Mathur, D. Heider, C. Hoffmann, J. W. Gillespie jr., S. G. Advani et B. K. Fink, «Flow Front Measurements and Model Validation in the Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process,» *Polymer Composites*, vol. 22, n° 14, pp. 477-490, 2001.
- [66] Y. S. Song et J. R. Youn, «Modeling of Resin Infusion in Vacuum Assisted Resin Transfer Molding,» *Polymer composites*, vol. 29, pp. 390-395, 2008.
- [67] F. Trochu et R. Gauvin, «Limitations of a Bounday Fitted Finite Difference Method for the Simulation of the Resin Transfer Molding Process,» *Journal of Reinforces Plastics and Composites*, vol. 11, pp. 772-786, 1992.
- [68] J. A. Acheson, P. Simacek et S. G. Advani, «The implications of fiber compaction and saturation on fully coupled VARTM simulation,» *Composites Part A*, vol. 35, p. 159–169, 2004.
- [69] N. C. Correia, F. Robitaille, A. C. Long, C. D. Rudd, P. Simacek et S. G. Advani, «Analysis of the vacuum infusion moulding process: I. Analytical formulation,» *Composites Part A*, vol. 36, p. 1645–1656, 2005.
- [70] J. F. A. Kessels, A. S. Jonker et R. Akkerman, «Fully 2 ½ D flow modeling of resin infusion under flexible tooling using unstructured meshes and wet and dry compaction properties,» *Composites Part A*, vol. 38, pp. 51-60, 2007.
- [71] M. K. .. UM et W. I. Lee, «A Study on the Mold Filling Process in Resin Transfer Molding,» *Polymer Engineering and Science*, vol. 31, pp. 765-771, 1991.

- [72] Y. E. Yoo et W. I. Lee, «Numerical Simulation of Resin Transfer Molding Filling Process Using Boundary Element Method,» *Polymer Composites*, vol. 17, pp. 368-374, 1996.
- [73] R. GANTOIS, «Contribution à la modélisation de l'écoulement de résine dans les procédés de moulage des composites par voie liquide. Thèse de doctorat,» Université Toulouse III - Paul Sabatier, Toulouse, 2012.
- [74] M. K. Kang, W. I. Lee et H. T. Hahn, «Analysis of vacuum bag resin transfer molding process,» *Composites Part A*, vol. 32, pp. 1553-1560, 2001.
- [75] C. Dong, «An Equivalent Medium Method for the Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process Simulation,» *Journal of Composite Materials*, vol. 40, n° 113, pp. 1193-1213, 2006.
- [76] V. M. A. Calado et S. G. Advani, «Effective average permeability of multi-layer preforms in resin transfer molding,» *Composites Science and Technology*, vol. 56, n° 15, p. 519-531, 1996.
- [77] R. Chen, C. Dong, Z. Liang, C. Zhang et B. Wang, «Flow Modeling and Simulation for Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process With the Equivalent Permeability Method,» *Polymer Composites*, vol. 25, n° 12, pp. 146-164, 2004.
- [78] M. K. Yoon et D. F. Dolan, «Homogenous Modeling of VARTM Processes with Hybrid Layered Media,» *Journal of Composite Materials*, vol. 42, n° 18, pp. 805-824, 2008.
- [79] S. G. Advani et P. Simacek, «LIMS-5.0 User Manual,» Center for Composite Materials, University of Delaware, Delaware, 2002.
- [80] K. Han, S. Jiang, C. Zhang et B. Wang, «Flow modeling and simulation of SCRIMP for composites manufacturing,» *Composites Part A*, vol. 31, p. 79-86, 2000.
- [81] M. K. Kang et W. I. Lee, «A Dual-Scale Analysis of Macroscopic Resin Flow in Vacuum Assisted Resin Transfer Molding,» *Polymer Composites*, vol. 25, n° 15, p. 510-520, 2004.
- [82] R. S. Parnas et S. M. Walsh, «Vacuum-Assisted Resin Transfer Molding Model,» *Polymer Composites*, vol. 26, p. 477-485, 2005.

- [83] P. Celle, Couplages fluide / milieu poreux en grandes déformations pour la modélisation des procédés d'élaboration par infusion. Thèse de doctorat, Saint-Etienne: Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2006.
- [84] C. Hirt et B. Nichols, «Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries,» *Journal of Computational Physics*, vol. 39, n° 11, p. 201 – 225, 1981.
- [85] M. Kang et W. Lee, «A flow front refinement technique for the numerical simulation of the resin transfer molding process,» *Composites Science and Technology*, vol. 59, n° 111, pp. 1663-1674, 1999.
- [86] M. K. Yoon et D. F. Dolan, «Homogenous Modeling of VARTM Processes with Hybrid Layered Media,» *Journal of Composite Materials*, vol. 42, n° 108, pp. 805-824, 2008.
- [87] J. Bréard, Matériaux composites à matrice polymère : Modélisation numérique de la phase de remplissage du procédé R.T.M. et détermination expérimentale de la perméabilité d'un renfort fibreux. Thèse de doctorat, Le Havre: Université du Havre, 1997.
- [88] J. Bréard, A. Saouab et G. Bouquet, «Permeability measurement of matrix polymer composite reinforcement materials,» *The European Physical Journal Applied Physics, Section Physics & Mechanics of Fluids. (A merger of Journal de Physique III and Microscopy Microanalysis Microstructures)*, vol. 1, n° 12, pp. 269-279, 1998.
- [89] J. Bréard, A. Saouab et G. Bouquet, «Dependance of the Reinforcement Anisotropy on a Three Dimensional Resin Flow Observed by X-Ray Radioscopy,» *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 18, n° 19, pp. 814-826, 1999.
- [90] X. Xiao, J. Hu, T. Hua, X. Zeng et A. Long, «Through-thickness air permeability of woven fabric under low pressure compression,» *Textile Research Journal*, vol. 0, n° 10, pp. 1-11, 2015.
- [91] M. Y. Yoon, J. Baidoo, J. J. W. Gillespie et D. Heider, «Vacuum Assisted Resin Transfer Molding (VARTM) Process Incorporating Gravitational Effects: A Closed-form Solution,» *Journal of Composite Materials*, vol. 39, n° 124, pp. 2227-2242, 2005.

- [92] P. Badel, E. Vidal-Sallé, E. Maire et P. Boisse, «Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at mesoscopic scale,» *Composites Science and Technology*, vol. 68, n° 112, p. 2433–2440, 2008.

Résumé :

L'objectif de ce travail est de contribuer à la modélisation du couplage hydromécanique, existant entre la déformation de la préforme fibreuse et l'écoulement de la résine, et par la suite à la simulation des procédés d'infusion.

La méthode de résolution numérique déployée dans ce cadre est de type éléments finis avec volumes de contrôles (CVFEM) formulée en 2D½. Une nouvelle approche de modélisation de procédé d'infusion est proposée. Dans cette méthode, nous avons introduit des éléments 1D qui traduisent l'écoulement transverse. Cette approche permet de surmonter la difficulté numérique relative à l'usage des éléments finis volumiques pour un calcul 3D, notamment pour simuler la mise en œuvre des pièces industrielles de grandes dimensions. Le modèle fait appel à des lois de comportements caractérisées expérimentalement et qui permettent de tenir compte de l'évolution de la perméabilité et la compressibilité du milieu fibreux au cours de l'infusion.

Diverses confrontations entre le modèle numérique proposé, des méthodes analytiques et expérimentales ont été menées. Une application du modèle dans la simulation de l'infusion d'un démonstrateur industriel de géométrie complexe est également réalisée. Les résultats obtenus sont très encourageants et révèlent l'efficacité de l'outil développé dans la simulation du procédé d'infusion.

Mots clés : Composite / Procédé d'infusion / Couplage hydromécanique / Modélisation / CVFEM multicouche / Caractérisation expérimentale

Abstract :

The aim of this work is to model the hydromechanical coupling that exists between the preform compressibility and the resin flow in order to simulate the infusion processes.

The numerical method used in this study is based on the Control Volume Finite Elements Method (CVFEM) in 2D½. A new modelling approach of the infusion process is proposed. In this method, we introduced 1D elements to include through-the-thickness flow. This approach allows to reduce the computational time in comparison with full 3D modelling, especially in the simulation of industrial part infusion with large dimensions. The developed model is alimented by behavior laws that we characterized experimentally. These laws allow to take into account the evolution of the permeability and the compressibility of the fibrous medium during the infusion.

We validated our model by comparing its results with analytical and experimental data. Additionally, an application of this simulation approach has been carried out to simulate the infusion of an industrial demonstrator with complex geometry. These comparisons show a good agreement between numerical and experimental results and reveal the efficiency of the developed tool in the infusion process simulation.

Key words : Composite / Infusion process / Hydromechanical coupling / Modelling / multilayer CVFEM / Experimental characterization