UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS DE MISE EN ŒUVRE DE RENFORTS FIBREUX INTERLOCK TRIDIMENSIONNELS

NICOLAS VERNET

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR

(GÉNIE MÉCANIQUE)

DÉCEMBRE 2013

© Nicolas Vernet, 2013.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée:

ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS DE MISE EN ŒUVRE DE RENFORTS FIBREUX INTERLOCK TRIDIMENSIONNELS

présentée par : VERNET Nicolas

en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiae Doctor

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

M. RUIZ Eduardo Antonio Julian, Ph. D., président

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

M. CHAPUIS Robert P., D.Sc.A., membre

Mme DUBÉ Martine, Ph. D., membre

DÉDICACE

À mes parents

et à Aline

REMERCIEMENTS

Je souhaite remercier en premier lieu mon directeur de thèse, le professeur François Trochu, pour m'avoir permis d'effectuer ce travail de recherche sous sa supervision. Son soutien, sa vision globale ainsi que ses nombreuses suggestions ont contribué au bon déroulement de ce projet. Je tiens à remercier également le professeur Eduardo Ruiz pour son optimisme et sa confiance. J'ai particulièrement apprécié les conseils dispensés entre deux portes pendant toute la durée de cette thèse.

J'ai eu la chance d'avoir des collègues de travail dynamiques et enthousiastes pendant toute la durée de ce travail de recherche, je remercie donc Farida Bensadoun, Catherine Billote, Alex Bourgeois, Philippe Causse, Cristian Demaria, Amir Ershad Fanaei, Alex Ferreira, Roland Fotsing, Christian-Charles Martel, Laura Mouret, Cédric Pupin, Christophe Ravey, Joffrey Renaud, Mouhcine Rifay, Matthieu Sola et Paul Trudeau. Je souhaite particulièrement remercier Julian Gutierrez et François Lebel avec qui les échanges ont toujours apporté leurs lots de questions et de remises en question.

Finalement, je souhaite remercier toutes les personnes de Safran pour leur soutien lors de la réalisation de cette thèse : Christian Budnik, Erwan Camus, Bruno Dambrine, Thierry Godon, Patrick Henrat, Pauline Marchal-Max et Antoine Phelippeau.

RÉSUMÉ

Les matériaux composites sont à l'heure actuelle très utilisés pour fabriquer des pièces à haute performance. Ils remplacent de plus en plus fréquemment les alliages métalliques dans les pièces structurales. On les retrouve dans des domaines variés tels que l'automobile, l'aéronautique ou encore le nautisme. Un des principaux avantages de ce type de matériau est qu'il existe un très grand nombre de combinaisons possibles de ses constituants afin de répondre au mieux aux sollicitations mécaniques et thermiques auxquelles une pièce peut être soumise. Il est ainsi possible de combiner un renfort à base organique ou inorganique possédant une architecture tissée, piquée ou encore tricotée avec une matrice, elle aussi organique ou inorganique, possédant des propriétés physico-chimiques compatibles avec les fibres. Il est cependant nécessaire d'avoir une bonne connaissance de chacun des deux constituants afin d'obtenir les propriétés désirées, particulièrement dans le cas des procédés de fabrication par moulage liquide (LCM).

Un des objectifs poursuivis dans la chaire de recherche Safran est d'améliorer la connaissance des propriétés de mise en œuvre des fibres et de la résine lors des différentes phases de fabrication de cette famille de procédés. Cette thèse s'inscrit dans cette direction en s'intéressant à deux de ces étapes : le préformage des renforts et l'injection de résine à travers les fibres. Elle se concentre en particulier sur le comportement des renforts en compaction et leur perméabilité. Ce projet de recherche a donc été divisé en deux grandes parties : (1) l'étude de la compaction de divers renforts fibreux (mat, renforts 2D et tissés 3D) ; (2) la mesure et la modélisation de la perméabilité des renforts 3D interlock. Chacune de ces parties a fait l'objet de deux articles divisant ainsi la thèse en quatre sections.

Dans la première section de cette thèse, le comportement en compaction des renforts fibreux ainsi que l'influence de certains paramètres de mise en forme (par exemple la vitesse de compaction) sur ce comportement ont été étudiés. Ainsi, trois renforts 2D possédant une architecture très différente et trois renforts 3D avec des patrons de tissage distincts ont été compressés à l'aide de plateaux parallèles fixés sur une machine de traction-compression. L'influence de la vitesse de

déplacement des plateaux, du nombre de couches de renfort, du taux de fibres et de la lubrification sur le comportement en compaction ont été considérés lors des essais. Les résultats obtenus ont révélé qu'il est difficile de modéliser le comportement des différents renforts étudiés considérés en ne considérant qu'une seule approche théorique. On a donc décidé de favoriser la caractérisation expérimentale en proposant une méthodologie afin de réduire au maximum le nombre d'essais en laboratoire. L'utilisation du krigeage, une méthode d'interpolation multidimensionnelle, paraissait adaptée à cet objectif. Deux applications du krigeage ont été présentées en particulier. Le krigeage paramétrique a permis d'interpoler directement les courbes de compaction afin d'enrichir la gamme des paramètres testés, tandis que le krigeage géométrique a permis d'améliorer les prédictions obtenues à partir des modèles de compaction existants. Les résultats de cette étude montrent que l'on peut réduire de manière significative le nombre d'essais nécessaires pour caractériser la compaction d'un renfort fibreux.

Dans la deuxième section du projet de recherche, le comportement en compaction de cinq renforts 3D interlock a été étudié expérimentalement dans le but d'établir un modèle pour ce type de tissu particulier. La première interprétation des essais en laboratoire a permis de mettre en lumière la complexité de ce comportement. En effet, il est apparu difficile d'appréhender les phénomènes gouvernant la compaction de ces renforts. De plus, le manque d'informations quant aux déformations subies par les renforts rend délicat l'établissement d'un lien entre la structure des tissus et les courbes expérimentales obtenues. Une analyse microscopique de ces déformations a donc été effectuée afin de recueillir des données telles que l'aplatissement et l'élargissement des mèches, le changement de leur ondulation ou encore leur taux de fibres. Il est apparu lors de l'analyse de ces données que l'écrasement et la flexion des mèches sont les principaux phénomènes qui gouvernent la compaction d'un renfort 3D. L'hypothèse que ces deux phénomènes sont prépondérants sur les autres a donc été établie afin de réduire la complexité du modèle. Les données recueillies ont ensuite permis de formuler ce modèle à partir de l'hypothèse précédente. La bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les calculs a montré que le comportement en compaction de ce type de renfort peut effectivement être modélisé de manière cohérente.

La suite de cette thèse a été consacrée à l'étude de la perméabilité des renforts tissés 3D interlock. Le but du travail réalisé dans la troisième section est de modéliser cette perméabilité en fonction de l'architecture des renforts, puis de comparer les résultats obtenus avec des mesures effectuées dans le plan et à travers l'épaisseur de ces mêmes renforts. Le modèle de perméabilité développé repose sur la description géométrique de chaque architecture. Ainsi, la première partie du modèle s'attache à calculer la déformation des mèches lors de la compaction des renforts dans le but d'obtenir la taille des espaces inter-mèches, aussi appelés macropores, et leur distribution. Ensuite, à partir des données précédentes, la deuxième partie du modèle évalue la perméabilité des renforts. Pour cela, on calcule dans un premier temps la perte de charge liée à la circulation d'un liquide à l'intérieur des macropores. Dans un deuxième temps, la contribution correspondant à l'écoulement dans les pores situés à l'intérieur des mèches, nommés micropores, est prise en compte par l'intermédiaire d'un modèle de saturation du renfort en liquide. Finalement, la combinaison des écoulements micro et macroscopiques permet d'obtenir la perméabilité des renforts 3D. La bonne correspondance obtenue entre les prédictions et les résultats expérimentaux a permis de faire une première validation du modèle.

L'objectif de la dernière section de cette thèse est de compléter la validation du modèle de perméabilité précédent. Pour cela, une analyse quantitative de la taille des macropores à l'intérieur d'échantillons composites fabriqués à partir de ces mêmes renforts 3D a été réalisée à l'aide d'un microscope. L'écart-type sur les valeurs mesurées est apparu suffisamment faible pour que les différences entre elles soient significatives. La taille et la distribution des macropores ont ainsi pu être reliées aux paramètres de tissage des renforts dans la plupart des cas étudiés. Les données recueillies ont été utilisées en entrée de la deuxième partie du modèle pour calculer la perméabilité des renforts dans le but de comparer les résultats obtenus avec les prédictions directes et avec les valeurs expérimentales. Le bon accord constaté entre le calcul et l'expérience a pu être amélioré comparativement à la prédiction directe. Ceci a donc apporté une validation supplémentaire au modèle prédictif de la perméabilité des renforts tissés 3D interlock.

ABSTRACT

Composite materials are increasingly used to design high-performance parts and replace metallic alloys in various fields such as automotive, aerospace and marine. One advantage of this type of material lies in the large number of possible combinations of fibers and polymer matrices to respond to mechanical and thermal stresses. It is possible to combine an organic or inorganic reinforcement organized with a woven, stitched or knitted architecture with an organic or inorganic matrix having physicochemical properties compatible with the fibers. However, it is necessary to have a good knowledge of both components to obtain the desired properties, especially in the case of processes such as Liquid Composite Molding (LCM).

One of the objectives of the Safran research chair is to improve the knowledge of the fiber and resin properties during the different processing stages. This thesis focuses on two of these stages: the preforming of the fibrous reinforcement and the resin injection through the fiber bed. Two properties of the fibrous reinforcement are intimately related to these two stages of the fabrication process: the compaction behavior and permeability. This investigation is thus divided in two parts: (1) the study of the compaction behavior of various fibrous reinforcements (mat, 2D and 3D fabrics); (2) the permeability measurement and modeling of 3D interlock fabrics. Each part has been separated following two different goals, dividing the thesis in four sections.

The first goal was to improve the understanding of the compaction behavior of the fibrous reinforcements. Firstly, three 2D reinforcements of different architectures and three 3D fabrics with distinct weaving patterns have been compressed using parallel plates mounted on a tension-compression machine. The influence of the closing speed of the plates, the number of reinforcement layers, the fiber density and the lubrication of the fibers on the compaction behavior were considered during the tests. The results obtained experimentally revealed that it is difficult to model the compaction of these different reinforcements considering a unified framework. It was therefore proposed to retain the experimental approach rather than using models to obtain future results. Thus, it was decided to minimize the amount of laboratory tests

required to obtain a complete compaction characterization of each reinforcement. The use of kriging, a multidimensional interpolation method, seemed adequate to achieve this goal. Two approaches were especially developed: the first one based on the parametric kriging allowed interpolating the compaction curves directly in the range of the process parameters considered; the second one used the geometric kriging to improve the predictions obtained from existing compaction models. The results of this study show that the number of test necessary to characterize the compaction behavior of fibrous reinforcements can be significantly reduced using the approach considered.

The second goal of this thesis is to study the compaction behavior of five 3D interlock fabrics in order to establish a model. The first interpretation of the experimental results highlights the complexity of this behavior. Indeed, it is difficult to identify the various phenomena governing compaction. Moreover, the lack of information regarding reinforcement deformations makes it difficult to establish a link between the experiments and the architecture of the fabric. A microscopic analysis of the fabric deformation was thus performed in order to collect data such as the flattening of the tows, the change of their undulation and their fiber volume fraction. It appeared in the data analysis that tow flattening and bending are the main phenomena occurring during compaction. The experimental data were then used to construct a model based on the hypothesis that tow flattening and bending are predominant over other phenomena. Results obtained from this model have an excellent correlation with experiments.

The third part is devoted to the study of the permeability of these interlock fabrics in order to develop an analytical predictive model. Firstly, the permeability was measured experimentally in the plane and the through the thickness of each 3D fabric. Then, a predictive model based on the geometric description of the fibrous reinforcements was created for two purposes: (1) calculate the deformation of the tows in each reinforcement after compaction in order to obtain the size of inter-tow spaces, also called macropores, and their distribution; (2) create a predictive permeability model to calculate the pressure drop associated to the liquid flow through the macropores. In this second puspose, the contributions of the flow to the pores inside the tows, called micropores, are also taken into account through a model of liquid saturation. The

combination of these two flows in the predicted porous geometry provides the permeability of each 3D reinforcement. The good correspondence obtained between the predictions and the experimental results provided a first validation of the model.

The goal of the last part of this investigation was to further validate the previous permeability model. Instead of predicting the reinforcement deformed architecture, a quantitative analysis of the macropore size in composite specimens reinforced by the 3D interlock fabrics considered was performed with a microscope. The standard deviation of the measured values was low enough to interpret the results in a meaningful way. Thus, the size and distribution of macropores could be related to the fabric architecture. Then, the collected data were used as an input in the second part of the model to calculate the permeability of the fibrous reinforcements in order to compare with the direct predictions and the experimental values. The correlation between the calculation and the experiments was improved, which completes the validation of the model.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VIII

TABLE DES MATIÈRES XI

LISTE DES ANNEXES XVI

LISTE DES TABLEAUX XVII

LISTE DES FIGURES XVIII

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XXV

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE 7

1.1 Architecture des renforts fibreux 7

1.1.1 Description des différents renforts 2D 8

1.1.2 Description des différents renforts 3D 13

1.2 Compaction des renforts fibreux 17

1.2.1 Modélisations analytiques et phénoménologiques 19

1.2.2 Modélisations numériques 27

1.3 Écoulement dans les renforts fibreux 33

1.3.1 Modélisation de la perméabilité des renforts fibreux à une échelle de porosité 37

1.3.2 Modélisation de la perméabilité des renforts fibreux à deux échelles de porosité 41

1.4 Conclusion de la revue de littérature 49

CHAPITRE 2 ARTICLE 1: EXPERIMENTAL INVESTIGATION AND MODELING OF THE COMPACTION BEHAVIOR OF FIBROUS REINFORCEMENTS BY DUAL KRIGING. 50

2.1 Abstract 50

2.2 Introduction 51

2.3 The viscoelastic behavior of engineering textiles 53

2.3.1 Previous observations 53

2.3.2 Previous analytical models 54

2.4 Description of the compaction and relaxation experiments 56

2.4.1 Materials 56

2.4.2 Experimental setup 57

2.4.3 Procedure for dry samples 57

2.4.4 Procedure for wet samples 58

2.5 Experimental results 60

2.5.1 Continuous filament mat 60

2.5.2 Non-crimp stitched fabric 62

2.5.3 3D interlock fabrics 65

2.6 Kriging 67

2.6.1 Theoretical background 68

2.6.2 Parametric kriging of compaction and relaxation experiments 71

2.6.3 Geometric kriging applications 74

2.7 Conclusion 77

2.8 Acknowledgements 78

2.9 Appendix 78

2.10 References 81

CHAPITRE 3 ARTICLE 2: ANALYSIS AND MODELING OF 3D INTERLOCK FABRIC COMPACTION BEHAVIOR 85

3.1 Abstract 85

3.2 Introduction 86

3.3 Description of experiments 88

3.3.1 Fabric specifications 88

3.3.2 Compaction tests 91

3.3.3 Fabrication setup 92

3.3.4 Microscopic analysis 93

3.4 Analysis of fabric compaction behavior 95

3.4.1 Influence of the warp/weft ratio 95

3.4.2 Influence of the size of the fiber tows 99

3.4.3 Influence of the weaving pattern 102

3.5 Modeling of compaction 105

3.5.1 Contribution of tow flattening 105

3.5.2 Contribution of tow bending 109

3.5.3 Compaction model 110

3.5.4 Relaxation model 112

3.6 Conclusion 114

3.7 Acknowledgements 114

3.8 References 115

CHAPITRE 4 ARTICLE 3: IN-PLANE AND THROUGH-THICKNESS PERMEABILITY MODELS FOR THREE-DIMENSIONAL INTERLOCK FABRICS 117

4.1 Nomenclature 117

4.2 Abstract 119

4.3 General introduction 119
4.4 Description of experiments 123
4.4.1 Fabric specifications 123
4.4.2 Permeability measurement 124
4.5 Calculation of the pore size and distribution 127
4.5.1 Fiber tow dimensions 128
4.5.2 Pore dimensions 131
4.5.3 Number of pores 134
4.5.4 Tortuosity and length of the pores 135
4.6 Permeability modeling 139
4.6.1 Permeability calculation 139
4.6.2 Results 145
4.7 Conclusion 151
4.8 Acknowledgements 151
4.9 Appendix 152
4.10 References 154
CHAPITRE 5 ARTICLE 4: ANALYSIS OF MACRO-PORE SIZE IN THREE-DIMENSIONAL INTERLOCK FABRICS AND VALIDATION OF A PREDICTIVE PERMEABILITY MODEL 158
5.1 Abstract 158
5.2 General introduction 159
5.3 Description of experiments 161
5.3.1 Fabric specifications 161
5.3.2 Fabrication setup 163
5.3.3 Microscopic analysis 164

5.4 Observation of pore size and distribution 166
5.4.1 In-plane pore dimensions 168
5.4.2 Through-thickness pore dimensions 177
5.5 Permeability calculation 182
5.5.1 In-plane permeability 183
5.5.2 Through-thickness permeability 184
5.5.3 Model sensitivity 185
5.5.4 In-plane permeability 187
5.5.5 Through-thickness permeability 189
5.6 Conclusion 189
5.7 Acknowledgements 190
5.8 References 190
CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE 193
6.1 Compaction des renforts 194
6.2 Perméabilité des renforts 197
RECOMMANDATIONS ET CONCLUSION 201
6.3 Recommandations 201
6.3.1 Compaction des renforts 201
6.3.2 Perméabilité des renforts 202
6.4 Conclusion 203
BIBLIOGRAPHIE 205
ANNEXE 222

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 – MODÈLES ANALYTIQUES DU COMPORTEMENT EN COMPACTION D'UN RENFORT FIBREUX 2D..... 222

LISTE DES TABLEAUX

Table 2-1: Measured maximum forces for CFM 62

Table 2-2: Measured end-of relaxation forces for CFM 62

Table 2-3: Measured maximum forces for 10 layer stacks of NCF 64

Table 2-4: Measured end-of relaxation forces 10 layer stacks of NCF 64

Table 3-1: Details of fabric weaving parameters 90

Table 3-2: Values of the parameters of the model for the five fabrics considered 111

Table 4-1: Details of fabric weaving parameters 124

Table 5-1: Details of fabric weaving parameters 163

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Exemple de renfort collé 2D : (a) mat à fils continus et (b) mat à fils coupés (Bickerton et al., 2003). 8

Figure 1-2: Tressage 2D : (a) tresseuse et (b) tressé biaxial (Birkefeld et al., 2011). 9

Figure 1-3: Schéma du piquage : (a) longitudinal et (b) transversal (Vectorply, 2013). 10

Figure 1-4: Exemple de tricot 2D (Gommers et al., 1998). 12

Figure 1-5: Tressage 3D : (a) tresseuse 3D et (b) préforme tressée (Xuekun & Changjie, 2004). 14

Figure 1-6: Exemple de piquage 3D (Jingjiang et al., 2008). 15

Figure 1-7: Exemple de tricot 3D (Tong et al., 2002). 17

Figure 1-8: Exemple de réponse d'un renfort à la compaction : (a) fermeture du moule en fonction du temps, (b) force de compaction résultante en fonction du temps et (c) force de compaction résultante en fonction du taux de fibres. 18

Figure 1-9: Géométrie de la mèche (Gutowski, T. G. et al., 1987). 21

Figure 1-10: Compaction axiale d'un assemblage homogène (Cai & Gutowski, 1992) 22

Figure 1-11: Schéma du modèle de Maxwell (Zhu et al., 2003). 24

Figure 1-12: Pression de compaction en fonction du taux de fibres pour : (a) une toile, (b) un mat et (c) un twill (Cheng et al., 2010). 25

Figure 1-13: Un quart d'une cellule unitaire entre deux plaques (Potluri & Sagar, 2008). 27

Figure 1-14: Élément fini hexaédrique à 8 nœuds (De Luycker et al., 2009). 30

Figure 1-15: Préformage d'un interlock avec un poinçon hémisphérique (De Luycker et al., 2009) 31

Figure 1-16: Description de la construction du renfort (Mahadik & Hallett, 2010). 32

Figure 1-17: Observation des deux échelles de porosité dans un renfort tissé 3D interlock. 34

Figure 1-18: Imprégnation des mèches pas capillarité : (a) schéma représentant l'imbibition d'une mèche et (b) analogie d'un micropore avec un tube capillaire. 36

Figure 1-19: Formation de porosités (i.e., vides) lors de l'imprégnation d'un renfort : (a) lorsque la vitesse du fluide est très faible et (b) lorsque la vitesse du fluide est élevée. 37

Figure 1-20: Perméabilité normalisée en fonction du rapport largeur sur hauteur de la section transversale d'une mèche (Lundstrom, T. S., 2000). 42

Figure 1-21: Définition d'une cellule élémentaire (Papathanasiou, 2001). Les mèches sont réparties de manière hexagonale et les fibres de manière rectangulaire. 43

Figure 1-22: Modélisation du renfort non déformé (Belov et al., 2004). 44

Figure 1-23: Distinction des nœuds du maillage pour simuler l'avancée de fluide (Verleye et al., 2008; Verleye et al., 2010). 46

Figure 1-24: Approche utilisée pour modéliser la perméabilité (Endruweit & Long, 2010). 48

Figure 2-1: Schematic representation of the typical response of a fibrous reinforcement under compaction: (a) closure of the platens in time, (b) resulting compaction force in time and (c) resulting compaction force in function of the fiber volume fraction. 52

Figure 2-2: CT scan slice of a compressed 3D fabric by Mahadik et al. [15]. Warp tows, weft tows and inter-tow spaces are easily distinguishable in this figure. 54

Figure 2-3: Photographs of the reinforcements investigated in this study: (a) continuous filament mat (CFM); (b) non-crimp fabric (NCF); and (c) 3D interlock. 56

Figure 2-4: Experimental compaction setup. 57

Figure 2-5: Compaction and relaxation behaviors of 10 layers of CFM at 3 closing speeds and up to 3 different fiber volume fractions. 61

Figure 2-6: Compaction and relaxation behaviors of the NCF at 3 closing speeds for 3 different numbers of layers up to a fiber volume fraction $Vf = 55\%$. 63

Figure 2-7: Compaction and relaxation behaviors of 3DFabric-1 for 5 percentages of lubrication compressed at $v = 1$ mm/s up to a fiber volume fraction $Vf = 61\%$. 66

Figure 2-8: Compaction and relaxation behaviors of 3DFabric-2 and 3DFabric-3, dry and 90% lubricated, compressed at $v = 1\ mm/s$ up to a fiber volume fraction $Vf = 61\%$. 67

Figure 2-9: Kriged surfaces obtained from the compaction and relaxation curves of CFM up to a fiber volume faction $Vf = 50\%$ for 3 compression velocities ($v = 1$, 9 and 21 mm/min). ..72

Figure 2-10: Kriged surfaces obtained from the compaction and relaxation curves of NCF up to a fiber volume fraction $Vf = 55\%$ for 6, 8 and 10 layers. 73

Figure 2-11: Kriged surfaces obtained from the compaction and relaxation curves of 3DFabric-1 up to a fiber volume fraction $Vf = 61\%$ for different amounts of lubricant (0%, 5%, 40% and 90%). 73

Figure 2-12: Comparison between the experimental compaction behavior of the CFM with Van Wyk model with and without kriging up to a fiber volume fraction $Vf = 50\%$ for a compression velocity $v = 9\ mm/s$. 76

Figure 2-13: Comparison between the experimental compaction behavior of the NCF and Van Wyk model with and without kriging up to a fiber volume fraction $Vf = 55\%$ and a compression velocity $v = 9\ mm/s$. 76

Figure 2-14: Comparison between the experimental compaction behavior of the dry 3DFabric-2 with Van Wyk model with and without kriging up to a fiber volume fraction $Vf = 61\%$ and a compression velocity $v = 1\ mm/s$. 77

Figure 2-15: Kriging profiles of a surface from [31]. 79

Figure 3-1: Example of 3D interlock fabric. 87

Figure 3-2: Schematic representation of the 3D interlock fabrics considered. Fabrics 1 to 5 are displayed from (a) to (e) respectively. 89

Figure 3-3: Experimental single tow compaction setup. 92

Figure 3-4: Photograph of the manufacturing setup. 93

Figure 3-5: Dimensions of the tow cross-section. 94

Figure 3-6: Tow crimp in a fiber tow unit cell. 95

Figure 3-7: Dry compaction behavior of Fabrics 1, 2 and 3 in order to reach Vf =58%. The responses of Fabrics 1 and 2 are superposed. 96

Figure 3-8: Tow dimensions in the warp and weft directions of Fabrics 1, 2 and 3 at Vf =58%: (a) tow thickness ; (b) tow width. 97

Figure 3-9: Tow crimp in the warp and weft directions for Fabrics 1, 2 and 3 at Vf =58%. 99

Figure 3-10: Dry compaction behavior of Fabrics 1 and 4 in order to reach Vf =58%. 100

Figure 3-11: Tow dimensions in the warp and weft directions of Fabrics 2 and 4 at Vf =58%: (a) tow thickness ; (b) tow width. 101

Figure 3-12: Tow crimp in the warp and weft directions for Fabrics 2 and 4 at Vf =58%. 102

Figure 3-13: Dry compaction behavior of Fabrics 1 and 5 in order to reach Vf =58%. 103

Figure 3-14: Tow dimensions in the warp and weft directions of Fabrics 2 and 5 at Vf =58%: (a) tow thickness ; (b) tow width. 104

Figure 3-15: Tow crimp in the warp and weft directions for Fabrics 2 and 5 at Vf =58%. 105

Figure 3-16: Comparison of 3 possible tow cross-section models: ellipse (dashed line); rectangle (dotted line) and cusped shape (plain line). 106

Figure 3-17: Evolution of the compressive force as a function of fiber volume fraction for a 48K tow. 107

Figure 3-18: Evolution of the compressive force as a function of fiber volume fraction for a 72K tow. 108

Figure 3-19: Comparison between the experimental and calculated compaction forces necessary to reach Vf =58%. 112

Figure 3-20: Comparison between experimental and calculated end-of-relaxation forces obtained at Vf =58%. 113

Figure 4-1: Example of 3D interlock fabric architecture. 120

Figure 4-2: Schematic representation of the 3D interlock fabrics considered: Fabrics 1 to 5 are displayed from (a) to (e) respectively. 123

Figure 4-3: Photograph of the unidirectional in-plane setup. 125

Figure 4-4: Through-thickness permeability setup. 127

Figure 4-5: Example of 3D fabric cross-sections along the warp and weft directions. 128

Figure 4-6: Comparison of 3 possible tow cross-section models: ellipse (dashed line); rectangle (dotted line) and cusped shape (plain line). 130

Figure 4-7: Definition of the equivalent pore shapes: (a) real pore shape and (b) equivalent pore representation. 131

Figure 4-8: Picture of the cross-section of Fabric 4 obtained with a digital microscope. 132

Figure 4-9: Through-thickness pore definition. 134

Figure 4-10: Connectivity of the pore channels. 136

Figure 4-11: Example of through-thickness tortuosity of pore channels (arrows indicate the flow paths): (a) global view the fabric warp (blue) and weft (grey) tows; (b) flow paths in the warp direction; (c) flow paths in the weft direction. 138

Figure 4-12: Description of another flow direction in the fabric. 144

Figure 4-13: Comparison between experimental results and the predicted effective permeability along the warp (a) and weft (b). 147

Figure 4-14: Experimental (plain line) and predicted (dotted line) permeability ellipses for (a) Fabric 1 to (e) Fabric 5 at $Vf = 58\%$ and (f) Fabric 3 at $Vf = 55\%$. Square points correspond to experimental measurements with their standard deviation. 149

Figure 4-15: Comparison between experimental results and predicted through-thickness permeability values. 150

Figure 5-1: Schematic representation of the five 3D interlock fabrics considered. Fabrics 1 to 5 are displayed from (a) to (e) respectively. The weft tows are shown in red, and the warp tows in blue. 162

Figure 5-2: Photograph of the manufacturing setup. 164

Figure 5-3: Part of a Fabric 2 lamella observed in the weft direction: (a) reflected light option; (b) transmitted light option (black tows and white pores). 166

Figure 5-4: Extreme nesting cases: (a) no nesting and (b) maximum nesting (Lomov et al., 2003). 167

Figure 5-5: Mapping of part of a Fabric 2 lamella (vertical cross-section in the direction perpendicular to the weft). 167

Figure 5-6: Mean pore area of Fabric 2 as a function of the number of measurements in the weft direction. 168

Figure 5-7: Pore image processing: (a) raw image; (b) processed image; (c) rectangular fit. 169

Figure 5-8: Pore dimensions obtained for a lamella of Fabric 2: (a) semi-height and (b) semi-width. The dotted line is the equivalent statistical distribution: (a) normal distribution for the semi-height; and (b) lognormal distribution for the semi-width. 170

Figure 5-9: Average pore dimensions of each fabric in the warp and weft directions: 172

Figure 5-10: Average number of pores in each fabric along the warp and weft for 5 cm width lamellas. 175

Figure 5-11: Measurement of tow tortuosity for a lamella of Fabric 2. 176

Figure 5-12: Average tow tortuosity of each fabric in the warp and weft directions. 177

Figure 5-13: Through-thickness pore definition. 178

Figure 5-14: Transverse pore tortuosity due to weft tows: (a) microscopic observations of Fabric 2 cross-section; (b) microscopic observation of Fabric 4 cross-section; (c) representation of this microscopic observation if the lamellas were cut along the inter-tow pores instead of on the warp tows for Fabric 2; (d) idem for Fabric 4. 180

Figure 5-15: Average through-thickness pore tortuosity of each fabric in the warp and weft directions. 182

Figure 5-16: Evolution of permeability as a function of pore size. 186

Figure 5-17: Variation of the permeability of Fabric 4 in the weft direction: the calculated value stands in the middle. This window represents the scatter of permeability for variations of pore size up to 10%. 187

Figure 5-18: Experimental (plain line), predicted (dotted line) and calculated from microscopic data (dashed line) in-plane permeability ellipses for Fabrics 1 to 5 from (a) to (e) respectively. Square points correspond to experimental measurements with their standard deviation. 188

Figure 5-19: Comparison of the experimental through-thickness permeability with the values predicted by the model and calculated by the model from the microscopic data. 189

Figure 6-1: Comparaison entre les forces de compaction expérimentales et calculées nécessaires pour atteindre $V_f = 58\%$. 196

Figure 6-2: Représentation d'une cellule unitaire d'un renfort tissé 3D modélisé avec le logiciel WiseTex après «voxelisation». 199

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

LCM	Liquid Composite Molding
RTM	Resin Transfer Molding
Φ	Taux de vides
A	Aire de filtration du liquide
C	Amplitude de courbure d'une mèche entre deux contacts successifs
E	Module d'Young des fibres
F	Force de compaction
K	Perméabilité
L	Longueur d'une mèche entre deux contacts successifs
Q	Débit du liquide
h	Hauteur de cavité du moule
n	Nombre de couches
p	Pression d'injection du fluide
r	Rayon capillaire
u	Vitesse du liquide
θ	Angle de contact entre le fluide et la fibre
μ	Viscosité cinématique du liquide
μ	Viscosité dynamique du liquide
ρ	Densité volumique du liquide
K_1	Perméabilité dans le sens des fibres
K_2	Perméabilité dans le sens perpendiculaire aux fibres
V_0	Taux de fibres naturel

V_a	Taux de fibres maximal
V_f	Taux de fibres
m_g	Masse des fibres
p_c	Pression de compaction
p_r	Pression hydrostatique dans un liquide
r_f	Rayon d'une fibre
r_p	Rayon d'un pore
u_x	Vitesse de Darcy du liquide dans la direction *x*
ρ_s	Densité surfacique du renfort
ρ_v	Densité volumique des fibres
σ_{lv}	Tension de surface du liquide
∇p	Gradient de pression dans le liquide

INTRODUCTION

Les matériaux composites constitués d'une matrice thermoplastique ou thermodurcissable et de renforts fibreux sont très utilisés dans toutes sortes de domaines : aéronautique, automobile, construction, nautisme, etc. Ils ont émergé en raison de leur excellent rapport rigidité sur masse et de leur bonne résistance à la fatigue et à la corrosion. De plus, ils possèdent une importante stabilité dimensionnelle avec une faible expansion thermique. C'est cette combinaison de propriétés mécaniques et thermiques qui permet aux composites d'être plus avantageux que les alliages métalliques dans un grand nombre d'applications.

Les fibres utilisées dans ce type de matériau peuvent apparaître sous forme particulaire ou être constituées de filaments continus. Cependant, la plupart des composites utilisés en ingénierie contiennent des fibres continues le plus fréquemment en verre, carbone ou aramide. Les composites appelés «laminés», composés d'une superposition de couches de renfort possédant une structure à deux dimensions (i.e., plane), sont les plus couramment utilisés. La fabrication à base de renforts 2D peut s'avérer toutefois coûteuse. En effet, une grande partie des procédés de fabrication nécessitent une main d'œuvre qualifiée afin de couper et draper ces renforts. Pour des pièces épaisses, il est nécessaire d'empiler un grand nombre de couches, ce qui augmente considérablement le temps de fabrication. Même si ces contraintes peuvent être minimisées à l'aide de processus semi-automatisés, le coût élevé des équipements ainsi que certaines limites techniques rendent cette solution difficilement applicable dans la plupart des cas. Ceci est encore plus vrai lorsque les pièces sont de géométrie complexe. Du côté mécanique, certaines performances de la pièce fabriquée peuvent être mauvaises car l'empilement de renforts 2D n'est pas renforcé à travers l'épaisseur. En effet, ce type de composites offre une faible résistance à travers l'épaisseur ainsi qu'une faible résistance à l'impact. Cela peut être très préoccupant lorsqu'il s'agit de pièces structurales régulièrement soumises à des contraintes mécaniques et thermiques de toutes sortes comme un fuselage d'un avion par exemple (impact d'oiseaux, changement de température extrême, etc.).

Afin d'améliorer les faiblesses des composites élaborés à partir de renforts 2D, des préformes tridimensionnelles ont vues le jour dans les années 70. Le développement de ce type de renfort a été principalement réalisé pour les besoins de l'industrie aérospatiale. Ces préformes 3D possèdent de meilleures propriétés mécaniques en dehors du plan (rigidité et impact principalement) ainsi qu'une résistance à la délamination accrue en comparaison avec les laminés 2D. Ils permettent aussi de fabriquer des préformes épaisses adaptées à la géométrie du moule. Cela permet de réduire considérablement le temps de mise en forme et d'améliorer la répétabilité du procédé (la qualité de la superposition de couches de renforts 2D dépend en grande partie du facteur humain). Cependant, ce type de renfort est assez coûteux et possède de moins bonnes propriétés dans le plan que les laminés 2D. De plus, les procédés de fabrication des pièces composites ne sont pas tous adaptés à l'emploi de renforts 3D.

L'utilisation de ces renforts dans des domaines comme l'aéronautique et l'aérospatiale a souvent nécessité d'avoir recours à la famille des procédés LCM («*Liquid Composite Molding*») pour la fabrication de pièces composites à haute performance. De manière générale, ces procédés consistent à injecter une résine polymère thermodurcissable réactive à l'état liquide à travers un renfort fibreux. Ainsi, cinq étapes sont nécessaires pour fabriquer un composite par les procédés LCM : (1) le préformage du renfort fibreux, c'est-à-dire sa mise en forme à l'épaisseur de la pièce à fabriquer, (2) la mise en place de la préforme dans le moule, (3) l'injection de la résine, (4) la consolidation, et (5) la cuisson et le démoulage. La première étape nommée «préformage du renfort» est importante car elle consiste à compresser le renfort pour qu'il atteigne le taux de fibres souhaité dans la pièce finale (généralement élevé). L'exécution de cette étape nécessite donc de connaître le comportement en compaction du renfort. L'étude de ce comportement peut être très utile car elle permet d'évaluer la force requise pour fermer un moule ainsi que le taux de fibres atteint lorsque cette force est fixée (exemple : compression à pression atmosphérique). Cependant, elle s'avère être complexe car la réponse en compaction résulte de la friction entre les fibres du renfort. Il y a donc une forte dépendance de cette réponse au type de fibres (verre, carbone, etc.) et à leur organisation (renfort tissé, piqué, etc.) dans le renfort. L'étude expérimentale de la compaction est ainsi favorisée car elle reste la plus simple méthode de caractérisation pour chaque type de renfort.

Grâce au préformage, il est possible d'atteindre des taux de fibres élevés et de garantir de bonnes propriétés mécaniques de la pièce fabriquée. Il faut cependant rester dans les limites imposées par les caractéristiques des matériaux et celles du procédé de mise en œuvre. En particulier, la capacité à injecter les fibres avec la résine dépend de la perméabilité du renfort. Cette propriété intrinsèque au matériau est en relation directe avec la déformation du renfort imposée lors du préformage car elle dépend principalement du taux de fibres atteint. Elle résulte aussi des propriétés physico-chimiques de la résine injectée et de l'interface liquide-solide. Il est essentiel de connaitre la perméabilité des renforts afin de savoir comment le liquide circule à l'intérieur de ceux-ci. De plus, cette propriété est indispensable lorsqu'il est nécessaire de simuler des scénarios de remplissage afin de définir la meilleure stratégie d'injection.

La connaissance et la compréhension des étapes de mise en œuvre des renforts fibreux est indispensable afin de faciliter la fabrication des matériaux composites. Dans le cadre de la chaire Safran, cette thèse s'intéresse à l'étude du comportement en compaction et à la perméabilité des renforts fibreux, plus particulièrement des tissus 3D interlock. Pour cela, plusieurs hypothèses et objectifs ont été définis par la suite. À la fin de cette introduction, l'organisation de ce projet est détaillée par chapitre.

- **Hypothèses du projet**

Deux hypothèses principales ont été émises lors de la réalisation de ce travail :

- Il est possible de comprendre et de modéliser le comportement en compaction propre à chaque type de renfort en fonction de leur architecture.
- Il est possible de comprendre et de modéliser la perméabilité des renforts 3D interlock en fonction de leur architecture.

- **Objectifs du projet**

L'objectif principal de cette thèse est de comprendre les principales étapes de la mise en forme des renforts fibreux, particulièrement des renforts 3D interlock, dans le but de les modéliser. Afin d'atteindre cet objectif et de confirmer les hypothèses ci-dessus, quatre objectifs spécifiques ont été identifiés :

- Objectif 1 : Étudier la réponse en compaction de différents renforts en fonction de l'architecture du tissu et des paramètres de mise en forme.
- Objectif 2 : Analyser la structure de différents renforts 3D interlock.
- Objectif 3 : Modéliser le comportement en compaction de ces renforts.
- Objectif 4 : Étudier et modéliser leur perméabilité en fonction de l'architecture du tissu.

- **Organisation de la thèse**

Le **premier chapitre** de cette thèse est consacré à la revue de littérature. Les différents types de renforts fibreux utilisés dans les composites sont présentés et deux principales propriétés de mise en œuvre que sont la compressibilité et la perméabilité sont décrites afin d'établir les bases de ce travail de recherche.

Le **deuxième chapitre** présente le premier article soumis à la revue *International Journal of Material Forming*. Cet article vise à approfondir les connaissances sur le comportement en compaction de plusieurs renforts fibreux et d'étudier l'influence de certains paramètres de mise en forme sur ce comportement. Les résultats expérimentaux exposés et ceux disponibles dans la littérature ont montré qu'il est difficile de modéliser la réponse en compression des renforts fibreux avec une seule approche. Il a donc été proposé de réduire la quantité d'expériences nécessaires afin d'obtenir une caractérisation complète pour chaque renfort par une méthode d'interpolation multidimensionnelle nommée krigeage. En particulier, deux applications originales du krigeage sont présentées dans cet article : le krigeage paramétrique permet d'interpoler directement les courbes de compaction dans le but d'obtenir la totalité de celles-ci

tandis que le krigeage géométrique sert à améliorer les résultats obtenus par les modèles de compaction existants.

Le deuxième article sur la compaction, exposé au **chapitre trois,** a été soumis à la revue *Polymer Composites*. D'après les remarques du premier article, les modèles de compaction existants ne s'adaptent pas à tous les renforts. L'objectif de ce nouvel article est de créer un modèle de compaction propre aux renforts 3D interlock. Pour atteindre cet objectif, le comportement en compaction de cinq tissus 3D possédant chacun au moins un paramètre de tissage distinct a été étudié expérimentalement. L'analyse de leurs déformations (écrasement des mèches, changement de leur ondulation, etc.) a permis d'identifier les phénomènes gouvernant la compaction de cette famille de tissus, soit la compression et la flexion des mèches fibreuses. Les données recueillies ont permis de créer un modèle dont la corrélation avec l'expérience s'est avérée excellente.

Dans le **quatrième chapitre** est présenté le troisième article de la thèse soumis à la revue *Journal of Composites Materials*. Cet article expose le modèle analytique créé afin de prédire la perméabilité des renforts 3D interlock. Le modèle repose en premier lieu sur le calcul de la perte de charge causée par les pores inter-mèches (macropores) lors de l'injection de la résine dans le renfort. Ensuite, la contribution des pores à l'intérieur des mèches (micropores) est prise en compte à travers un calcul de saturation du renfort en liquide. L'intégration de la saturation dans la prédiction de la perméabilité est un des apports originaux de cette thèse, au même titre que les travaux sur la compressibilité des renforts tissés 3D interlock. Une première validation de ce modèle a été effectuée à l'aide de résultats expérimentaux.

Le **cinquième chapitre** expose le dernier article de ce travail scientifique. Cet article soumis à la revue *Journal of Reinforced Plastics and Composites* complète la validation du modèle de perméabilité présenté dans le chapitre précédent. À cette fin, une analyse quantitative de la taille des macropores à l'intérieur de pièces composites constituées de renforts 3D interlock a été réalisée à l'aide d'un microscope digital. L'évolution de ces macropores en fonction des paramètres de tissage est discutée en détail dans cet article. L'application du modèle de

perméabilité en utilisant cette fois les données expérimentales recueillies dans cette analyse a permis d'améliorer la prédiction. Ceci apporte une validation supplémentaire à ce modèle.

Le **chapitre 6** présente une synthèse des principaux résultats et précise les limitations de l'étude. Les différentes remarques émises dans ce chapitre ont ensuite permis de formuler des recommandations pour la suite des travaux. Finalement, les principales contributions du travail scientifique réalisé sont énumérées afin de conclure cette thèse.

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE

La revue de littérature présentée dans ce chapitre est divisée en trois parties principales. Tout d'abord, un bref descriptif des différents types de renfort fibreux est exposé afin de mettre en lumière leurs différences fondamentales. Ensuite, la deuxième partie s'attache à expliquer le comportement en compaction des renforts fibreux lors de la fermeture d'un moule ainsi que les modèles qui ont été développés dans la littérature. Finalement, la troisième partie de cette revue traite de l'écoulement de la résine à l'intérieur des renforts, des phénomènes la régissant et plus particulièrement des modèles de prédiction de la perméabilité.

1.1 Architecture des renforts fibreux

La composition de base des renforts fibreux est identique pour tous : des fibres microscopiques sont groupées pour former des mèches qui sont elles-mêmes jointes ensemble afin d'obtenir un réseau fibreux complexe à l'échelle macroscopique. Cependant, les mèches et réseaux ne sont pas tous construits de la même manière. Ainsi, ce chapitre explique quels sont les différents types de renforts usuellement utilisés lors de la fabrication de composites. Le but ici n'est pas de donner une description exhaustive des renforts et de leurs procédés de fabrication, mais plutôt de les introduire rapidement avec leurs avantages et inconvénients ainsi que de donner des exemples de leurs usages. Tout d'abord, la première partie de ce chapitre présente les renforts fabriqués en deux dimensions (renforts 2D). Ces renforts peuvent être facilement classés suivant la technique de fabrication utilisée. Cinq types sont donc distingués ici: les renforts collés, tressés, piqués, tissés et tricotés. Ensuite, la deuxième partie introduit les renforts tridimensionnels (renforts 3D) suivant les techniques de fabrication. Cette partie sera donc divisée en considérant les 3D tressés, piqués, tissés et tricotés.

1.1.1 Description des différents renforts 2D

- **Les renforts collés**

On distingue généralement deux types de renforts collés : les mats de fils coupés et les mats de fils continus (voir Figure 1-1). Ils sont tous les deux obtenus de la même manière par projection de mèches sur un convoyeur. Celui-ci se déplaçant transversalement à la direction de projection effectue un mouvement de battement ou de va-et-vient pour que les mèches balayent toute sa largeur. La cohésion des mèches au sein du mat est généralement assurée par un liant déposé sur les fibres puis traité en étuve. Ce type de renfort est généralement utilisé pour fabriquer des composites par LCM. Selon les applications souhaitées, les propriétés du mat telles que sa densité, la taille des mèches, etc. sont adaptées. Dans tous les cas, ce matériau possède des propriétés mécaniques dans le plan et en dehors du plan très limitées. Il est très utilisé pour fabriquer des pièces non-structurales d'automobile, de bateau ou de train.

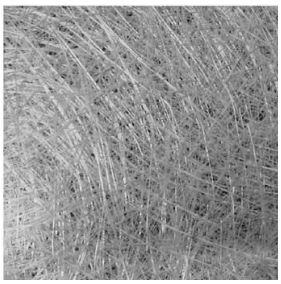
(a) (b) 

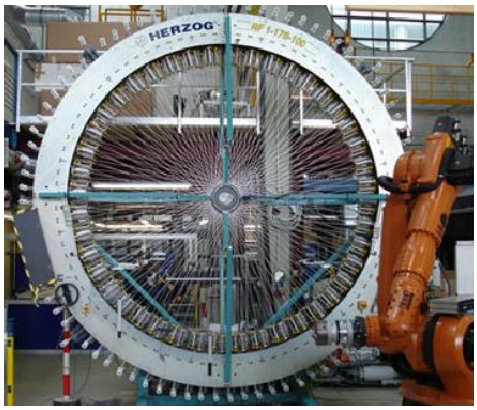
Figure 1-1: Exemple de renfort collé 2D : (a) mat à fils continus et (b) mat à fils coupés (Bickerton et al., 2003).

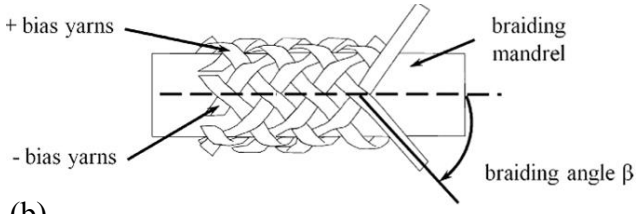
- **Les renforts tressés**

Ce type de renfort est obtenu en appliquant des mèches autour d'un mandrin à l'aide d'une tresseuse comme celle de la Figure 1-2a. Le tressage peut être biaxial comme illustré à la Figure 1-2b (les mèches ont deux orientations), triaxial ou même quadriaxial. Cette technique permet d'obtenir une préforme à la géométrie de la pièce à fabriquer en ajustant adéquatement les dimensions du mandrin. Cela autorise une automatisation complète du placement des fibres et

élimine l'étape de drapage du renfort dans le moule. De plus, les préformes tressées sont très stables et permettent d'obtenir des composites à hautes performances. Cependant, leur dimension est limitée par le nombre de bobines et le diamètre de la tresseuse. Ce type de préforme est utilisé pour fabriquer des pièces tubulaires de taille moyenne principalement telles que les manches de club de golf, les bâtons de ski ou encore les manches de cannes à pêche.

(a)





(b)

Figure 1-2: Tressage 2D : (a) tresseuse et (b) tressé biaxial (Birkefeld et al., 2011).

- **Les renforts piqués**

Il existe principalement deux types de renfort piqué : les piqués longitudinaux (Figure 1-3a) et les transversaux (Figure 1-3b). Le piquage longitudinal consiste à insérer un fil sur et le long de chaque mèche en la reliant à des mèches stabilisatrices perpendiculaires (non visibles sur la Figure 1-3a). Le renfort ainsi fabriqué est très stable et presque uniquement unidirectionnel. De l'autre côté, le piquage transversal consiste à insérer le fil perpendiculairement à la direction des mèches. Cette technique permet d'obtenir un renfort totalement unidirectionnel même si celui-ci sera moins stable que celui piqué de manière longitudinale. Cette méthode autorise aussi le piquage de plusieurs couches unidirectionnelles ensemble.

Les renforts piqués ont d'excellentes propriétés mécaniques dans le sens des fibres car les mèches n'ont aucune ondulation. La superposition de couches orientées différemment (ex : 0°, ±45°, 90°) permet de rendre une pièce composite très résistante aux efforts dans le plan. Toutefois, ce renfort est difficile à draper et à injecter (faible perméabilité). De plus, sa résistance à l'impact est faible puisqu'il n'y a aucun entrelacement des mèches. Ce genre de préforme est très utilisé dans le domaine des composites. On peut citer par exemple son utilisation pour les pales d'éolienne, les roues et les guidons de vélos.

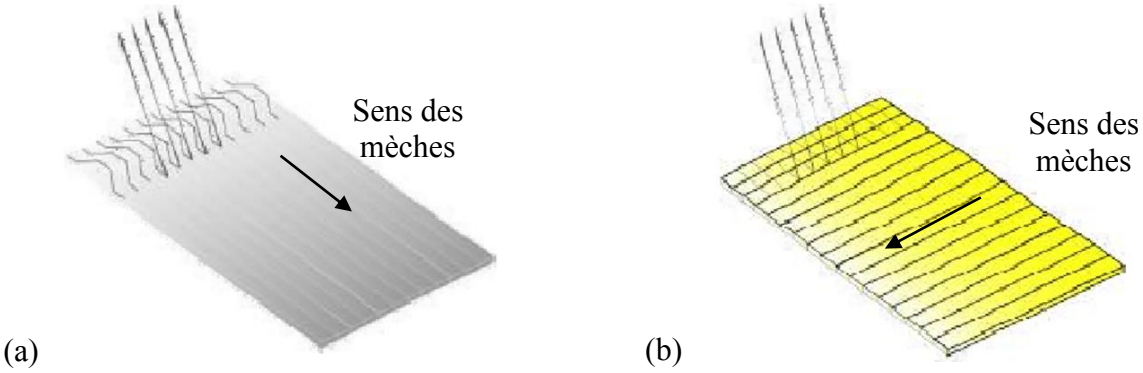
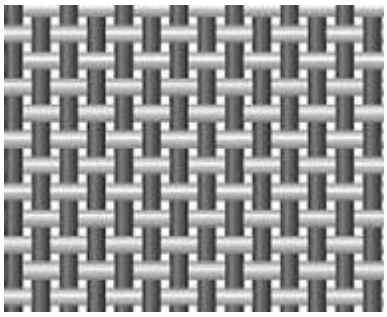


Figure 1-3: Schéma du piquage : (a) longitudinal et (b) transversal (Vectorply, 2013).

- **Les renforts tissés**

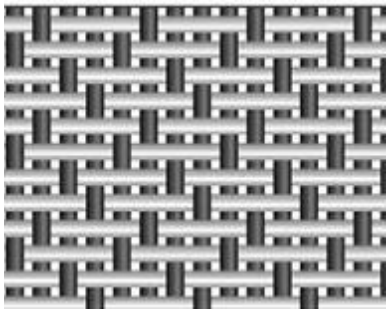
Les renforts tissés 2D sont les plus utilisés pour fabriquer des matériaux composites, en particulier ceux obtenus par les procédés LCM. Les performances de ces matériaux peuvent varier de basses à très hautes suivant les matériaux de base utilisés. Ils sont donc aussi bien appliqués à des intérieurs d'automobiles et de bateaux qu'à des fuselages d'avion et de satellites. Ces différentes performances sont aussi liées au grand nombre de patrons de tissage bidimensionnels disponibles. Il est généralement possible de tous les relier à seulement trois patrons de bases : la toile, le satin et le sergé. Ainsi, seuls ces trois tissus sont détaillés ci-dessous. Les illustrations sont extraites d'un catalogue en ligne (Hexcel, 2010).

La toile



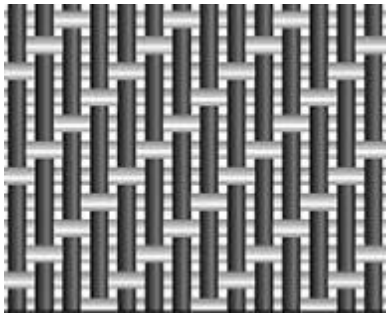
La toile est le plus simple et le moins cher des tissus. Les mèches de chaîne passent au-dessus et en dessous de chaque mèche de trame. Ce patron fournit une bonne stabilité ainsi que des propriétés de mise en œuvre sensiblement identiques dans les deux directions de tissage. Cependant, l'important entrelacement des mèches le rend difficile à draper et diminue sa résistance à la traction.

Le satin



Chaque mèche dans une direction croise quatre mèches ou plus dans l'autre direction avant de passer sous une de celles-ci. Les mèches sont ici peu tortueuses, ce qui permet au renfort d'avoir de bonnes propriétés mécaniques dans le plan. De plus, le satin est plus facile à draper que la toile. Cependant, comme le tissage n'est pas symétrique, les propriétés mécaniques dépendront de l'orientation du tissu.

Le sergé



Chaque mèche de trame passe au-dessus et en dessous de deux mèches de chaîne ou plus à intervalle régulier en décalant ces passages dans le sens chaîne (patron diagonal). Ce type de renfort se drape et se cisaille beaucoup plus facilement que les deux précédents. La tortuosité des mèches est aussi plus faible augmentant la résistance en traction. La cohésion du tissu est par contre moins importante que les précédents ce qui diminue sa résistance à l'impact.

- **Les renforts tricotés**

La majorité des renforts employés dans la fabrication des composites sont piqués ou tissés. Toutefois, le tricot est aussi régulièrement utilisé pour des applications spécifiques. Contrairement aux renforts tissés créés par l'entrelacement des mèches, les tricots sont obtenus en faisant passer des boucles d'une mèche dans les boucles de ses deux voisines comme illustré sur la Figure 1-4. Ils nécessitent cependant des mèches suffisamment flexibles pour pouvoir former les boucles sans les endommager.

Ce type de renfort est très déformable facilitant ainsi le drapage. De plus, comme les mèches ne sont pas strictement orientées dans le plan, les propriétés mécaniques à travers l'épaisseur des composites à base de tricot sont plus élevées que ceux composés de renforts unidirectionnels ou tissés (Huysmans et al., 1996). Les propriétés mécaniques dans le plan sont à l'inverse plus faibles. Ces renforts peuvent servir à fabriquer des bonbonnes sous pression ainsi que des plateformes.

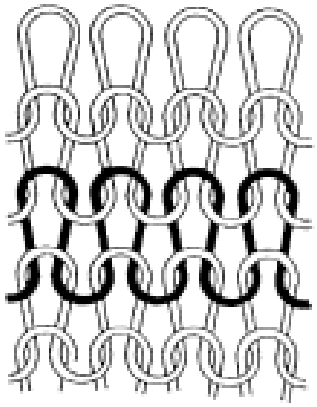


Figure 1-4: Exemple de tricot 2D (Gommers et al., 1998).

1.1.2 Description des différents renforts 3D

Le perfectionnement des techniques de tissage a contribué à l'amélioration des performances des matériaux composites. La plupart des renforts 3D ont été développés à l'origine dans les années 1970 mais cela fait seulement 20 ans que les progrès effectués ont permis leur commercialisation à une plus grande échelle. Comme dans le cas des 2D, il existe une multitude de types de renfort 3D. Une brève description de chacun d'entre eux est effectuée dans cette partie.

- **Les renforts tressés**

Une importante restriction de la méthode traditionnelle de tressage est qu'il est difficile de fabriquer des préformes épaisses. En effet, la seule possibilité serait de tresser à plusieurs reprises sur le mandrin afin d'atteindre les dimensions souhaitées. Cependant, cela ne permet pas de produire une préforme renforcée à travers l'épaisseur. Il a donc été nécessaire de développer de nouvelles techniques de tressage. Il en existe plusieurs permettant chacune d'obtenir un type de préforme. Dans un souci de concision, seule la technique appelée «4-étapes» est décrite ici.

Le procédé «4-étapes» utilise un «lit» mobile contenant des jeteurs (bobines de fil) disposés suivant la géométrie de la préforme souhaitée (voir Figure 1-5a). Il se nomme «4-étapes» car le tressage s'effectue par le mouvement du «lit» suivant quatre étapes différentes. La géométrie de la préforme obtenue est donc directement déterminée en amont par le choix des mouvements du «lit». À chaque quatre étapes, les mèches entrelacées sont contraintes dans la préforme grâce à un processus similaire à l'utilisation d'un peigne lors du tissage. Le patron de tressage peut être changé pendant la fabrication permettant ainsi de changer la forme de la préforme sans discontinuité. Les renforts obtenus (voir Figure 1-5b) possèdent de bonnes propriétés mécaniques dans toutes les directions. Cependant, l'entrelacement important des mèches limite leur résistance à la traction. Ce type de renfort a déjà été utilisé pour fabriquer des bielles, des pales de moteur de bateau ou encore des prothèses médicales.

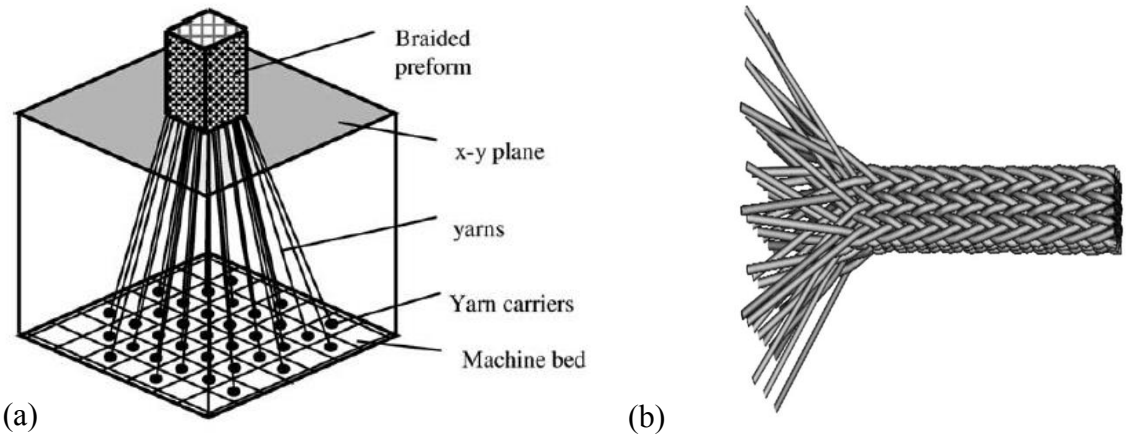


Figure 1-5: Tressage 3D : (a) tresseuse 3D et (b) préforme tressée (Xuekun & Changjie, 2004).

- **Les renforts piqués**

Le piquage à travers l'épaisseur de laminés 2D à l'aide d'un fil très résistant se révèle être une méthode très simple et peu coûteuse pour produire des renforts 3D. La technique consiste à insérer une mèche (généralement de carbone, verre ou aramide) à travers un empilement de tissus secs ou pré-imprégnés à l'aide d'une machine spécialisée. Cette insertion permet de diminuer la délamination et d'augmenter la résistance à l'impact du laminé. Cependant, elle affecte les propriétés mécaniques dans le plan du renfort. Grâce à cette méthode, il est aussi possible d'obtenir des formes complexes tridimensionnelles en piquant un certain nombre de préformes ensemble. On peut retrouver ce type de renfort dans certains panneaux raidis, les joints aile-longeron ainsi que dans des cloisons de pressurisation d'un avion.

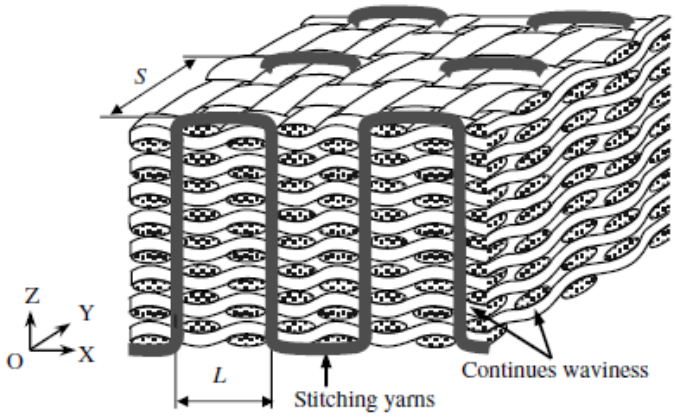
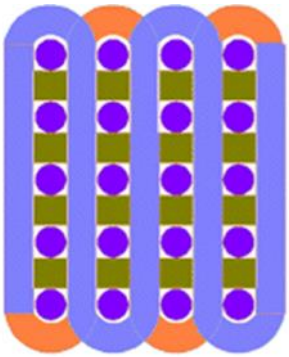


Figure 1-6: Exemple de piquage 3D (Jingjiang et al., 2008).

- **Les renforts tissés**

L'utilisation des renforts tissés 3D est de plus en plus répandue aujourd'hui. Les performances recherchées pour ce type de matériau sont très élevées. Ils ont été utilisés pour fabriquer des carters et aubes de soufflante ou encore des nez de roquette. Comme pour les renforts 2D, il en existe une grande variété. Cependant, ils se rattachent tous à seulement trois grandes familles : les orthogonaux, multi-axes et interlocks en couche. Ainsi, seuls ces trois types de tissage seront détaillés dans cette sous-section. Les illustrations de chacun sont extraites de (Potluri et al., 2012).

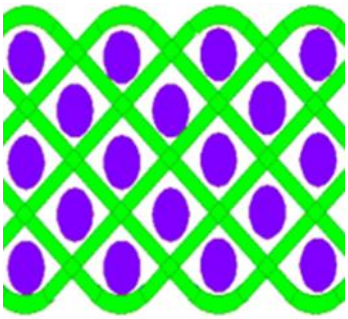
<u>Orthogonal</u>



Les mèches sont tissées perpendiculairement dans les trois directions de l'espace. Elles sont ainsi dirigées en *x* (chaîne), en *y* (trame) et en *z* (à travers l'épaisseur). Il n'y a presqu'aucune ondulation de ces mèches. Ce renfort possède une excellente résistance à la délamination et à l'impact mais de mauvaises propriétés en traction.

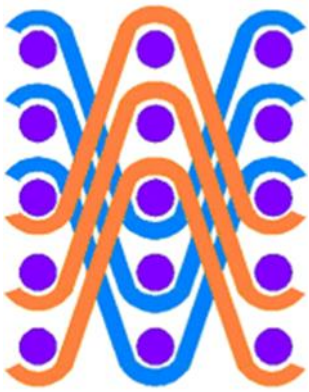
Multi-axe

Le renfort multi-axe est proche de l'orthogonal sauf que les mèches à travers l'épaisseur sont tissées selon un certain angle. Elles englobent ainsi plusieurs colonnes de mèches dans la direction perpendiculaire à leur orientation dans le plan (contrairement à une colonne pour l'orthogonal). Ce renfort a donc lui aussi une très bonne résistance à la délamination et à l'impact ainsi que de meilleures propriétés dans le plan que l'orthogonal.



Interlock en couche

L'interlock en couche peut se définir comme une variante de tissé 2D dans lequel les mèches dans une direction (chaîne ou trame) englobent plus de 2 mèches dans l'autre direction à travers l'épaisseur. Les mèches de chaîne et de trame sont ainsi directement liées entre elles. Il n'y a donc pas de mèches supplémentaires tissées dans une troisième direction. Ce type de renfort possède une bonne résistance à la délamination et à l'impact ainsi que des propriétés en traction proches des renforts tissés 2D.



- **Les renforts tricotés**

Ces renforts 3D sont construits par l'entrelacement de boucles dans le plan (comme pour les tricots 2D) et à travers l'épaisseur. Ils présentent un certain nombre d'avantages comparé aux laminés 2D classiques. En effet, comme leurs homologues 2D, ces renforts sont très faciles à draper et possèdent une grande résistance à l'impact. Les propriétés mécaniques à travers l'épaisseur sont grandement améliorées tandis que celles dans le plan sont amoindries (comparé au tricot 2D). Les applications de ce genre de renfort sont donc très limitées. On peut les retrouver dans les gilets pare-balle, les casques de vélo ou encore des poutres de construction.

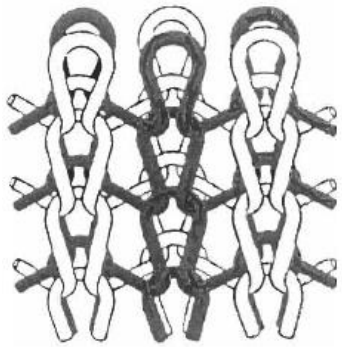


Figure 1-7: Exemple de tricot 3D (Tong et al., 2002).

1.2 Compaction des renforts fibreux

Au début de la fabrication des pièces composites par un des procédés LCM, il est nécessaire de draper le renfort dans le moule. Puis lorsque le moule se ferme, le renfort est compacté jusqu'à atteindre l'épaisseur de cavité finale. Avant l'injection, la préforme est donc composée de seulement deux phases : l'air et les fibres. On appelle le pourcentage de fibres à l'intérieur du moule le taux de fibres (V_f) tandis que celui de l'air est nommé taux de vides ou de pores (Φ). Ils sont tous les deux directement liés par cette équation :

$$\Phi = 1 - V_f \tag{1.1}$$

Le taux de fibres peut être calculé en fonction de la hauteur de cavité h, du nombre de couches de renfort n, de la densité surfacique du renfort ρ_s et de la densité volumique des fibres ρ_v :

$$V_f = \frac{n\,\rho_s}{h\,\rho_v} \tag{1.2}$$

Plus l'épaisseur du renfort (i.e., cavité) diminue, plus le taux de fibres augmente et donc meilleur sera le comportement mécanique de la pièce. Il est donc important d'étudier le comportement en compaction des renforts fibreux afin de connaître les efforts nécessaires à mettre en œuvre pour atteindre les taux de fibres souhaités.

De nombreux auteurs ont montré que le comportement en compaction des renforts fibreux est très visco-élastique (Bickerton et al., 2003; Comas-Cardona et al., 2008; Francucci et al., 2012; Gutierrez et al., 2013). En effet, ce comportement dépend à la fois de la contrainte imposée et du temps. Afin d'illustrer cela, trois graphiques représentant le type de résultats observés lors de la compression d'un renfort sont présentés à la Figure 1-8. Tout d'abord, la Figure 1-8a représente la diminution de l'épaisseur de la préforme imposée par des plateaux parallèles lors de la compaction (déplacement à vitesse constante). Ensuite, les Figures 1-8b et 1-8c montrent la force résultante du déplacement des plateaux en fonction du temps et du taux de fibres respectivement. Sur les deux dernières figures, la partie de gauche représente la phase de compaction effectuée lorsque le plateau supérieur se décale de la hauteur initiale h_1 à la hauteur finale h_2 (fermeture du moule) tandis que la partie de droite correspond à la relaxation du renfort lorsque ce plateau reste immobile à la hauteur h_2 (moule fermé). Le caractère visco-élastique des renforts est clair ici. Une relaxation importante des renforts sur un intervalle de temps très supérieur au temps nécessaire pour la compaction est généralement visible. L'intensité de la relaxation est fortement dépendante du niveau de compaction du renfort. Ainsi il est important de modéliser la compaction et la relaxation des renforts afin de pouvoir prévoir le comportement du matériau tout au long de la fabrication. Dans la suite de cette partie de la revue bibliographique sont présentés les modèles de compaction analytiques, phénoménologiques et numériques de différents types de renfort.

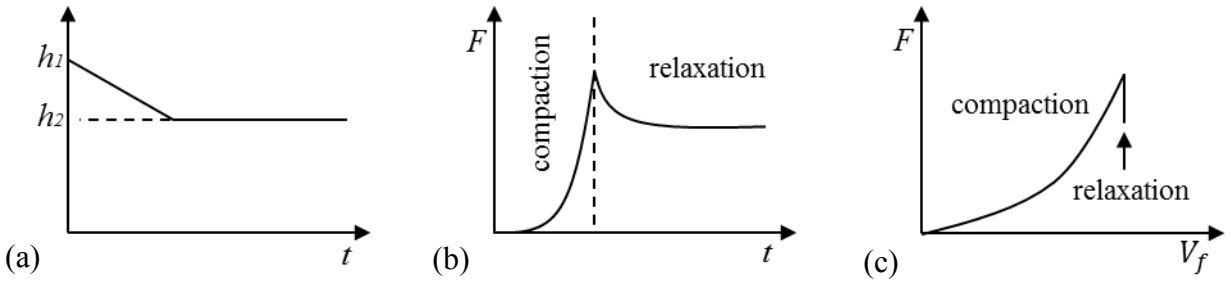


Figure 1-8: Exemple de réponse d'un renfort à la compaction : (a) fermeture du moule en fonction du temps, (b) force de compaction résultante en fonction du temps et (c) force de compaction résultante en fonction du taux de fibres.

1.2.1 Modélisations analytiques et phénoménologiques

- **Modèle de Terzaghi**

Les renforts fibreux peuvent être considérés comme un milieu poreux au même titre que le sable ou qu'un sol. Lorsque l'on soumet une pression p_c à un milieu poreux saturé en fluide, cet effort se transmet au fluide à travers une pression hydrostatique p_r et au renfort qui exerce une contrainte effective $\sigma(V_f)$ que l'on peut caractériser en fonction du taux de fibres. Ceci se traduit par la relation d'équilibre suivante (Terzaghi, 1943):

$$p_c = \sigma(V_f) + p_r \tag{1.3}$$

L'avantage principal de cette relation est que l'on peut facilement obtenir la pression exercée sur le renfort lors de la fabrication d'une pièce composite par LCM lorsque l'on connaît la pression hydrostatique exercée par le fluide sur les parois du moule. L'inverse est aussi vrai. Cette loi est très utile pour distinguer la pression subie par le renfort de celle subie par le fluide lors d'une injection, mais elle ne modélise pas cependant les phénomènes la gouvernant. Une multitude de modèles de compaction a donc été développée depuis plus de cinquante ans à partir de la description géométrique des renforts et de la mécanique classique. Ils sont de plus en plus raffinés grâce à la découverte et à la prise en compte de divers phénomènes macroscopiques tout d'abord, puis d'une série de phénomènes microscopiques.

- **Modèle de Van Wyk**

Le premier modèle de calcul des propriétés mécaniques d'un tissu a été élaboré après la seconde guerre mondiale (Van Wyk, 1946). Ce modèle, encore très utilisé, considère un assemblage tridimensionnel de fibres comme étant une suite de segments de droites de longueur constante répartis de manière équiprobable dans l'espace. La compaction résulte ici de la seule flexion de ces segments aux points de contacts entre les fibres. Par analogie avec l'équation des poutres, on obtient le modèle de Van Wyk qui donne la pression de compaction en fonction du volume de fibre initial V_0 et après compaction V_f :

$$p_c = \frac{k \cdot E \cdot {m_g}^3}{\rho_v^3}\left[\frac{1}{{V_f}^3} - \frac{1}{V_0^3}\right] \quad (1.4)$$

où m_g est la masse totale de fibres, *E* le module d'Young des fibres et *k* une constante déterminée expérimentalement. Ce modèle ne prend cependant pas en compte le glissement, le frottement entre les fibres, leurs élongations ou leurs changements d'orientation.

Par la suite, un grand nombre d'autres modèles basés en partie sur celui de Van Wyk ont vu le jour (Carnaby & Pan, 1989; Komori, Takashi & Itoh, 1991; Komori, T. & Itoh, 1997; Komori, Takashi et al., 1992; Lee & Lee, 1985; Pan & Carnaby, 1989). Afin de ne pas alourdir ce document, les explications et analyses de ces modèles sont disponibles dans l'Annexe 1.

- **Modèles de Gutowski**

Les lacunes des travaux précédents ont fait émerger une nouvelle série de modèles destinés à représenter le comportement en compaction de rubans de préimprégnés minces (Gutowski, T. G., Cai, et al., 1986; Gutowski, T. G., Kingery, et al., 1986; Gutowski, T. G., Wineman, et al., 1986). Dans ces travaux, on suppose que les mèches possèdent une ondulation régulière dans le plan vertical. A partir de ces ondulations, on introduit le paramètre β représentant le rapport de la longueur des mèches L sur leur hauteur de courbure C (voir Figure 1-9) entre deux contacts successifs :

$$\beta = \frac{L}{C} \quad (1.5)$$

Chaque segment de mèche est considéré comme circonscrit dans un volume prismatique délimité par deux contacts successifs.

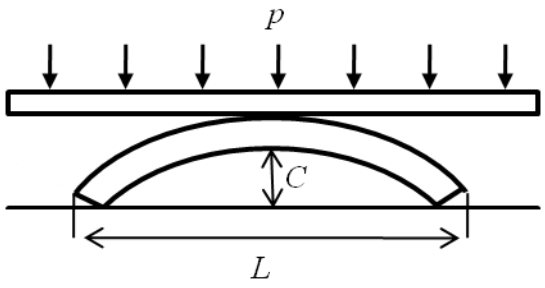


Figure 1-9: Géométrie de la mèche (Gutowski, T. G. et al., 1987).

Un rapport pour β entre 100 à 300 a été déterminé par microscopie électronique lorsque l'on isole une mèche (Gutowski, T. G. et al., 1987). A partir de la définition géométrique des mèches de la Figure 1-9, Gutowski a établi deux équations représentant la pression de compaction appliquée en fonction du taux de fibres sur les renforts. La première s'énonce comme suit :

$$p_c = \frac{3\,\pi \cdot E}{\beta^4} \frac{\sqrt{\frac{V_f}{V_0}} - 1}{\left(\sqrt{\frac{V_a}{V_0}} - 1\right)^4} \tag{1.6}$$

où V_0 le taux de fibres initial du renfort, V_f le taux de fibres final et V_a le taux de fibres maximal. En considérant que la largeur des volumes prismatiques ne change pas lors de la compaction, Gutowski obtient l'équation suivante :

$$p_c = \frac{3\,\pi \cdot E}{\beta^4} \frac{1 - \frac{V_0}{V_f}}{\left(\sqrt{\frac{V_a \cdot V_0}{V_f}} - 1\right)^4} \tag{1.7}$$

Ces deux équations apparaissent très semblables, mais sont issues de considérations différentes sur la géométrie du réseau de mèches. En effet, la relation entre la distance entre deux contacts successifs et le volume de l'assemblage est différente. D'ailleurs, le caractère arbitraire de cette relation apparaît comme une des importantes limitations du modèle. La définition du terme « taux

de fibres maximal » est une autre limitation. Ces modèles ne tiennent pas compte du type de renfort fibreux, alors que V_a dépend directement de cela. Ainsi on pourrait obtenir la même pression de compaction et le même taux de fibres pour des répartitions de fibres dans le renfort totalement différentes.

Une version plus avancée du modèle précédent est proposée par la suite (Cai & Gutowski, 1992). Le renfort est identifié comme un milieu continu sur lequel on définit le tenseur des contraintes appliquées sur un élément constitué de fibres lubrifiées comme la somme d'un tenseur composé des termes parfaitement élastiques et du déviateur des contraintes. On décompose ensuite le premier tenseur en contraintes latérale et axiale à partir desquelles on obtient les énergies de déformation et de flexion des poutres modélisant le renfort. Selon ce modèle, les volumes prismatiques peuvent tous se déformer de la même manière; cependant aucune réorganisation des fibres n'est possible. Cela rend impossible la généralisation du modèle car suivant le type de sollicitation, l'effet du déplacement relatif des fibres est plus ou moins important. Il est donc nécessaire de définir des modes de déformations pour lesquels le modèle ne s'applique pas. C'est le cas de la situation montrée à la Figure 1-10 représentant la compaction d'un assemblage de fibres dans le sens perpendiculaire à la direction d'application de la pression.

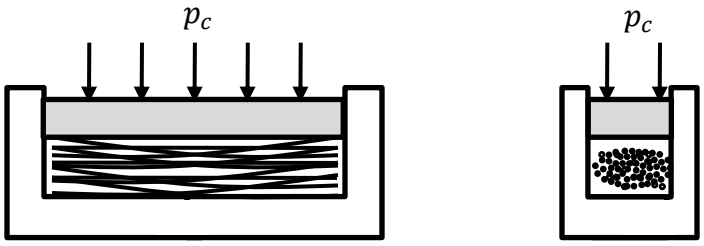


Figure 1-10: Compaction axiale d'un assemblage homogène (Cai & Gutowski, 1992).

Dans certains procédés LCM, les renforts sont compactés dans le moule sans aucun lubrifiant (résine ou autre). Certains chercheurs (Karbhari & Simacek, 1996; Simacek & Karbhari, 1996) ont adapté ce modèle aux renforts non lubrifiés (sec). La discussion sur leur travail est aussi disponible dans l'Annexe 1.

- **Modèles micromécaniques**

(Chen, B. & Chou, 1999) ont proposé un modèle semi-analytique de compaction des renforts tissés de type toile possédant une seule couche. Ils furent les premiers à établir leurs hypothèses et à décrire la géométrie du renfort directement à partir des mèches et non des fibres. L'utilisation de la théorie des poutres pour modéliser le comportement des mèches permet d'obtenir le taux de fibres maximal qu'un tissu peut atteindre en compaction. Seule la déformation élastique des mèches est ici prise en compte. Les auteurs ont introduit un concept de réarrangement des mèches dans le plan du tissu. Cependant, si l'on suit leur proposition, certaines mèches devraient se déplacer latéralement de plus d'un ordre de grandeur par rapport à leur diamètre, ceci semble peu réaliste pour un renfort tissé. Dans la suite de ces travaux (Chen, B. & Chou, 2000), ils ont utilisé le modèle pour prédire la compaction d'un assemblage de plusieurs couches du même tissu. Ils ajoutent cependant l'effet du réarrangement des mèches entre les couches qu'ils ont découplé des autres phénomènes. En effet, ils considèrent ici que la réduction d'épaisseur du renfort lors de la compaction peut être calculée comme la somme de l'effet de la compaction sur le renfort lorsqu'il n'est composé que d'une seule couche et de l'effet du réarrangement des mèches entre les couches.

D'autres auteurs ont élaboré un modèle micromécanique de compaction d'un type de renfort fibreux (Chen, Z.-R. & Ye, 2006; Chen, Z.-R. et al., 2006). Comme les précédents auteurs, ils modélisent en premier lieu le comportement d'une mèche avant de les assembler pour former une couche, puis d'assembler les couches pour obtenir la préforme. Au lieu de modéliser chaque mèche par une poutre, ils les représentent comme un ensemble de poutres élastiques symbolisant les fibres. Ils autorisent donc un déplacement des poutres dans le plan de la mèche afin de reproduire la déformation engendrée par la compaction, en particulier sur la section des mèches. La prise en compte du changement de section n'est pas présente dans le modèle de (Chen, B. & Chou, 2000). (Chen, Z.-R. & Ye, 2006) utilisent le modèle de Gutowski pour déterminer le comportement sous contrainte d'une mèche. Ce choix leur impose donc le respect des hypothèses de départ de ce modèle. Or, les mèches ne sont pas alignées puisque (Chen, Z.-R. & Ye, 2006)

étudient le cas d'un renfort tissé. Afin d'utiliser quand même l'étude de Gutowski, les auteurs ont modifié la constante empirique β dans l'équation (5).

- **Modèles basés sur la représentation de Maxwell**

Certains modèles de compaction (Kelly et al., 2006; Somashekar et al., 2012) sont basés sur le modèle de Maxwell décrivant le comportement viscoélastique d'un matériau. Cela permet de considérer à la fois les propriétés élastiques et visqueuses des renforts. Le modèle de base de Maxwell se compose d'un amortisseur purement visqueux et d'un ressort en série comme montré sur la Figure 1-11. Dans ce cas, la contrainte résultante de la force F, celle dans l'amortisseur et celle dans le ressort sont égales tandis que la déformation totale correspond à la somme des déformations de chacun de deux composants.

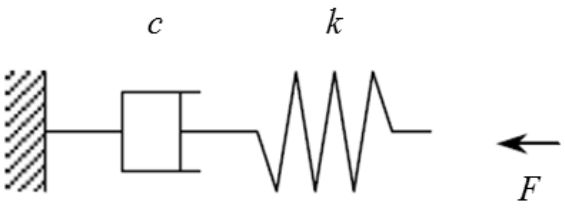


Figure 1-11: Schéma du modèle de Maxwell (Zhu et al., 2003).

Ce modèle est adapté au renfort fibreux en ajoutant en parallèle plusieurs autres amortisseurs et ressorts. Son application pour calculer toute la contrainte (Somashekar et al., 2012) ou pour une partie seulement (Kelly et al., 2006) a permis d'obtenir une bonne approximation de la réponse en compaction de différents types de renforts. Toutefois, Un très grand nombre de paramètres doivent être déterminés, ce qui nécessite la réalisation de beaucoup d'essais en laboratoire. L'apport de la modélisation en comparaison à l'expérience apparaît donc limité.

- **Modèle thermomécanique**

Un modèle thermomécanique a été construit pour tenter d'obtenir le comportement en compaction sèche des renforts fibreux par (Cheng et al., 2010). Ce modèle permet de prendre en compte l'aspect inélastique (i.e., plastique) de ce comportement ainsi que la possibilité d'imposer plusieurs cycles de chargement-déchargement au renfort. Il est cependant nécessaire de connaître les valeurs de trois coefficients empiriques représentant l'amplitude de la contrainte dissipée entre chaque cycle ainsi que la perte d'énergie associée. Dans cette étude, ces coefficients sont déterminés à l'aide d'un essai de compression simple (non cyclique) réalisé sur chaque matériau. Les résultats obtenus sont présentés à la Figure 1-12. On observe une bonne correspondance pour les trois renforts testés lors d'un cycle de chargement-déchargement. L'intérêt dans ce cas est limité car la courbe acquise en laboratoire est nécessaire afin de déterminer certains paramètres du modèle. Cependant, lorsque la compaction considérée s'effectue par plusieurs de ces cycles, le modèle permet d'obtenir la réponse finale du renfort sans avoir à le faire expérimentalement.

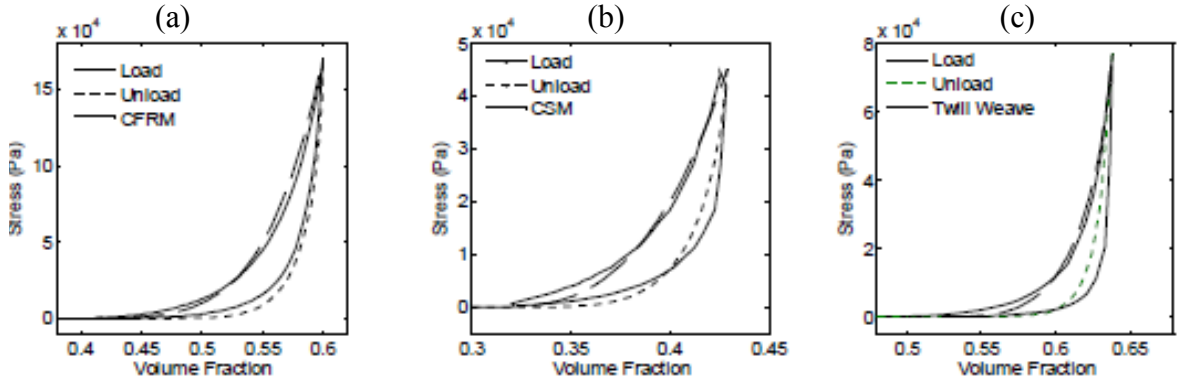


Figure 1-12: Pression de compaction en fonction du taux de fibres pour : (a) une toile, (b) un mat et (c) un twill (Cheng et al., 2010).

- **Modèles phénoménologiques**

Comme on a pu le voir jusqu'à maintenant, le comportement en compaction des réseaux de fibres est complexe et les modèles existants ne permettent pas encore de les prédire complètement. Divers modèles empiriques ont donc vu le jour. Un des plus utilisés reste la loi des puissances qui

donne le taux de fibres V_f en fonction d'une puissance de la pression appliquée p_c. Cette approche utilisée par de nombreux auteurs (Gauvin et al., 1994; Pearce & Summerscales, 1995) s'écrit comme suit :

$$V_f = A \cdot {p_c}^B \tag{1.8}$$

La loi de comportement des sols introduite par Taylor est équivalente à l'équation (1.8) :

$$\log(V_f) = A \cdot \log(p_c) + B \tag{1.9}$$

Un autre modèle proposé ci-dessous est plus complexe (Gauvin & Chibani, 1988) :

$$V_f = \frac{10}{10 \cdot A_0 \cdot p_c + A_1 \ln(p_c) + (A_2/10 \cdot p_c) + A_3} \tag{1.10}$$

A l'inverse des précédents, il est aussi possible d'exprimer la pression en fonction de l'épaisseur *h* de la préforme et donc indirectement en fonction du taux de fibres (Hou, 1986) :

$$p_c = \frac{k}{A} \frac{h_0 - h}{\left[1 - \frac{h_0 - h}{h_0 - m \cdot r_f}\right]} \tag{1.11}$$

Il existe de nombreuses limitations à ces équations. Par exemple, elles ne prennent pas en compte le nombre de couches composant le renfort, ni son architecture (tissé ou non). De plus, on remarque que tous ces modèles possèdent au moins deux coefficients empiriques. Il est donc nécessaire pour chaque renfort ou pour chaque nombre de couches d'effectuer au moins une expérience pour déterminer leur valeur. Cela signifie donc que l'on ajuste notre modèle sur l'expérience. De plus, il est impossible d'extrapoler un résultat pour un renfort avec un nombre de couches donné à un autre renfort ou à un autre nombre de couches.

1.2.2 Modélisations numériques

Suite aux difficultés éprouvées par les modèles analytiques, des solutions numériques ont été apportées. Cela a permis d'enrichir les modélisations en ajoutant des contributions jusque-là difficiles à modéliser. Il est aussi possible d'effectuer des calculs sur des renforts possédant une géométrie plus complexe.

- **Travaux de Potluri et Sagar**

Deux approches différentes ont été effectuées pour modéliser la compaction des renforts fibreux (Potluri & Sagar, 2008) : une analyse par éléments finis et une méthode énergétique. Dans le premier cas, les auteurs modélisent une cellule unitaire d'un renfort toile compressée entre deux plaques planes. Ils considèrent cependant qu'au vu de la symétrie du tissage, seulement un quart de cette cellule suffit pour obtenir les résultats de la simulation comme montré sur la Figure 1-13.

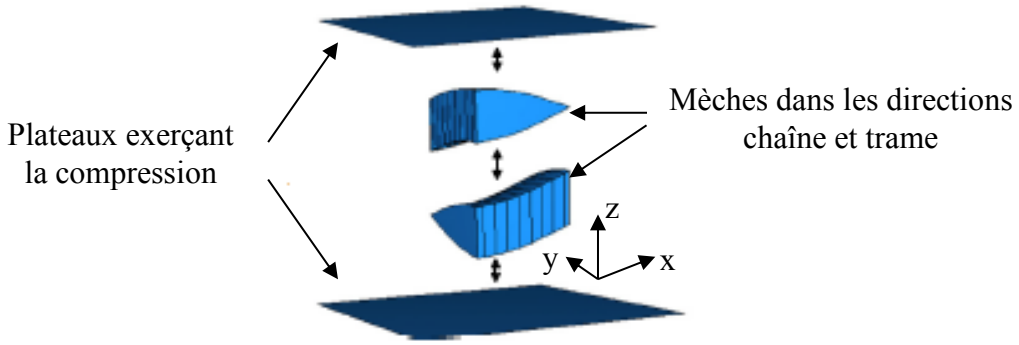


Figure 1-13: Un quart d'une cellule unitaire entre deux plaques (Potluri & Sagar, 2008).

Pour obtenir le comportement mécanique d'une mèche en simulation numérique, les auteurs rapportent qu'il est nécessaire de fixer les modules de cisaillement G_{12}, G_{13} et G_{23} ainsi que les coefficients de Poisson ν_{12}, ν_{13} et ν_{23} à zéro, et que les modules élastiques transversaux sont très petits par rapport au module dans la direction de la mèche. Plusieurs auteurs ont montré qu'un rapport de cent entre E_1 et E_2 (ou E_3) était adéquat pour modéliser une mèche. Dans la pratique, les modules transversaux ne sont pas constants puisqu'ils varient lors de la compression. On

remarque dans les courbes de compaction obtenues que cette approximation est responsable de la différence d'allure de courbes entre le calcul et l'expérience.

La deuxième approche adoptée (Potluri & Sagar, 2008) consiste à modéliser les mèches par des poutres ne travaillant qu'en flexion et par des ressorts simulant leur compression. On considère ici que l'ondulation des mèches peut être représentée par un polynôme d'Hermite de degré trois. Le calcul de l'énergie potentielle est effectué sur la cellule unitaire afin d'obtenir l'énergie totale lors de la déformation. Les auteurs découplent ici l'énergie apportée par la flexion et celle emmagasinée par la compression des mèches. L'effet du réarrangement des mèches lorsque l'on utilise un renfort composé de plusieurs couches est considéré grâce à ce qui est appelé « *nesting factor* » (facteur de réarrangement). Il se définit comme le rapport entre l'épaisseur finale du renfort et la somme des épaisseurs initiales de chaque couche le composant. Ce facteur est donc toujours inférieur ou égal à un (égal à un lorsqu'il n'y a pas de réarrangement). On observe sur les graphiques obtenus, représentant l'épaisseur du renfort en fonction de la pression de compaction, une bonne corrélation entre le modèle et l'expérience, et cela pour trois tissus toiles différents. (Potluri & Sagar, 2008) ont, de la même manière, effectué ces simulations sur des renforts 3D : le calcul donne une approximation correcte pour deux renforts et une légèrement divergente pour le troisième comparé à l'expérience. Étant donné qu'il s'agit du même type de renfort 3D dans les différents calculs et que seules les densités de fibres dans les sens chaîne et trame changent, on peut imputer cette divergence à l'augmentation de la densité de fibres dans le renfort. Cette hausse doit être responsable d'un réarrangement différent des fibres, et invalide donc le calcul dans ce cas. Il serait important ici d'avoir les calculs d'incertitudes sur les courbes expérimentales ainsi que l'écart réel entre le modèle et l'expérience afin de pouvoir quantifier correctement la validité de la simulation (cette évaluation s'effectuant ici sur le seul critère visuel).

- **Travaux du laboratoire LaMCoS de L'INSA Lyon (P. Boisse)**

Il existe de nombreuses approches pour modéliser le comportement mécanique des renforts fibreux. Ainsi, Boisse a développé une expertise sur l'ensemble de leur mise en forme (Badel et

al., 2010; Badel et al., 2008; De Luycker et al., 2009; Gasser et al., 2000; Nguyen et al., 2010; Nguyen et al., 2013). Dans la plupart de ces travaux, des lois de comportement hypo-élastiques (Truesdell, 1965) sont utilisées pour calculer les déformations des renforts. L'hypo-élasticité est une généralisation de la théorie des grandes déformations. On peut mettre une loi hypo-élastique sous cette forme :

$$\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla} = \underline{\underline{\underline{\underline{C}}}} : \underline{\underline{D}} \tag{1.12}$$

où $\underline{\underline{\sigma}}^{\nabla}$, $\underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}$ et $\underline{\underline{D}}$ sont respectivement la dérive objective du tenseur des contraintes de Cauchy, le tenseur élastique tangent et le tenseur des déformations. Il a été possible pour les chercheurs d'intégrer et de résoudre cette équation dans le cas d'une traction biaxiale et d'un cisaillement pur (Badel et al., 2008) ainsi que lors d'une compression à travers l'épaisseur (Nguyen et al., 2013) sur des représentations numériques de la géométrie des renforts. C'est ce dernier cas qui nous intéresse ici.

Cette étude porte sur la simulation de la compaction d'un renfort sergé en carbone en prenant en compte l'influence du nombre de couches, du réarrangement des mèches entre les couches et du cisaillement. Le développement de l'équation (1.12) dans ce travail a débouché sur la définition de deux constantes élastiques intrinsèques à une mèche à déterminer. Elles représentent la raideur due au changement de surface et la raideur due au changement de forme des mèches lors de la compaction. Ces deux constantes, ainsi qu'un paramètre additionnel, sont déterminés en ajustant le modèle numérique sur une courbe référence qui correspond à la réponse en compaction d'une seule couche de renfort (i.e. pas de réarrangement de mèches) et sans cisaillement. La prise en compte du réarrangement des mèches lorsque la préforme compactée possède plus d'une couche est effectuée via le «*nesting factor*» défini plus haut. Quant au cisaillement, un autre développement de la loi hypo-élastique est utilisé (Badel et al., 2008).

Lorsque la valeur de «*nesting*» appropriée est appliquée, une très bonne corrélation entre la simulation et l'expérience est obtenue. Cependant, le choix de cette valeur a été effectué sans

aucune considération physique puisqu'elle a été choisie de sorte que la simulation s'ajuste au mieux à l'expérience. Il apparaît donc difficile d'utiliser la modélisation sans pouvoir prédire ce facteur avec une certaine précision. Les résultats de compaction des renforts cisaillés sont consistants avec l'expérience. Toutefois, une divergence apparaît lorsque l'angle de cisaillement devient important. Les auteurs expliquent que cet écart provient probablement de la simulation du cisaillement qui est moins précise lorsque l'angle augmente.

- **Travaux du laboratoire de KU Leuven (S.V. Lomov)**

D'autres auteurs (De Luycker et al., 2009) ont tenté de simuler la déformation due aux efforts imposés lors du préformage sur un interlock 3D. Le principal problème posé par la modélisation d'un renfort est l'échelle à partir de laquelle on le définit, c'est-à-dire si on peut le considérer comme un milieu continu ou comme un ensemble de milieux continus (ensemble de fibres, de mèches ou de cellules unitaires). La première approche est facile à mettre en œuvre avec la méthode des éléments finis, mais l'identification du milieu homogène est compliquée car il change à chaque instant et non uniformément lorsqu'un effort est imposé. La seconde approche consiste à modéliser les fibres, les mèches ou les cellules unitaires et à les lier entre elles par des contraintes de contact ou des ressorts. Il est toutefois difficile d'obtenir un modèle à la fois facile à manipuler et efficace à l'échelle méso ou microscopique. Les auteurs proposent donc d'utiliser un mélange des deux approches en définissant des éléments finis hexaédriques composés de plusieurs mèches, comme on peut le voir sur la Figure 1-14.

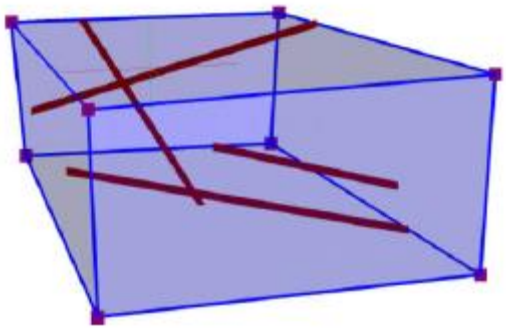


Figure 1-14: Élément fini hexaédrique à 8 nœuds (De Luycker et al., 2009).

Les propriétés mécaniques associées à l'élément hexaédrique sur lequel le calcul est effectué sont la somme des propriétés de chaque mèche le composant dans chaque direction de l'espace. Ces mèches sont considérées comme rectilignes et ne travaillant qu'en traction pendant la déformation car les auteurs considèrent que le moment fléchissant, la compression transverse et le cisaillement des mèches sont négligeables. Après avoir effectué plusieurs essais avec des éléments finis hexaédriques en tension, en cisaillement pur et simple, (De Luycker et al., 2009) ont simulé le préformage du renfort 3D par un poinçon hémisphérique comme illustré à la Figure 1-15.

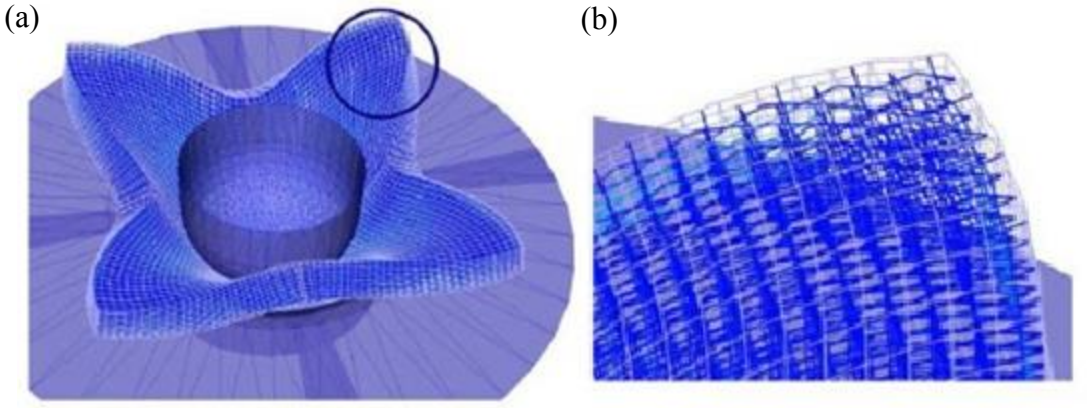


Figure 1-15: Préformage d'un interlock avec un poinçon hémisphérique (De Luycker et al., 2009).

Une limitation importante apparaît toutefois : on constate sur la Figure 1-15 (b) que la modélisation du tissage est assez loin de représenter la réalité car l'espace entre les mèches est important. Ceci pourrait être la conséquence d'un temps de calcul trop long ou lié au fait que l'on n'autorise aucun contact entre les mèches. Cette étude ne donne aucune information sur les déformations à l'intérieur du renfort

- **Travaux de Mahadik et al.**

Un travail de caractérisation expérimentale de la géométrie de deux tissus 3D interlock (Mahadik et al., 2010) a été exploité (Mahadik & Hallett, 2010) afin d'obtenir un modèle de renfort par éléments finis au plus proche de la réalité. Leur modélisation s'appuie sur un Volume Élémentaire Représentatif (VER) du renfort composé de plusieurs cellules unitaires. Chaque mèche composant ce VER est composée de 19 fibres de taille importante afin de modéliser les milliers de fibres microscopiques présentes en réalité tout en conservant un temps de calcul acceptable. Cette description du renfort est disponible à la Figure 1-16.

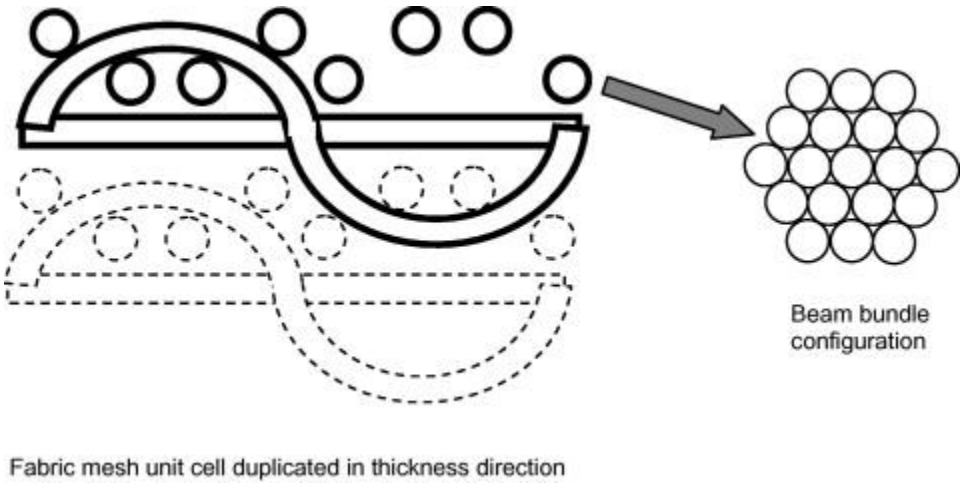


Figure 1-16: Description de la construction du renfort (Mahadik & Hallett, 2010).

La déformation des poutres modélisant chaque fibre a été considérée au départ comme élastique ou élasto-plastique, mais ceci a révélé une importante instabilité au niveau des contacts et des mouvements entre fibres. Les auteurs ont rendu le modèle plus stable en autorisant seulement une déformation plastique des poutres. La conséquence directe de ce choix est que les valeurs des déformations plastiques sont irréalistes. La densité, la rigidité et le coefficient de Poisson sont fixés arbitrairement afin de réduire le temps de calcul. La compaction du renfort est effectuée à faible vitesse entre deux plaques rigides afin d'obtenir une bonne stabilité. Les résultats obtenus sur la forme des mèches et leur ondulation sont comparés avec les travaux précédents (Mahadik

et al., 2010). On remarque sur les images que les mèches sont beaucoup plus écrasées dans cette approche qu'en réalité, ceci pourrait être dû au faible nombre de fibres composant chaque mèche dans le modèle comparé aux milliers de fibres présentes en réalité. Les détails de l'analyse effectuée par (Mahadik & Hallett, 2010) portent aussi sur une comparaison entre l'ondulation des fibres calculée et expérimentale. Toutefois, comme les déformations enregistrées sur le modèle numérique ne sont pas valides, il apparaît difficile d'interpréter ce travail.

1.3 Écoulement dans les renforts fibreux

Il existe un grand nombre de milieux poreux dans des domaines différents tels que la mécanique des sols, l'hydrologie et, bien sûr, les matériaux composites. La perméabilité est une propriété macroscopique des milieux poreux, qui se définit comme la capacité de filtration d'un matériau, c'est-à-dire la plus ou moins grande facilité avec laquelle un fluide peut s'écouler à travers lui. Si l'on a un flot unidirectionnel horizontal (i.e., gravité négligeable), la perméabilité sera un scalaire. Elle s'exprime selon cette loi (Darcy, 1856) :

$$u_x = -\frac{K}{\mu}\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x} \tag{1.13}$$

où u_x est la vitesse moyenne de Darcy du fluide selon la direction du flot *x*, *K* est la perméabilité selon *x*, μ est la viscosité dynamique du fluide et $\mathrm{d}p/\mathrm{d}x$ est le gradient de pression selon cette même direction *x*. Dans le cas tridimensionnel, la loi de Darcy s'écrit sous la forme tensorielle suivante :

$$\begin{bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{bmatrix} = -\frac{1}{\mu}\begin{bmatrix} K_{xx} & K_{xy} & K_{xz} \\ K_{yx} & K_{yy} & K_{yz} \\ K_{zx} & K_{zy} & K_{zz} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \dfrac{\partial p}{\partial x} \\ \dfrac{\partial p}{\partial y} \\ \dfrac{\partial p}{\partial z} \end{bmatrix} \tag{1.14}$$

On peut aussi définir la vitesse de Darcy en fonction du débit du fluide *Q* divisé par l'aire de filtration *A*. En considérant un écoulement unidirectionnel, la vitesse de Darcy s'écrit :

$$u_x = \frac{Q}{A} \tag{1.15}$$

D'après les équations (1.13) et (1.15), on peut déterminer la perméabilité de deux manières : soit en imposant une pression d'injection constante et en mesurant le débit du fluide, soit en imposant un débit d'injection constant et en mesurant la pression du fluide.

- **Écoulement à travers un milieu à deux échelles de porosité**

La majorité des renforts fibreux possède deux échelles de porosité : des macropores présents entre les mèches et des micropores présents entre les fibres (à l'intérieur des mèches). Les macropores ont généralement une taille de l'ordre de 0.1 à 1 mm de diamètre et dépendent des paramètres du tissage. Quant aux micropores, leurs diamètres varient autour de quelques microns et sont directement liés aux paramètres géométriques des fibres. Une image de la structure double échelle d'un renfort 3D interlock prise sur une coupe transversale à l'aide d'un microscope digital est présentée à la Figure 1-17.

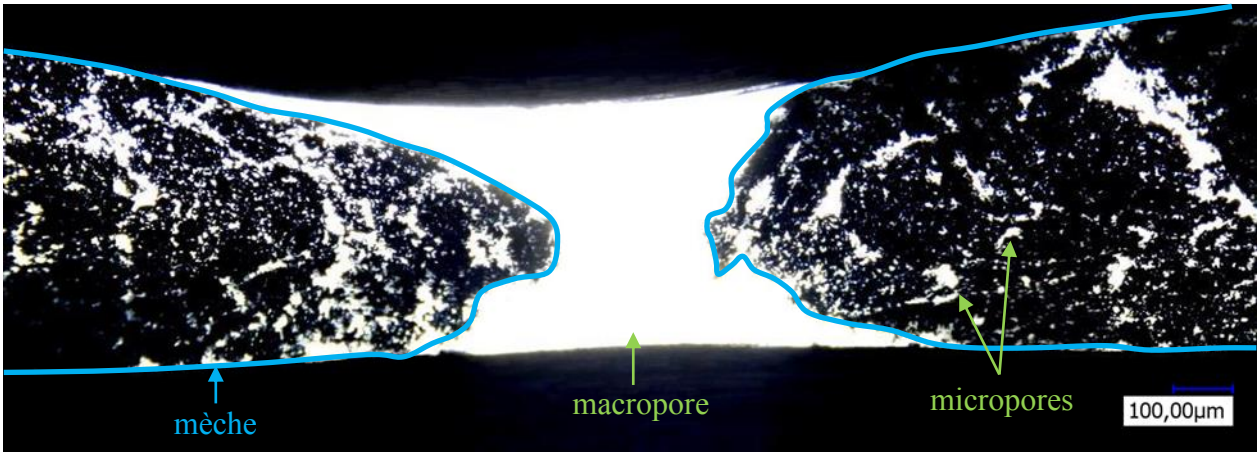


Figure 1-17: Observation des deux échelles de porosité dans un renfort tissé 3D interlock.

Cette double échelle influence fortement l'imprégnation du renfort lors de l'injection d'une résine polymérique. En effet, les macropores ont une perméabilité beaucoup plus importante que les micropores. Il apparaît donc a priori plus difficile d'imprégner les mèches que les espaces inter-mèches. Cependant, un autre phénomène intervient dans l'imprégnation des mèches. En effet, la progression du liquide à l'intérieur d'une mèche peut être assistée ou freinée par des forces capillaires ayant lieu le long des parois des fibres. La Figure 1-18 permet d'illustrer ce phénomène : sur la Figure 1-18a sont représentées quelques fibres avec les espaces inter-fibres et sur la Figure 1-18b est schématisée une analogie avec un tube capillaire représentant ici un espace inter-fibres. D'après cette analogie, il est possible de calculer les forces capillaires à l'intérieur des mèches F_{cap} connaissant la tension de surface du liquide σ_{lv}, l'angle de contact θ entre le liquide et la fibre et le rayon équivalent du capillaire r :

$$F_{cap} = \sigma_{lv} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \cos\theta \tag{1.16}$$

La pression capillaire est donc obtenue en divisant la force capillaire par l'aire de l'interface liquide-air. Une pression capillaire positive signifie qu'elle contribue à l'écoulement tandis que lorsqu'elle est négative, elle l'entrave. Ainsi, l'écoulement visqueux global à l'intérieur du renfort peut être facilité ou ralenti par les effets capillaires.

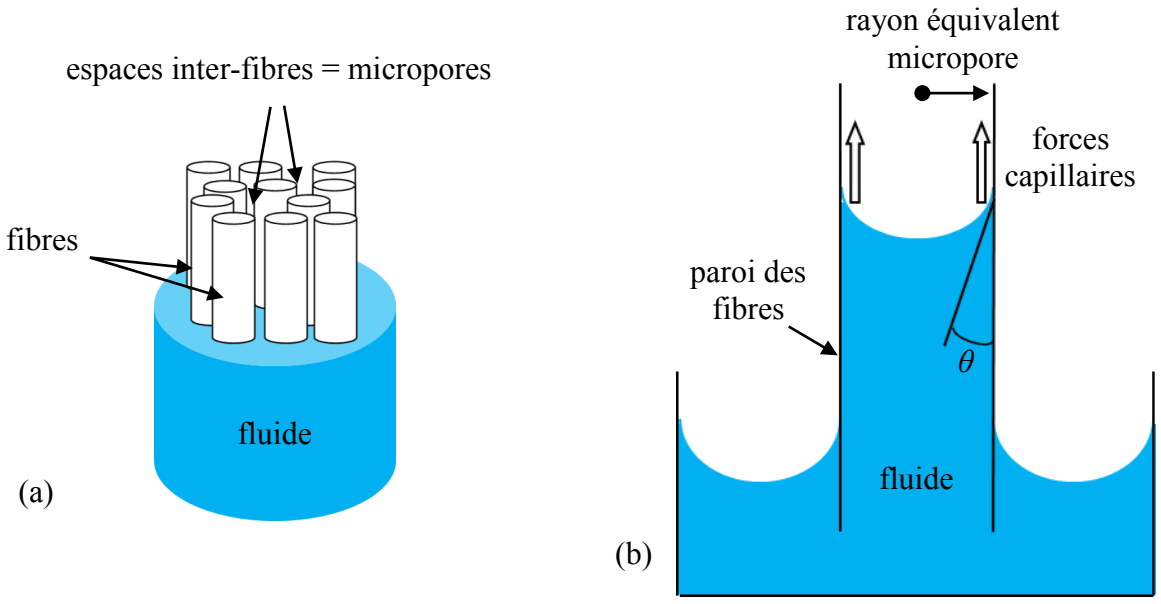


Figure 1-18: Imprégnation des mèches pas capillarité : (a) schéma représentant l'imbibition d'une mèche et (b) analogie d'un micropore avec un tube capillaire.

L'importance relative des écoulements visqueux (principalement entre les mèches) et des phénomènes capillaires (principalement entre les fibres) lors de l'injection d'un fluide dans un renfort à double échelle de porosité est en toute logique liée aux propriétés du liquide, des fibres et de leur interaction. Cependant, il est récemment apparu que la vitesse d'écoulement avait elle aussi une influence prépondérante (Labat et al., 2001; Lebel, 2012; Leclerc & Ruiz, 2008; Patel, 1994; Pillai, 1997). En effet, comme illustré sur la Figure 1-19a, une vitesse d'écoulement très faible signifie que la résine imprègne plus rapidement les mèches (les micropores) que les espaces inter-mèches (les macropores). En conséquence, les forces capillaires vont contribuer de manière plus importante à l'écoulement que les forces visqueuses. Ce cas de figure est obtenu lorsque la vitesse ou pression d'injection de la pièce est quasi-nulle voire nulle. Il y a ici le risque de former des porosités (i.e., vides) macroscopiques entre les mèches. D'autre part, si la vitesse d'imprégnation est élevée (voir Figure 1-19b), la résine va contourner les mèches au lieu de les imprégner. Les forces visqueuses seront donc prépondérantes sur les forces capillaires. Des porosités microscopiques vont par conséquent être créées lors du passage du fluide. On dit que l'écoulement est insaturé car tous les pores ne sont pas comblés au front visqueux de résine.

Ce dernier cas de figure est très commun lors de la fabrication de pièces composites par les procédés LCM. En effet, lorsqu'il est nécessaire de réduire le temps de fabrication, la vitesse d'injection de la résine est l'un des premiers paramètres ajustés. De plus, la vitesse d'imprégnation capillaire des mèches est souvent d'un ordre de grandeur plus faible que les vitesses d'injection couramment utilisées dans l'industrie. Il apparaît difficile dans ce cas d'atteindre cette vitesse sans risquer de diminuer la productivité de manière importante.

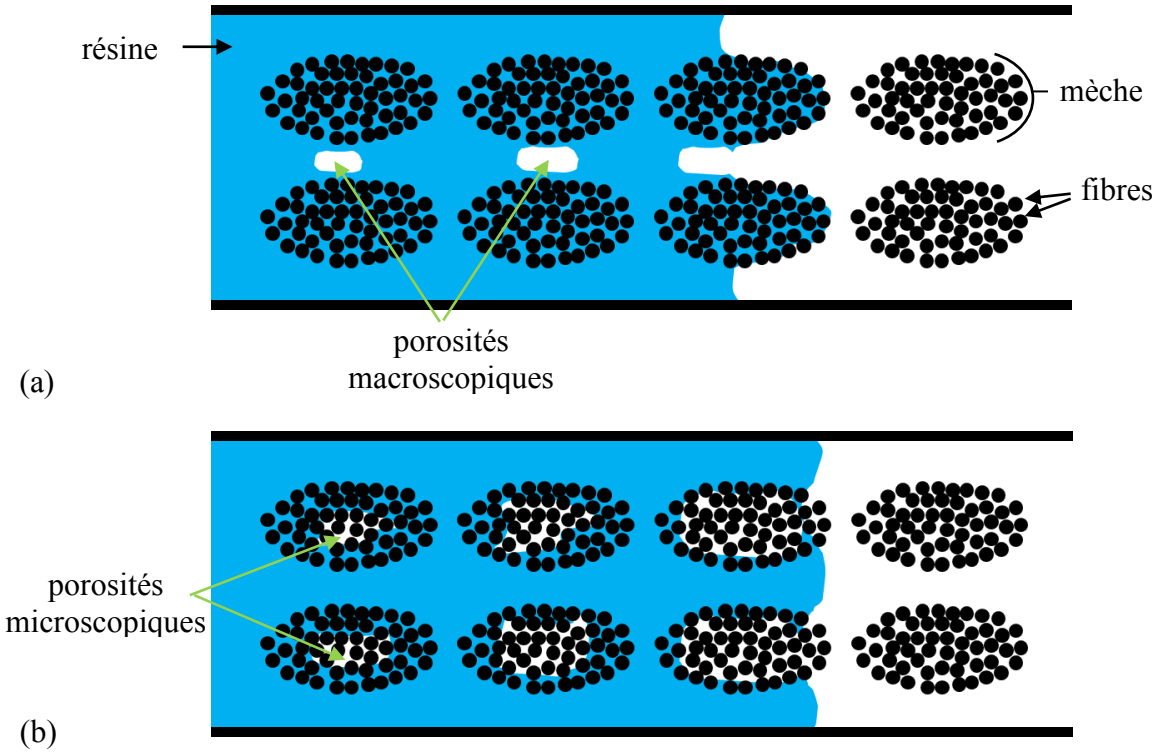


Figure 1-19: Formation de porosités (i.e., vides) lors de l'imprégnation d'un renfort : (a) lorsque la vitesse du fluide est très faible et (b) lorsque la vitesse du fluide est élevée.

1.3.1 Modélisation de la perméabilité des renforts fibreux à une échelle de porosité

La perméabilité d'un milieu poreux dépend de plusieurs facteurs tels que la porosité, la structure du renfort, l'interaction entre le fluide et le renfort, etc. Un certain nombre de travaux théoriques

visent à établir un lien direct entre la structure du milieu poreux et la perméabilité. Une des premières hypothèses de la recherche sur la perméabilité des renforts fibreux est que le liquide circule principalement par les macropores. En effet, dans un souci de simplification, on peut considérer que le flux à travers les fibres est négligeable par rapport au flux entre les mèches. On verra plus loin que cette hypothèse n'est généralement pas vérifiée.

- **Modèle de Kozeny et Carman**

Le premier modèle de prédiction de la perméabilité a été développé pour les milieux granulaires et est fréquemment utilisé dans le domaine des composites (Carman, 1937). Il lie la perméabilité K au taux de fibres V_f via deux constantes :

$$K = \frac{r_f^2}{4\,k}\,\frac{\left(1 - V_f\right)^3}{V_f^2} \tag{1.17}$$

où r_f est le rayon d'une fibre et k la constante empirique de Kozeny. Cette équation est régulièrement employée pour prédire ou corriger des valeurs de perméabilité. Cependant elle ne donne de bons résultats que pour de faibles intervalles de taux de fibres, c'est-à-dire localement en identifiant la valeur de la constante k pour un taux de fibres connu à partir duquel on peut extrapoler. De plus, la perméabilité prédite par la relation de Kozeny et Carman est isotrope, ce qui n'est pas vrai pour la majorité des renforts (comme par exemple un renfort unidirectionnel). (Gutowski et al., 1987) remédièrent a à cela en proposant une modification de la constante de Kozeny suivant les directions du tissage. Cependant un problème commun aux deux théories est que la perméabilité transverse reste non nulle même lorsque l'on dépasse le taux de fibres maximal (toujours strictement inférieur à 1) qui doit en principe empêcher tout écoulement du fluide. Par ailleurs, comme l'ont constatée de nombreux auteurs (Demaria et al., 2007; Liu & Hwang, 2012), la constante de Kozeny n'est pas vraiment constante car elle dépend en fait du taux de fibres.

- **Modèle de Gebart**

Gebart remarqua les faiblesses de ces modèles et en formula un nouveau pour un renfort unidirectionnel pour deux arrangements de fibres différents (Gebart, 1992). On remarque l'importance de la géométrie du renfort dans le calcul de la perméabilité effectué dans la direction perpendiculaire aux fibres. La perméabilité du renfort dans le sens des fibres s'écrit sous la forme :

$$K_1 = \frac{8\, r_f^2}{k}\, \frac{\left(1 - V_f\right)^3}{V_f^2} \tag{1.18}$$

Tandis que dans le sens perpendiculaire aux fibres on a :

$$K_2 = C_1 \left(\sqrt{\frac{V_a}{V_f}} - 1 \right)^{5/2} {r_f}^2 \tag{1.19}$$

où C_1 et V_a dépendent de l'arrangement des fibres et non directement de leur rayon moyen. Ce modèle ne prend toutefois pas en compte l'écrasement important et la réorganisation des mèches. D'après Gebart, cela affecte peu la perméabilité selon la direction des fibres et son impact reste inconnu sur la perméabilité perpendiculaire aux fibres. Cependant, les valeurs qu'il a obtenues sont plus élevées que les perméabilités déterminées expérimentalement.

- **Modèle de Berdichevsky et Cai**

(Berdichevsky & Cai, 1993) ont également développé un modèle de prédiction de la perméabilité pour des renforts unidirectionnels. Ils utilisent pour cela une méthode dite auto-cohérente bien connue en mécanique du solide. Elle consiste à considérer qu'un élément représentatif du renfort est un matériau hétérogène entouré d'un seul matériau homogène équivalent. La définition de cet élément représentatif est importante. Ici, on considère qu'il s'agit une mèche entourée de résine. Cette hypothèse implique donc qu'il n'y a aucun contact entre mèches. À l'extérieur de cet

élément représentatif, le fluide suit la loi de Darcy pour les milieux poreux; à l'intérieur, c'est la loi Navier-Stokes qui s'applique. Les auteurs aboutissent à l'expression suivante de la perméabilité le long des fibres :

$$K_1 = \frac{1}{8\,V_f}\left[ln\frac{1}{V_f^2} - \left(3 - V_f\right)(1 - V_f)\right] \tag{1.20}$$

Tandis que la perméabilité perpendiculaire au sens des fibres s'exprime comme suit :

$$K_2 = \frac{1}{8\,V_f}\left[ln\frac{1}{V_f^2} - \frac{1 - V_f^2}{1 + V_f^2}\right] \tag{1.21}$$

Ils calculent ensuite par la méthode des éléments finis la perméabilité de diverses cellules élémentaires correspondantes à divers arrangements de fibres en résolvant Navier-Stokes. Le but est de comparer les résultats obtenus avec les équations (1.20) et (1.21), le calcul numérique, la relation de Kozeny et Carman ainsi qu'avec les résultats de Gutowski. La faiblesse évidente de ce travail est qu'il n'y a aucune comparaison avec des mesures de perméabilité expérimentale. Il est donc difficile de juger de la pertinence de cette approche.

- **Modèle de Koponen et al.**

Quelques années plus tard, un modèle a été développé sur un renfort composé de mèches courtes aléatoirement réparties dans l'espace, mais dans des plans parallèles entre eux (Koponen et al., 1998). Ce travail porte sur la simulation numérique de l'injection d'un fluide dans ce renfort par la méthode de Boltzmann sur réseau. Cette approche numérique en dynamique des fluides ne résout pas directement les équations de Navier-Stokes, mais l'équation de Boltzmann discrète qui décrit le déplacement et les collisions entre un nombre fini de particules. Cette méthode a été utilisée par de nombreux auteurs dans le domaine des composites pour prédire la perméabilité (Belov et al., 2004). Le caractère aléatoire de la répartition des fibres est responsable de grandes variations de la vitesse d'imprégnation selon les zones du renfort. Cependant lorsque le taux de

fibres est suffisamment faible, ces variations sont négligeables. Le résultat de l'ajustement de Kozeny et Carman aux valeurs expérimentales de perméabilité donne le modèle ci-dessous :

$$K = \frac{1}{14\, V_f^{3/2}\,(1 + 57\,(1 - (1 - V_f)^3))}\, r_f^2 \tag{1.22}$$

Les valeurs obtenues par cette équation sont comparées par la suite à celles calculées par la méthode de Boltzmann sur réseau. On remarque une bonne corrélation pour un taux de fibres inférieur à 30%. Mais au-dessus de celui-ci, les valeurs divergent fortement. Or, la plupart des pièces composites sont fabriquées à des taux de fibres supérieurs à celui-ci. Cette méthode ne devrait donc pas donner de très bons résultats pour les applications courantes des renforts.

1.3.2 Modélisation de la perméabilité des renforts fibreux à deux échelles de porosité

Après plusieurs années à essayer de prédire la perméabilité des renforts fibreux ne considérant qu'une échelle de porosité sans grand succès, la recherche s'est orientée naturellement vers la prise en compte de leur structure à double échelle. En effet, la présence de micropores entre les fibres est sans doute responsable d'une partie des écarts entre les prédictions et les valeurs expérimentales. La prise en compte de ces deux échelles de porosité implique une complexité supérieure lors de la modélisation. Ainsi, les chercheurs se concentrent principalement sur des simulations numériques. Toutefois, les modèles de Kozeny et Carman, Gebart, Berdichevski et Cai sont très régulièrement utilisés afin de prédire la perméabilité des mèches à l'intérieur des renforts.

- **Travaux de Lundström**

Un des premiers à prendre en compte cette double échelle de porosité est (Lundstrom, 2000) en considérant la perméabilité totale d'un renfort comprimé composé de plusieurs couches de tissu unidirectionnel comme la somme pondérée de la perméabilité de chaque mèche et de chaque interstice entre les mèches. Cependant il a constaté un écart important entre les valeurs de

perméabilité prédites et les valeurs mesurées. La combinaison des différentes hypothèses du modèle est sans doute responsable de cet écart. En effet, l'auteur suppose que la compression des mèches est responsable d'un changement de forme de leur section en une section rectangulaire, que les interstices entre les fibres restent de taille constantes et qu'il n'existe aucun réarrangement des mèches dans le plan ou perpendiculairement au plan. Lundström ne vérifia qu'une seule de ces hypothèses en analysant l'influence de la forme des mèches sur la perméabilité calculée. Sur la Figure 1-20, on remarque immédiatement l'impact du changement de géométrie sur son modèle. Une telle différence renforce l'idée que la géométrie du renfort a une influence prépondérante sur la perméabilité.

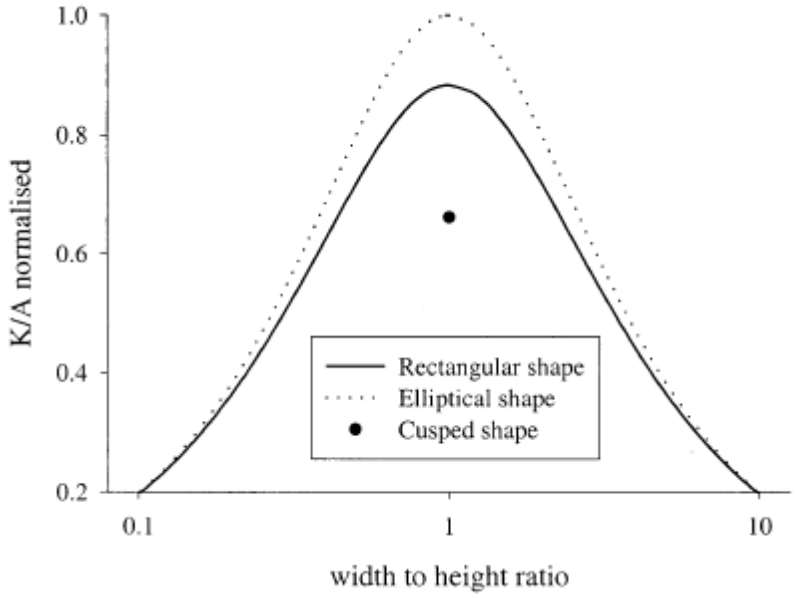


Figure 1-20: Perméabilité normalisée en fonction du rapport largeur sur hauteur de la section transversale d'une mèche (Lundstrom, T. S., 2000).

- **Travaux de Papathanasiou**

Ce modèle est basé sur la définition géométrique du renfort à l'échelle microscopique (Papathanasiou, 2001). Papathanasiou définit une cellule élémentaire par un quart de deux

mèches adjacentes composées de fibres comme montré sur la Figure 1-21. Les fibres et les mèches sont organisées soit de manière rectangulaire, soit hexagonale. On remarque aisément sur cette figure que le choix de l'organisation des fibres et mèches est important car c'est lui qui déterminera la taille des pores. Toutefois, ce modèle ne correspond pas vraiment à la réalité puisque dans un renfort fibreux, les fibres sont beaucoup plus proches et les mèches ne sont pas circulaires. Cependant, cette représentation idéale du tissu peut servir de base pour des calculs plus raffinés.

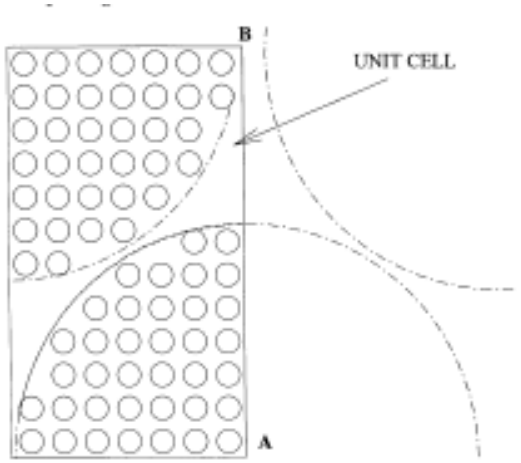


Figure 1-21: Définition d'une cellule élémentaire (Papathanasiou, 2001). Les mèches sont réparties de manière hexagonale et les fibres de manière rectangulaire.

L'auteur résout sur cette cellule l'équation de Navier-Stokes avec la méthode des éléments finis frontières («*Boundary Element Method*»). Ces calculs permettent à l'auteur de déterminer les coefficients α et n de son modèle empirique de prédiction de la perméabilité d'un renfort unidirectionnel à deux échelles de porosité décrit ci-dessous :

$$K_1 = K_{inter-mèche}\left[1 + \alpha\left(\frac{K_{mèche}}{K_{inter-mèche}}\right)^{n-1.5}\right] \tag{1.23}$$

où K_1 désigne toujours la perméabilité du renfort unidirectionnel dans le sens des fibres, $K_{mèche}$ fait référence à la perméabilité d'une mèche et $K_{inter-mèche}$ à la perméabilité entre les mèches en

considérant qu'elles sont imperméables. Le travail de Papathanasiou insiste sur la prise en compte des différentes échelles de porosité dans la détermination de la perméabilité du renfort. On peut ainsi observer l'importance de l'écoulement à l'intérieur des mèches sans considérer les phénomènes de capillarité ou l'interaction liquide-structure. Enfin, la présence de deux coefficients empiriques rend le modèle peu consistant et oblige l'utilisateur à effectuer des expériences afin de les déterminer.

- **Travaux de Belov et al.**

Belov et al. ont utilisé la méthode de Boltzmann sur réseau pour modéliser la perméabilité d'un renfort de type toile à deux échelles de porosité (Belov et al., 2004). Le travail a été décomposé en plusieurs étapes. Les auteurs ont commencé par analyser et caractériser la structure du renfort étudié à l'aide des données du fabricant. Ensuite, ils ont créé un modèle d'une partie du renfort sans chargement (non déformé) comme montré sur la Figure 1-22. Ils ont finalement pris en compte l'effet de la compaction lors de la fabrication d'une pièce composite sur le modèle. Lorsque la modélisation possédait plusieurs couches, l'effet du réarrangement des mèches entre couche a été déterminé et pris en compte.

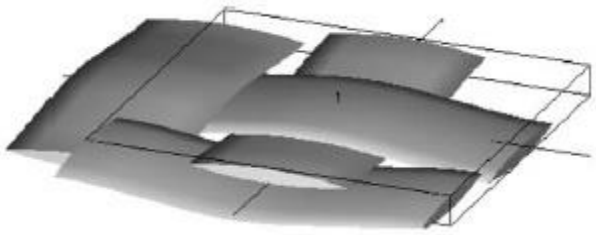


Figure 1-22: Modélisation du renfort non déformé (Belov et al., 2004).

Les auteurs ont choisi de décomposer le milieu de propagation du fluide en deux zones : un écoulement entre les mèches où le comportement du fluide est dicté par l'équation de Navier-Stokes :

$$u \cdot \nabla u + \nu \cdot \nabla^2 u = \frac{1}{\rho} \nabla p \tag{1.24}$$

où u, ν, ρ et p désignent respectivement la vitesse, la viscosité cinématique, la densité et la pression du fluide; et un écoulement à l'intérieur des mèches où l'équation de Brinkman a été utilisée :

$$\upsilon \nabla^2 u - \upsilon K_{mèche}^{-1} \cdot u = \frac{1}{\rho} \nabla p \tag{1.25}$$

$K_{mèche}$ est déterminé grâce aux relations données par (Berdichevsky & Cai, 1993) lorsque l'écoulement se produit dans la direction de la mèche et par la formule de (Phelan & Wise, 1996) dérivée de celle de (Gebart, 1992) lorsque l'écoulement est perpendiculaire à la mèche :

$$K_2 = \frac{4\, d^2}{9\, \pi \sqrt{2}} \left(\sqrt{\frac{\pi}{4\, V_f}} - 1 \right)^{5/2} \tag{1.26}$$

Cela apparaît comme une première limitation du modèle car on utilise des formules semi-empiriques au départ des calculs. Cependant, la correspondance entre la perméabilité calculée et mesurée a été vérifiée en considérant que les mèches sont imperméables (i.e., pas de modèle pour la perméabilité des mèches pris en compte). En effet, les mesures ont été effectuées sur un tissu en fibres de verre dont les mèches sont entourées de PVC. Les différences obtenues sont significatives entre la prédiction et l'expérience. De plus, on constate que les mesures de perméabilité sont réalisées sur une préforme possédant cinq couches de tissu, alors que le calcul est effectué seulement sur une et trois couches. L'ajout par la suite de la perméabilité à l'intérieur des mèches n'apporte pas d'améliorations suffisantes pour estimer la qualité des résultats. D'un autre côté, l'utilisation de la méthode de Boltzmann sur réseau est très coûteuse en temps de calcul. Il apparaît donc important d'améliorer les résultats sur des renforts à mèche imperméable avant de considérer leur imprégnation dans le calcul.

- **Travaux de Verleye et al.**

Dans la continuité des travaux précédents (Belov et al., 2004), d'autres chercheurs se sont intéressés à la prédiction de la perméabilité par une autre méthode (Verleye et al., 2008; Verleye et al., 2010). Ils utilisent ici des logiciels de type éléments finis ou différences finies, nécessitant donc un maillage ou une grille pour décomposer le renfort, pour résoudre les équations de Stokes ou de Brinkman. Il est ici encore nécessaire de distinguer deux cas : lorsque le fluide circule entre les mèches et lorsqu'il circule à l'intérieur de celles-ci. On peut observer sur la Figure 1-23 la discrétisation du renfort : les auteurs définissent les nœuds du maillage comme appartenant ou non à une mèche. Ainsi, suivant le type de nœud rencontré, c'est l'équation de Stokes ou de Brinkman qui sera résolue. Cette distinction est donc effectuée sur un élément représentatif du renfort discrétisé en voxels (qui correspond aux pixels en 2D). La perméabilité des mèches est évaluée comme précédemment grâce aux formules de (Gebart, 1992) ou de (Berdichevsky & Cai, 1993).

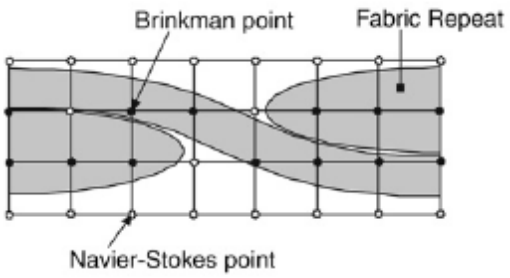


Figure 1-23: Distinction des nœuds du maillage pour simuler l'avancée de fluide (Verleye et al., 2008; Verleye et al., 2010).

Pour valider le code de calcul, des mesures de perméabilité ont été conduites dans trois établissements différents afin d'éliminer les possibles erreurs expérimentales. Lors de la comparaison entre les valeurs numériques et expérimentales, les auteurs remarquent que le calcul sous-évalue grandement la perméabilité du renfort. Cette différence provient de la différence entre le modèle géométrique et le renfort. En effet, les chercheurs ont constaté qu'il est difficile de prendre en compte la structure réelle du tissu. Ils ont donc tenté de diminuer cette différence et sa conséquence sur la perméabilité, mais le résultat reste significativement éloigné des valeurs

expérimentales. Par la suite, les auteurs ont évalué la qualité de la prédiction pour trois autres renforts (une toile, un mono-filament et un mat). Pour le renfort de type mat, on remarque que les valeurs de *K* obtenues par calcul restent à l'intérieur des barres d'erreurs des essais expérimentaux. Concernant le mono-filament, les valeurs numériques et expérimentales semblent proches, mais le graphique ne présente aucune barre d'erreur. Il est donc difficile de conclure. La comparaison des valeurs de perméabilité de la toile montre un écart d'environ 50% entre le calcul et l'expérience. Cependant, cette différence diminue avec le taux de fibres. Ici encore, comme les essais expérimentaux ont été réalisés sur cinq couches de tissu alors que le calcul a été effectué pour une couche, il apparaît difficile d'émettre une hypothèse sur cette diminution.

- **Travaux de Chen et al.**

(Chen et al., 2010) ont eux aussi élaboré un modèle numérique afin d'obtenir la perméabilité d'une toile. À cette fin ils distinguent, de la même manière que les auteurs précédents, la perméabilité entre et à l'intérieur des mèches. La première est prédite en résolvant l'équation de Stokes à travers le renfort, tandis que la seconde est déterminée par les formules de Gebart. Lorsque ces valeurs sont connues, les auteurs calculent la perméabilité globale d'une cellule unitaire en résolvant l'écoulement à travers le renfort pour la vitesse et le champ de pression sous les conditions aux frontières imposées pour ensuite les substituer dans la loi de Darcy. Les résultats obtenus sont excellents puisque les écarts relevés entre les valeurs expérimentales de perméabilité et celles calculées sont inférieurs à 15%. Cependant, certaines incohérences ont pu être décelées : certaines valeurs données en entrée comme les paramètres géométriques de la cellule sont légèrement différentes d'un tableau à l'autre, mais suffisantes pour créer une différence significative. Par ailleurs, il a été impossible de retrouver les valeurs de perméabilité intra-mèches présentées dans ce travail alors que les auteurs fournissent toutes les données nécessaires aux autres calculs.

- **Travaux d'Endruweit et Long**

Dans ce travail, deux modèles analytiques sont développés afin de prédire la perméabilité dans le plan et à travers l'épaisseur de trois renforts 3D (Endruweit & Long, 2010). Tout d'abord, la perméabilité dans le plan du renfort est déterminée en ajoutant ou soustrayant la contribution de chaque élément du tissu (mèches et espaces inter-mèches). En effet, tel qu'illustré à la Figure 1-24, la perméabilité des mèches est calculée en premier lieu (Gebart, 1992). Ensuite, la perméabilité d'une couche de mèche unidirectionnelle est obtenue en combinant celle des mèches avec celle des espaces inter-mèches. Puis, une perméabilité équivalente à une superposition de couches unidirectionnelles est déduite en pondérant la contribution de chacune. Enfin, la perturbation créée par les mèches tissées dans la direction perpendiculaire aux plis unidirectionnels est ajoutée au résultat précédant afin d'obtenir la perméabilité globale du renfort. Les valeurs prédites par les auteurs sont significativement différentes des valeurs expérimentales présentées. Cette approche intéressante nécessite toutefois la connaissance de la géométrie du renfort au taux de fibres visé. De plus, le calcul de la perturbation créée par les mèches perpendiculaires à la direction d'écoulement requiert de déterminer la valeur de deux paramètres d'ajustement. L'application de ce modèle semble donc limitée.

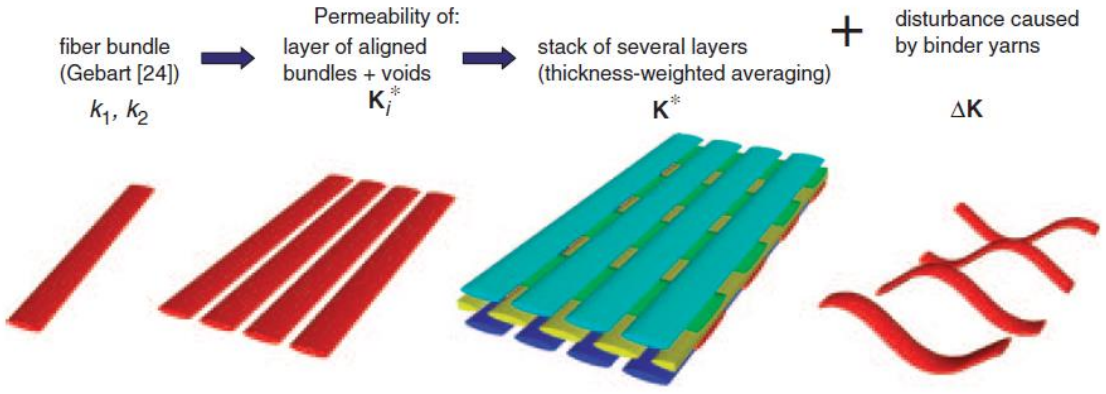


Figure 1-24: Approche utilisée pour modéliser la perméabilité (Endruweit & Long, 2010).

Le modèle de perméabilité à travers l'épaisseur est assez différent de celui dans le plan. Tout d'abord, la contribution des mèches lors de l'écoulement du liquide est ici négligée. En effet, la

perméabilité transverse d'une mèche est entre un et deux ordres de grandeur inférieure à celle des espaces inter-mèches. Ensuite, la forme et l'orientation de ces espaces sont prises en compte. Cela permet d'adapter le modèle à n'importe quels canaux tortueux. Finalement, si l'on compare les résultats obtenus avec les valeurs expérimentales, on observe que la corrélation est satisfaisante. Toutefois, l'obtention des tailles de canaux ainsi que des paramètres d'ajustement limite là encore l'utilisation du modèle.

1.4 Conclusion de la revue de littérature

Cette revue de littérature a permis d'établir les bases du travail scientifique exposé dans cette thèse. D'après la première partie de cette revue, il existe une large gamme de renforts fibreux. Il est ainsi possible d'utiliser, lors de la fabrication de pièces composites, des renforts simples comme ceux composés de fibres de verre aléatoirement réparties, ou des renforts complexes tels que les tissus 3D interlock en fibres de carbone. Dans les parties suivantes, il est apparu que cette diversité des architectures est responsable d'importantes différences de comportement au niveau de la mise en œuvre des renforts fibreux, en particulier leur réponse en compaction et leur perméabilité. Les modèles présentés ici sont rarement utilisables ou adaptables à tous les types de renfort. Deux groupes de modèles ont été identifiés : des modèles généraux empiriques ou semi-empiriques s'adaptant aux différences de comportement liées à la mise en œuvre et des modèles analytiques élaborés pour certaines familles de renforts. Dans les deux cas de figure, la majorité des modèles ont été développés ou utilisés pour des renforts 2D. Peu de travaux existent sur le comportement en compaction et la perméabilité des renforts 3D interlock, qui font l'objet de cette thèse. L'objectif de cette recherche est de comprendre et de modéliser les phénomènes physiques qui régissent ces deux comportements pour ces renforts 3D interlock.

CHAPITRE 2 ARTICLE 1: EXPERIMENTAL INVESTIGATION AND MODELING OF THE COMPACTION BEHAVIOR OF FIBROUS REINFORCEMENTS BY DUAL KRIGING

N. Vernet* and F. Trochu

Department of Mechanical Engineering, Chair on Composites of High Performance (CCHP), Centre de Recherche sur les Polymères et Composites à haute performance (CREPEC), École Polytechnique de Montréal, Station Centre-Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7

* Corresponding author (nicolas.vernet@polymtl.ca)

Submitted to *International Journal of Material Forming* (10/11/2013)

2.1 Abstract

During the preforming stage in Liquid Composite Molding (LCM), fibrous reinforcements are usually compacted to obtain a specified fiber volume fraction. It is important to know the compaction force necessary to close the mold, or in the case of resin infusion, to predict the thickness of the fiber bed when compacted under vacuum. Numerous studies have been carried out to understand the compression and relaxation behaviors of fibrous reinforcements. It appears that engineering textiles display a complex time-dependent response under loading. The first objective of this investigation is to highlight the major differences in compaction and relaxation between the various types of fibrous reinforcements. For that purpose, three distinct architectures were compacted under different experimental conditions. After a short review of the scientific literature in this field and an analysis of experimental results, it appears that the response of complex fiber beds under different loading conditions cannot be easily predicted in a unified theoretical framework. Therefore it is necessary to rely on experiments to provide reliable compaction data for applications. In order to reduce the amount of testing work and characterize the compaction behavior of various types of fibrous reinforcements, a new approach based on

dual kriging multi-dimensional interpolation was devised. This approach allows combining experimental information on compaction behavior with analytical models in order to predict the compaction and relaxation behaviors of engineering textiles. It was shown to reproduce experimental results for a certain range of loading conditions for the various types of engineering textiles mentioned herein.

Keywords: compaction, relaxation, fibrous reinforcement, dual kriging

2.2 Introduction

In Liquid Composite Molding (LCM), a reactive thermosetting polymer resin in liquid state is injected through a fibrous reinforcement contained in a mold. The production molds can be either rigid or flexible, in some cases heated, the fluid can be injected under pressure or infused under vacuum, etc. In this family of composite manufacturing processes, five stages can be distinguished: (1) preforming; (2) placement of the reinforcement in the mold; (3) injection of the resin; (4) consolidation and cure of the composite; (5) demolding and stripping. The first stage named preforming is critical to ensure a good process reproducibility and mechanical performance of the part.

As shown in Figure 2-1a, preforming consists of compressing the fiber bed in a mold from an initial thickness h_1 to a reduced value h_2. The global compaction behavior of the fiber bed can be plotted as a function of time (Figure 2-1b) and as a function of the fiber volume fraction V_f (Figure 2-1c). This behavior is divided in two different stages: the force required to reach the lower thickness (compaction stage) and the force necessary to maintain it to a certain value (relaxation stage). Each stage is characterized by a typical force value. Indeed, the maximal compaction force reached when the targeted fiber volume fraction is attained is associated to the compaction phase and the end-of-relaxation force is obtained when the reinforcement is totally relaxed. Figures 2-1b and 2-1c also show that the compaction behavior of fibrous reinforcement exhibits a typical viscoelastic behavior with strain rate dependency, stress relaxation and

hysteresis (though not shown here). Numerous studies [1-3] have shown a strong dependence of the compaction behavior on experimental conditions and on the architecture of the fibrous reinforcements. In fact, structural parameters such as the type of fiber, the weaving pattern, the areal density and the number of layers, and experimental factors such as the level of compaction attained and the compaction speed have all an influence on the deformation under loading. The compaction behavior of engineering textiles is complex and therefore must be investigated thoroughly in order to optimize LCM manufacturing processes.

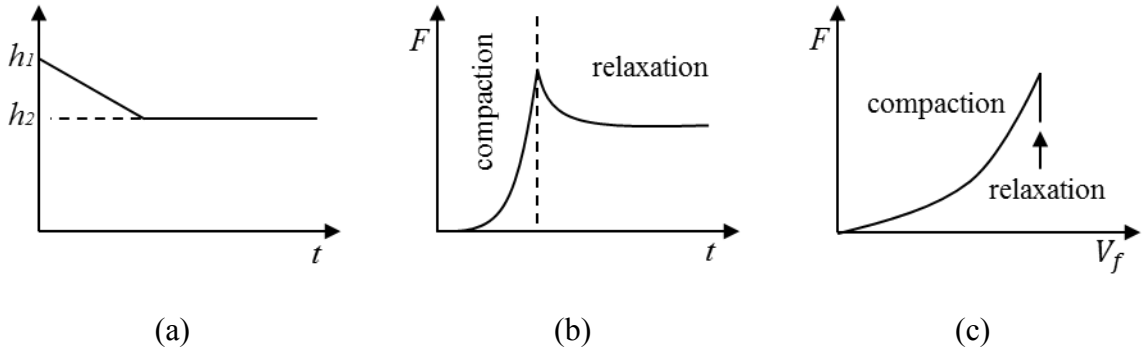


Figure 2-1: Schematic representation of the typical response of a fibrous reinforcement under compaction: (a) closure of the platens in time, (b) resulting compaction force in time and (c) resulting compaction force in function of the fiber volume fraction.

The goal of this investigation is to understand how the compaction behavior of a textile is influenced by the fibrous architecture and the process parameters in order to provide a new approach to model it. In the first part of this investigation is presented a brief discussion on the viscoelastic behavior of fiber beds together with a review of the scientific literature on the various models developed over the years. The second part of this research aims to analyze the differences and highlight the common features between the main families of fibrous reinforcements. For that purpose, a series of compaction and relaxation experiments are conducted under different testing conditions for three types of reinforcements: a random fiber mat, a typical two-dimensional non-crimp fabric and three-dimensional interlock woven fabrics. The experimental results are analyzed and compared in detail in order to provide a global vision on the compaction and

relaxation behaviors of engineering textiles. Finally, a new approach in composite manufacturing based on dual kriging [4], a multidimensional interpolation technique derived from Geostatistics, is proposed to minimize the amount of experimental work required for full characterization of the compaction and relaxation behaviors. The kriging method allows interpolating the experimental results from only two or three compression and relaxation experiments in a complex multidimensional functional space describing the experimental conditions. Moreover, kriging permits also to improve existing analytical compaction models by combining the theoretical information they provide with experimental results.

2.3 The viscoelastic behavior of engineering textiles

2.3.1 Previous observations

Several investigations have been conducted to study the viscoelastic compaction behavior of fibrous reinforcements. Robitaille and Gauvin [5] carried out a comprehensive review of the compression and relaxation response of several engineering textiles. As mentioned in the introduction, they noticed the influence of the weaving architecture and of the experimental conditions on the compaction and relaxation behaviors. Bickerton et al. [1,6-9] have performed numerous compaction tests to explain how changing material parameters and experimental factors can affect the observed behavior. Reproducible and consistent compaction results were obtained for chopped strand and continuous filament mats. Clear trends have been observed depending on the number of plies and for various experimental factors such as the compaction speed. However, the compaction and relaxation behaviors of woven and stitched fabrics have shown an important variability due to nesting between the different plies. The nesting phenomenon depends on the fabric architecture and on the number of layers. It has a stochastic nature as it also depends on how the layers are stacked. Lomov et al. [10] described it geometrically as a reduction in thickness of each layer in a preform. A higher nesting means a lower thickness of each layer. They defined a nesting parameter representing the ratio between the mean of the thickness per layer of a compressed stack by the thickness of a unique layer compacted to achieve the same volume fraction as the stack. As this parameter varies with the

experimental conditions, it seems difficult to assess quantitatively the contribution of nesting to the compaction behavior. Thus, the response of woven and stitched two-dimensional fabrics in compression and relaxation appears difficult to predict. However, this is not the case in 3D woven fabrics. In fact, the weaving structure of these fabrics with a tow intercepting several layers in the transverse direction of the fabric tends to prevent most nesting effects even if the compression is important. The compressed tows remain aligned in vertical columns even if they are compacted as shown for example in Figure 2-2. Compaction tests are consequently more reproducible and hence easier to model [11]. However, only a few investigations have been carried out on for this kind of fibrous reinforcement [12-14].

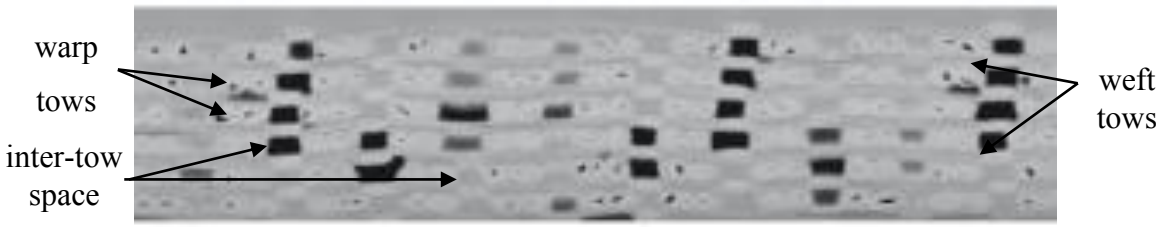


Figure 2-2: CT scan slice of a compressed 3D fabric by Mahadik et al. [15]. Warp tows, weft tows and inter-tow spaces are easily distinguishable in this figure.

2.3.2 Previous analytical models

The development of predictive models was motivated by the significant effort in time and resources required for experimental characterization of compaction and relaxation. Although a large number of investigations have focused on this issue, the present literature review will only report on the main contributions to the field. The first model elaborated by Van Wyk [16] assumed that a random three-dimensional fiber network resist to through-thickness deformation only by fiber bending. As suggested later by De Jong et al. [17], such a model can be expressed as follows:

$$P = \frac{k \cdot E \cdot {m_g}^3}{\rho^3}\left[\frac{1}{\left(V_f - V_a\right)^3} - \frac{1}{(V_\mathrm{f} - V_a)^3}\right] \tag{2.1}$$

where P is the compression pressure, m_g the total fiber mass, ρ the fiber density, E the elastic modulus, k is an experimentally determined constant, and V_0, V_a and V_f denote respectively the minimum, maximum and actual fiber volume fractions reached during the test. Several improvements such as changing the fiber orientation during compaction have been made afterward by Carnaby [18,19]. However, as this model was not developed initially for fabrics composed of fiber tows, it is theoretically limited to non-woven reinforcements. Hence, a second model developed by Gutowski [20] for lubricated fabrics considers that compaction is governed by the bending of an amount of fibers (i.e., fiber tows):

$$P = \frac{3\pi \cdot E}{\beta^4} \frac{1 - \frac{V_0}{V_f}}{\left(\sqrt{\frac{V_0 \cdot V_a}{V_f}} - 1\right)^4} \tag{2.2}$$

where β is the bending ratio of the fiber tows. The model was further improved by including frictional resistance due to shearing in the case of non-lubricated fibers [21].

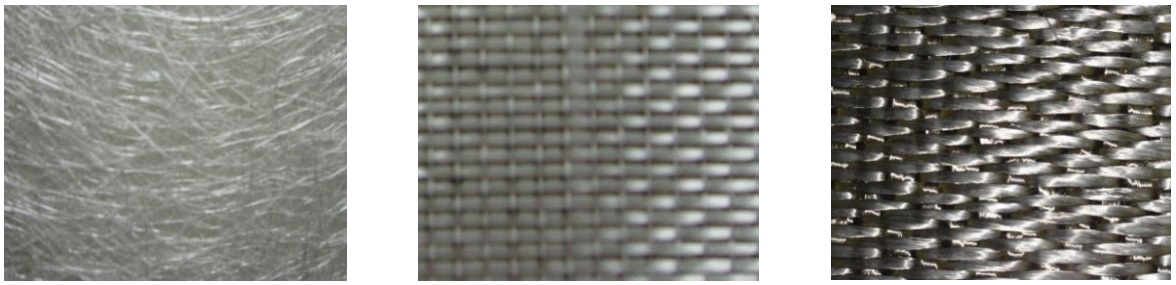
These two models are still widely used today to obtain a first approximation of the compaction behavior of any reinforcement even out of their recognized limits of application. However in most cases, the prediction of the compaction behavior requires a more complex definition of the fibrous reinforcement architecture. Thus, more recent analytical models were developed on the fabric geometrical unit cell. The two main approaches explored are based on mechanical and energetic analysis. Chen et al. [22] and Vidal-Sallé et al. [23] used classical mechanical theory (like beam theory), while Potluri and Sagar [24] and Kelly et al. [2] modeled the unit cell as springs of different stiffnesses. These models require more material parameters (which are not always available or easily determinable) than those of equations (2.1) and (2.2) and are often rather complex to use. Moreover, the architecture of the fabric (fiber type, number of fibers per

tow, weaving pattern, etc.) is too complex to model efficiently the various phenomena occurring during compaction in a unified framework. Regarding the relaxation stage, no acceptable models were found. Robitaille and Gauvin [5] and Pearce and Summerscales [25] have produced separate empirical fits for this stage, but only few analytical equations have been formulated [2].

2.4 Description of the compaction and relaxation experiments

2.4.1 Materials

Three different kinds of reinforcement were studied. The first one is a glass fiber continuous filament mat (CFM) Owens Corning U614 with an areal density of 240 g/m² (cf. Figure 2-3a). The second one is the TG15N glass fiber non-crimp stitched fiberglass fabric (NCF) of areal density 518 g/m² from JB Martin (cf. Figure 2-3b). The third kind of reinforcement includes three carbon fiber 3D interlock fabrics (cf. Figure 2-3c). The first 3D fabric (3DFabric-1) of areal density 6450 g/m² is composed of 4 interlock layers. The second one (3DFabric-2) of areal density 11770 g/m² has 8 interlock layers. The last fabric (3DFabric-3) of areal density 11370 g/m² has 8 interlock layers. Each 3D fabric has a unique weaving pattern



(a) (b) (c)

Figure 2-3: Photographs of the reinforcements investigated in this study: (a) continuous filament mat (CFM); (b) non-crimp fabric (NCF); and (c) 3D interlock.

2.4.2 Experimental setup

Compaction tests were conducted on a MTS testing machine with a 50 KN load cell. Two parallel platens were mounted on the machine to compress reinforcement samples of 100*100 mm². The experimental setup is shown in Figure 2-4. The machine is controlled by a computer allowing the displacement of the superior platen at a given speed. The parallelism between the two platens was verified using calibrated shims. The largest space between the two platens when they were in contact was 0.05 mm, which corresponds to a maximum parallelism error of 2.4% considering the minimum thickness reached on the tested reinforcements.

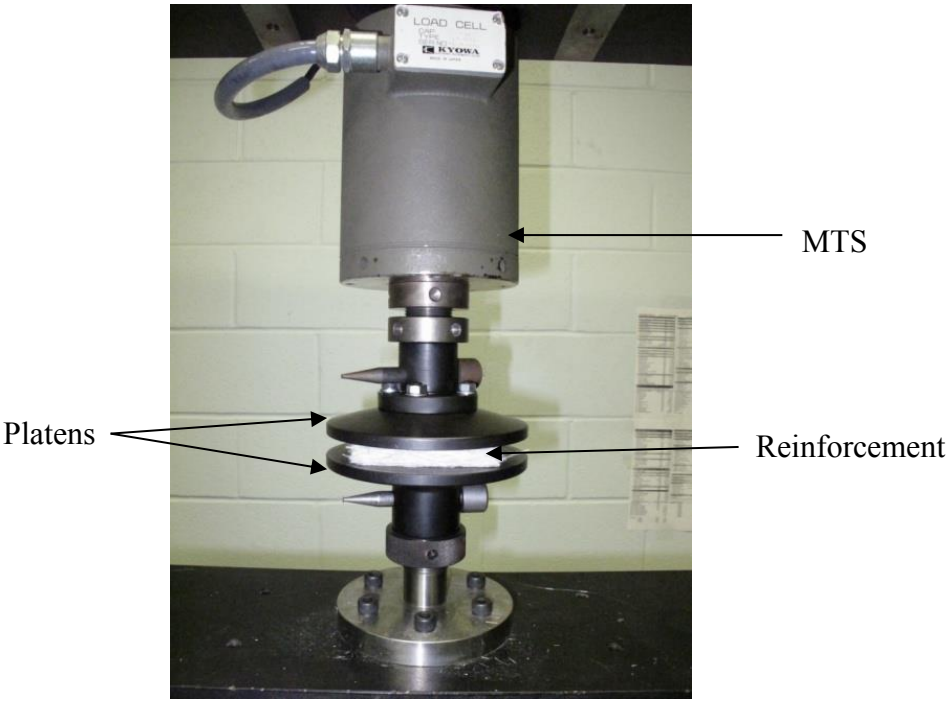


Figure 2-4: Experimental compaction setup.

2.4.3 Procedure for dry samples

Dry samples were placed between the parallel platens. Then, they were compacted at constant speed until the desired thickness (i.e., the targeted fiber volume fraction) is reached. Finally, this

thickness was maintained during 10 min to let the reinforcement relax. The CFM samples included ten layers of random mats. The specimens were compacted at three different fiber volume fractions (25%, 40% and 50%) for six different compaction speeds (1, 5, 9, 13, 17 and 21 mm/min). The NCF preforms were compressed in stacks of 6, 8 and 10 layers at the same compaction speeds. Three different fiber volume fractions were reached (40%, 50% and 55%). For both reinforcements, five tests were carried out in each configuration. 3D interlock fabrics were compressed to a fiber volume fraction of 61% with a compaction speed of 1 mm/min. Due to the highest reproducibility, only two tests were carried out for the 3D reinforcements.

2.4.4 Procedure for wet samples

The wet compaction procedure is the same as for dry specimens, except that the fibrous reinforcements need to be lubricated. Since standard reinforcements such as the CFM and NCF specimens are usually compacted dry, only 3D interlock carbon fabrics were tested in a wet state. Several lubricants can be used for carbon fiber reinforcements. Here, water was chosen because unlike oil or polymer it can be easily removed by heating. The amount of lubricant used in the fibrous reinforcements can have a significant influence on their compaction and relaxation behaviors. Kelly et al. [2,26] and Karbhari and Simacek [27] have investigated the effect of lubrication, but none have evaluated this influence. Thus, a standard procedure has been elaborated in this work in order to control the lubrication of the 3D Fabric samples.

First of all, it was necessary to evaluate the available pore volume V_{pore} in non-compacted samples in order to know the volume available to the lubricant. This volume can be evaluated from the total volume V_t of the specimen and the volume V of fibers contained in the sample:

$$V_{pore} = V_t - \mathrm{V} \tag{2.3}$$

The total volume is easily calculated from the rectangular parallelepipedic shape of the specimen:

$$V_t = l * w * t \tag{2.4}$$

where l, w and t are respectively the length, width and natural thickness of the fabric sample. Parameters l and w are known (100 mm), while t has to be determined. The estimation of t was carried out following the ASTM standard D1777-96 (2007): a circular presser foot was used to apply a pressure of 4.14 ± 0.21 kPa on each fabric while measuring the distance between the top of the foot and the base table.

Regarding now the calculation of the volume V occupied by the fibers, it can be obtained directly from the mass m of the samples and the density ρ_V of the carbon fibers:

$$\mathrm{V} = \frac{m}{\rho_V} \tag{2.5}$$

The available pore volume is finally obtained from equations (2.4) and (2.5).

The percentage of volume filled (i.e. the saturation) of the fabric is defined as the ratio of the volume of lubricant by the total volume of pores. It means that the fabric is dry when no pores contain liquid and it is considered fully saturated when 100% of the pores are filled. As carbon fibers are hydrophobic, it appears difficult to achieve a saturation of 100%. Several tests have been thus carried out to evaluate the maximal saturation possible for the three interlock fabrics considered. It appears that the maximal possible value is around 90%. A saturation level of 90% is consequently defined as the upper boundary value for which the lubrication effect should be maximal.

In order to study the influence of lubrication on the compression response of the three fabrics considered, compaction tests on 3DFabric-1 samples were carried out after filling 0%, 5%, 40%, 75% and 90% of the pore volume with water. The behaviors of 3DFabric-2 and 3DFabric-3 under loading were also studied after lubrication, but only at 90% of saturation. As for the dry

experiments, two tests were performed for each material configuration at a compaction speed of 1 mm/min for each test (the fiber volume fraction reached was 61%).

2.5 Experimental results

Experimental results for each reinforcement will now be exposed. Typical graphs of the compaction and relaxation stages are shown in Figures 2-5 to 2-8.

2.5.1 Continuous filament mat

The CFM reinforcements are composed of continuous glass fibers glued randomly in a resin layer in order to obtain a nearly isotropic reinforcement. The compaction force recorded during the compaction tests is plotted in Figure 2-5 as a function of the closing speed (only three are presented here to make simpler the interpretation) for the three different fiber volume fractions considered. For a given closing speed, identical compaction stage trends are displayed for the different fiber volume fractions attained. As noticed by Bickerton et al. [1], such a good repeatability ensures that the observed behavior is typical for a given reinforcement and should possibly be predictable. As expected, the maximum forces reached increase with the fiber volume fraction. A higher closing speed leads to the same kind of result, although the maximum forces reached do not increase drastically. In contrast, the end-of-relaxation forces appear to be independent of the closing speed. The measured maximum and end-of-relaxation forces for the experimental results of Figure 2-5 are summarized in the first parts of Tables 2-1 and 2-2.

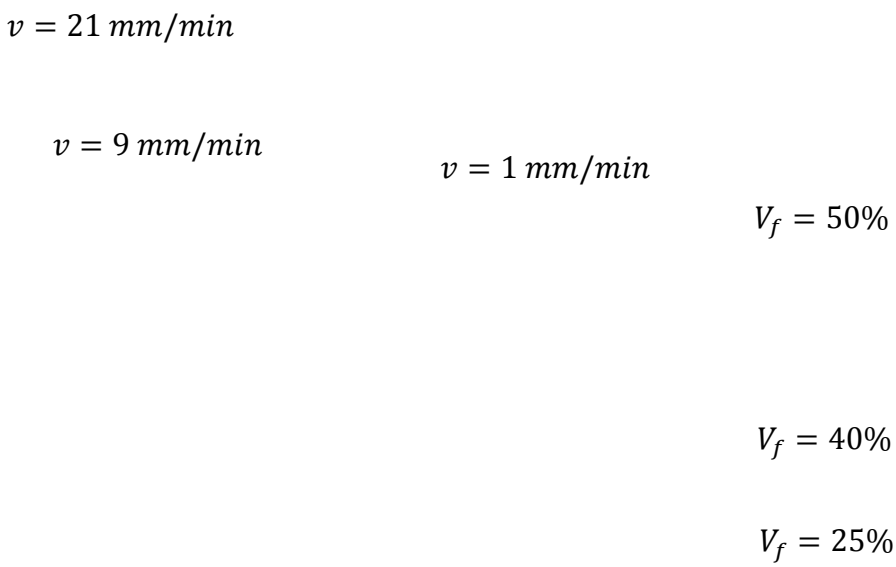


Figure 2-5: Compaction and relaxation behaviors of 10 layers of CFM at 3 closing speeds and up to 3 different fiber volume fractions.

The closing speed seems to have a linear influence on the compaction behavior of this type of reinforcement. In order to verify this assumption, the maximum and end-of-relaxation forces obtained at $V_f = 25\%$ and $V_f = 40\%$ are divided by the same forces at higher fiber volume fractions (i.e., at $V_f = 40\%$ and 50% for the first one and at $V_f = 50\%$ for the second one) for each closing speed. These values displayed in the second part of Tables 2-1 and 2-2 are then averaged for all compaction speeds. A very small standard deviation of the mean is obtained in each case (inferior to 7.5%). This confirms that the mean values are representative of the different tests. Hence, the compaction behavior of this reinforcement can be easily decoupled from the closing speed.

Regarding the influence of the fiber volume fraction, it appears that the same evolution of the compaction force is observed for each closing speed. The dependence here is not linear, but

exponential. This evolution is observed for numerous kinds of fibrous reinforcements and is classically modeled by phenomenological models such as a power law [25,28].

Table 2-1: Measured maximum forces for CFM

$\boldsymbol{F_{max}}$ (N)	$v = 1$ (mm/min)	$v = 9$ (mm/min)	$v = 21$ (mm/min)	Mean	Std. dev.
$\boldsymbol{F_{m\,25\%}}$	1149,5	1149,6	1225,4		
$\boldsymbol{F_{m\,40\%}}$	6271,0	7322,0	7284,0		
$\boldsymbol{F_{m\,50\%}}$	15511,6	16305,3	17330,4		
$\boldsymbol{F_{m\,25\%}/F_{m\,40\%}}$	0,183	0,157	0,168	0,170	0,013
$\boldsymbol{F_{m\,25\%}/F_{m\,50\%}}$	0,074	0,071	0,071	0,072	0,002
$\boldsymbol{F_{m\,40\%}/F_{m\,50\%}}$	0,404	0,449	0,420	0,425	0,023

Table 2-2: Measured end-of relaxation forces for CFM

$\boldsymbol{F_{relax}}$ (N)	$v = 1$ (mm/min)	$v = 9$ (mm/min)	$v = 21$ (mm/min)	Mean	Std. dev.
$\boldsymbol{F_{r\,25\%}}$	792,1	747,2	718,9		
$\boldsymbol{F_{r\,40\%}}$	4126,5	4208,8	4030,6		
$\boldsymbol{F_{r\,50\%}}$	11070,7	10429,2	10611,3		
$\boldsymbol{F_{r\,25\%}/F_{r\,40\%}}$	0,192	0,178	0,178	0,183	0,008
$\boldsymbol{F_{r\,25\%}/F_{r\,50\%}}$	0,072	0,072	0,068	0,070	0,002
$\boldsymbol{F_{r\,40\%}/F_{r\,50\%}}$	0,373	0,404	0,380	0,385	0,016

2.5.2 Non-crimp stitched fabric

The NCF reinforcements exhibit a more complex architecture than the CFM. In fact, the NCF glass fibers are arranged in tows stitched together along the warp and weft directions forming three layers (weft-warp-weft). All the properties of the NCF are available in [29]. The difference between each reinforcement architecture can be easily observed in the photographs displayed in Figures 2-3a and 2-3b. The compaction behavior of this fabric is certainly strongly affected by the fiber architecture.

The force-time behavior of the NCF as a function of the closing speed and the number of layers is presented in Figure 2-6. The fiber volume fraction reached for each test in this figure is 55%. Tables 2-3 and 2-4 give the measured maximum and end-of-relaxation forces obtained for stacks of 10 layers at the same closing speeds used for the CFM for the three fiber volume fractions considered (the same account can be given for 6 and 8 layer stacks). The experimental results exposed here exhibit important differences compared to the previous ones. Firstly, the range of forces necessary to compact these preforms for an identical number of layers lies between 15 000 and 18 000 N at $V_f = 50\%$ for the CFM and between 1 500 and 1 600 N at $V_f = 55\%$ for the NCF. Secondly, on contrary to the CFM, the closing speed has a negligible influence on the maximum force reached. Finally, the end-of-relaxation forces appear to decrease significantly when the closing speed increases. Actually, the closing speed has a stronger influence on the relaxation for a higher number of layers. As observed in [25], a global reduction of the forces recorded was noticed for a lower number of layers.

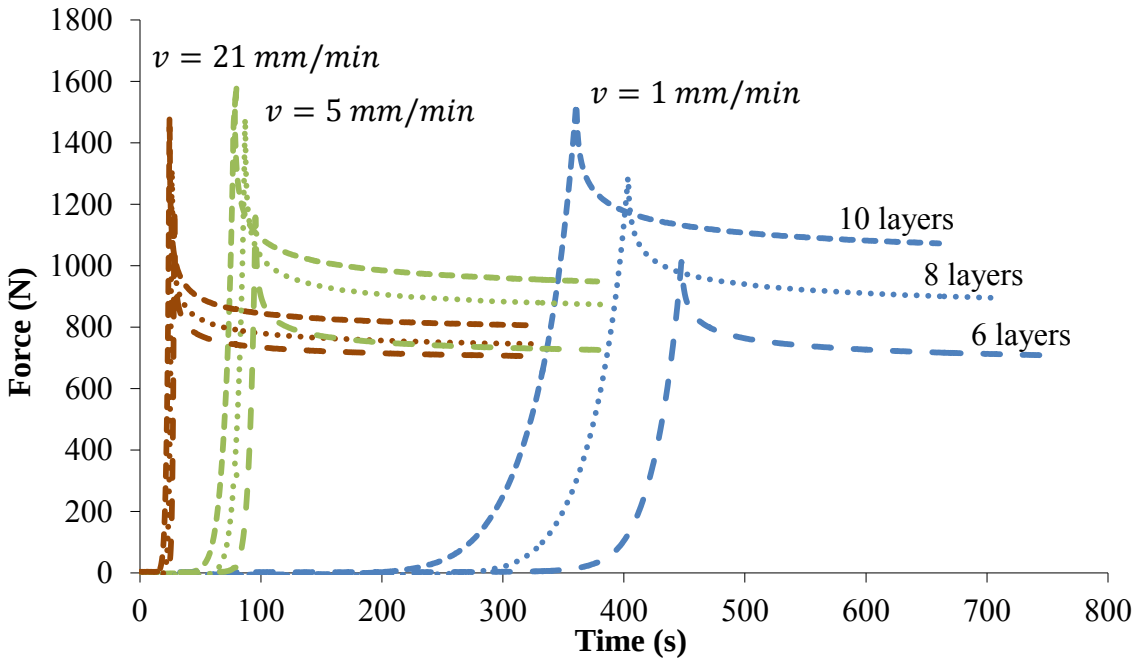


Figure 2-6: Compaction and relaxation behaviors of the NCF at 3 closing speeds for 3 different numbers of layers up to a fiber volume fraction $V_f = 55\%$.

The variations observed in Figure 2-6 when changing the closing speed for a given number of layers seem to result from the stochastic nature of the compaction behavior of two-dimensional woven fabrics. This phenomenon is connected with the NCF architecture. In fact, when stacking multiple layers of the reinforcement, tows can be nested at the interface between the different layers. In order to determine the importance of the nesting effect on the NCF compaction behavior, the same ratios for the maximum and end-of-relaxation forces (between forces recorded at different fiber volume fractions) were calculated and are presented in the second part of Tables 2-3 and 2-4. The maximum standard deviation of the mean is around 19% while for the CFM, it was 7.5%. This suggests that the compression response of this reinforcement is significantly affected by nesting. Hence, simple compaction models used for the CFM cannot be applied directly to the NCF.

Table 2-3: Measured maximum forces for 10 layer stacks of NCF

$\boldsymbol{F_{max}}$ (N)	$v = 1$ (mm/min)	$v = 5$ (mm/min)	$v = 21$ (mm/min)	Mean	Std. dev.
$\boldsymbol{F_{m\,40\%}}$	116,2	128,4	139,6		
$\boldsymbol{F_{m\,50\%}}$	873,1	840,2	726,8		
$\boldsymbol{F_{m\,55\%}}$	1526,3	1587,5	1609,1		
$\boldsymbol{F_{m\,40\%}/F_{m\,50\%}}$	0,133	0,153	0,192	0,159	0,030
$\boldsymbol{F_{m\,40\%}/F_{m\,55\%}}$	0,076	0,081	0,087	0,081	0,005
$\boldsymbol{F_{m\,50\%}/F_{m\,55\%}}$	0,572	0,529	0,452	0,518	0,061

Table 2-4: Measured end-of relaxation forces 10 layer stacks of NCF

$\boldsymbol{F_{relax}}$ (N)	$v = 1$ (mm/min)	$v = 5$ (mm/min)	$v = 21$ (mm/min)	Mean	Std. dev.
$\boldsymbol{F_{r\,40\%}}$	84,8	85,4	80,0		
$\boldsymbol{F_{r\,50\%}}$	632,7	519,2	477,3		
$\boldsymbol{F_{r\,55\%}}$	1072,5	948,8	806,2		
$\boldsymbol{F_{r\,40\%}/F_{r\,50\%}}$	0,134	0,164	0,168	0,155	0,019
$\boldsymbol{F_{r\,40\%}/F_{r\,55\%}}$	0,079	0,090	0,099	0,089	0,011
$\boldsymbol{F_{r\,50\%}/F_{r\,55\%}}$	0,590	0,547	0,592	0,576	0,025

2.5.3 3D interlock fabrics

The ply to ply interlock weaving architecture is particular. In fact, multiple layers of weft tows are joined in the warp direction and through the thickness by the warp tows. Hence, these reinforcements are weaved in three different directions although they have no third tow in the transverse direction (on the contrary to some orthogonal 3D weaving patterns). It means also that the different layers are all integrated in a single perform, which was not the case for the previously considered laminate stacks of CFM and NCF. This kind of weaving pattern overcomes the possible nesting between interlock plies and prevents delamination. Consequently there is no shifting of tows between layers. Unlike the previous reinforcements containing glass fibers, the 3D fabrics are made of carbon fibers. Since the compaction behavior depends on the fiber architecture and properties (fiber diameter, roughness, etc.), different results from the CFM and NCF should be obtained.

The compaction and relaxation behaviors of the three 3D interlock fabrics considered are presented in Figures 2-7 and 2-8. Note that the closing speed of the platen was 1 mm/min and a fiber volume fraction of 61% was reached in all the experiments. Figure 2-7 shows the evolution of the compressive force in time for 3DFabric-1 for five different percentages of lubrication (i.e., saturation). It appears that, during the compaction stage, the dry preform requires a force two times higher than the lubricated ones. The relaxation stage is also more important, but appears incomplete because a lower plateau is not completely reached after 800 s. This represents a major difference with the CFM and NCF for which a plateau was quickly attained. Note that the lubricated preforms relax even more rapidly. This figure clearly shows that only 5% of lubrication has a significant impact on the compaction behavior of 3DFabric-1. Wetting contents superior to 40% have no more effects on the maximum and end-of-relaxation forces. It means that, for this kind of fabric, a low lubrication is sufficient to obtain the smallest compaction force required to reach a given fiber volume fraction. However, this observation may not apply to all types of 3D fabrics. Also, it seems difficult to predict a priori the compaction response of a fibrous reinforcement as a function of its content in lubricant. Indeed, adding the fiber friction phenomena to the fabric architecture increase the complexity of the models. However, this kind

of information remains highly useful to decrease the compaction force necessary to close a mold before resin injection.

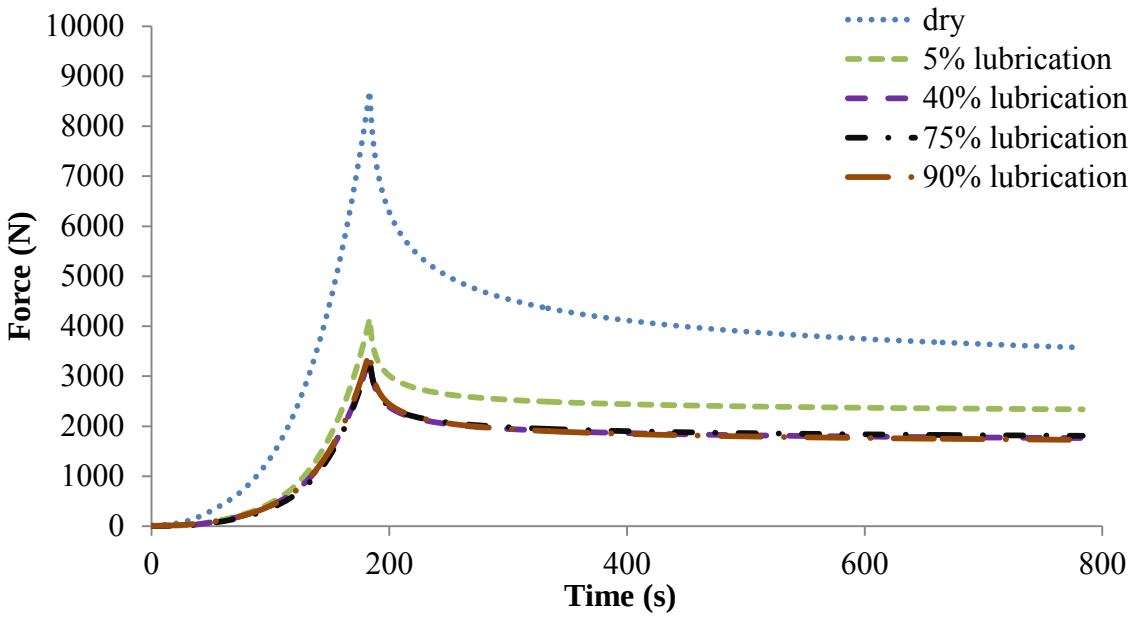


Figure 2-7: Compaction and relaxation behaviors of 3DFabric-1 for 5 percentages of lubrication compressed at $v = 1$ mm/s up to a fiber volume fraction $V_f = 61\%$.

The investigation is extended to the two other 3D reinforcements. Even if the discussion above concluded that a low wetting content is sufficient to obtain low compaction forces, the volume of water was controlled to fill 90% of the available pores in 3DFabric-2 and 3DFabric-3 in order to ensure a maximum lubrication effect. The responses in time of 3DFabric-2 and 3DFabric-3 during compaction and relaxation are presented in Figure 2-8. Comparing the lubricated and dry experiments for both fabrics, it appears that the weaving pattern has a strong influence on the compressive stage, but much less in relaxation. The maximum and end-of-relaxation forces are only slightly different, but the shapes of the compressive stages are hardly comparable. The lubricated experiments show the same contrast. However, it appears that lubrication reduced the maximum compaction forces by about 28% for Fabric 2 and 40% for Fabric 3. It had also an effect on the end-of-relaxation forces with a decrease of about 7% for Fabric 2 and 20% for Fabric 3. The differences between the maximum compaction and end-of relaxation forces for

both fabrics remain constant at around 20%. In view of these results and those obtained for 3DFabric-1, lubrication seems to depend significantly on the weaving pattern. As already mentioned, the modeling of these behaviors requires a significant number of parameters and a good understanding of the physical phenomena occurring during compaction and relaxation.

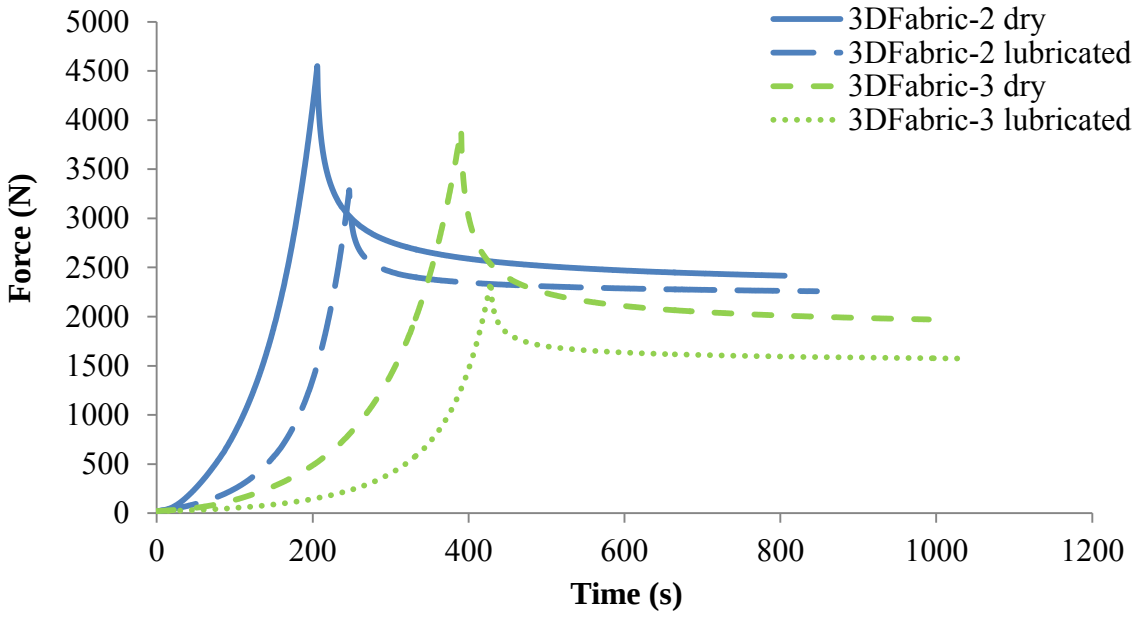


Figure 2-8: Compaction and relaxation behaviors of 3DFabric-2 and 3DFabric-3, dry and 90% lubricated, compressed at $v = 1\ mm/s$ up to a fiber volume fraction $V_f = 61\%$.

2.6 Kriging

The reinforcements studied above have very different fiber architectures. The experimental results obtained in this investigation show that such differences strongly influence the compaction and relaxation behaviors. Hence, it seems difficult to model correctly the compaction and relaxation of all fabrics with only one general model. Several attempts appeared in the scientific literature, but still no unified predictive framework is available. Therefore the new approach based on dual kriging recently developed will be described in this section. This method can be used to interpolate the compression curves directly in order to minimize the experimental

characterization work or, by combining existing analytical models with kiriging, it is possible to provide a first approximation of the compaction behavior of any fibrous reinforcement.

2.6.1 Theoretical background

Kriging is a multidimensional estimation method initially developed in Mining Engineering and Geostatistics to evaluate ore contents in soils [4]. The dual method of classical kriging [30] is a more appropriate formulation when a high number of data points are available. This method has shown to be equivalent to splines, Bezier curves and surfaces, and in some cases finite elements [31]. Two different formulations of dual kriging will be introduced in the sequel, namely geometric and parametric kriging.

Geometric kriging

A continuous function $u : \mathbb{R} \to \mathbb{R}$ of known value u_i at N data positions $(x_i)_{1 \le i \le N}$ can be modeled using geometric dual kriging. Under certain conditions, the kriged equation of the N couples $(x_i,\ u_i))_{1 \le i \le N}$ writes as follows:

$$u(x) = a_0 + a_1 x + \sum_{i=1}^{N} b_i \cdot \mathrm{K}(|x - x_i|) \tag{2.6}$$

where a_0 and a_1 represent the average shape of the curve called the drift and the summation with the coefficients $\mathrm{K}(|x - x_i|)$ is the correction of this average shape. Function K called the generalized covariance allows fitting exactly the N data points. The drift and the covariance can be polynomial, logarithmic, sinusoidal, etc., until the necessary conditions are fulfilled. In this example, in order to find the interpolation parameters a_0, a_1 and b_i for $i = 1,\ldots, N$, N+2 equations are required. The first N equations are the conditions for the model to fit the data:

$$u(x_i) = u_i \tag{2.7}$$

Two more equations are needed to solve the problem. They are called the non-bias conditions for a linear drift and write as follows:

$$\sum_{i=1}^{N} b_i = 0 \qquad \sum_{i=1}^{N} b_i x_i = 0 \tag{2.8}$$

Using these two conditions together with equations (2.6), it is now possible to determine a_0, a_1 and b_i for *i = 1,…, N* and thus obtain the final model of geometric kriging. The linear system of equations (2.6) to (2.8) can be written in matrix notation as follows:

$$\begin{bmatrix} \ddots & & \therefore & 1 & x_1 \\ & \mathrm{K}(|x - x_i|) & & \vdots & \vdots \\ & & & 1 & x_i \\ & & & \vdots & \vdots \\ \therefore & & \ddots & 1 & x_N \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ x_1 & x_i & x_N & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} b_1 \\ \vdots \\ b_i \\ \vdots \\ b_N \\ a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_i \\ \vdots \\ u_N \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.9}$$

Kriging permits to find a relationship between all the data points with a unique equation. However, its application on experimental measurements requires taking into account the uncertainty of these data. In mining exploration, this uncertainty has been integrated into the kriging interpolation under the name of « nugget effect ». As displayed in the equation below, the nugget effect is defined by the scatter Δ_i between the original value u_i and the kriged value $u(x_i)$. This scatter is directly proportional to the variance σ_i of the data uncertainty:

$$\Delta_i = u_i - u(x_i) = \sigma_i^2 \cdot b_i \tag{2.10}$$

The resulting kriging system integrating the nugget effect is thus written as follows:

$$\begin{bmatrix} \mathrm{K}(0) + \sigma_1^2 & & \mathrm{K}(|x_1 - x_N|) & 1 & x_1 \\ & \ddots & & \vdots & \vdots \\ \mathrm{K}(|x_N - x_1|) & & \mathrm{K}(0) + \sigma_N^2 & 1 & x_N \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ x_1 & x_i & x_N & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} b_1 \\ \vdots \\ b_N \\ a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_N \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.11}$$

Parametric kriging

This function u can also be defined in the three-dimensional Cartesian space (x, y, z). The parametric representation of this curve is given by three functions $x(t)$, $y(t)$ and $z(t)$ with $a \leq t \leq b$. The parameter t has to be strictly ascending. It may be chosen arbitrarily, usually between 0 and 1. Classical parameterizations used are discrete or continuous. It has no intrinsic signification on contrary to the data points in geometric kriging. Once the values of t chosen, the system of equations can be formulated identically to that of geometric kriging:

$$x(t) = a_0^x + a_1^x \cdot t + \sum_{i=1}^{N} b_i^x \cdot \mathrm{K}(|t - t_i|)$$

$$y(t) = a_0^y + a_1^y \cdot t + \sum_{i=1}^{N} b_i^y \cdot \mathrm{K}(|t - t_i|) \tag{2.12}$$

$$z(t) = a_0^z + a_1^z \cdot t + \sum_{i=1}^{N} b_i^z \cdot \mathrm{K}(|t - t_i|)$$

where a_i^p and b_i^p are solutions of:

$$\begin{bmatrix} \ddots & & \therefore & 1 & t_1 \\ & \mathrm{K}(|t_i\ t_j|) & & \vdots & \vdots \\ \therefore & & \ddots & 1 & t_N \\ 1 & \cdots & 1 & 0 & 0 \\ t_1 & \ldots & t_N & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_1^x & b_1^y & b_1^z \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ b_N^x & b_N^y & b_N^z \\ a_0^x & a_0^y & a_0^z \\ a_1^x & a_1^y & a_1^z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 & y_1 & z_1 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ x_N & y_N & z_N \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{2.13}$$

Equations shown here are used to interpolate curves. Parametric kriging can be extended from curves to surfaces or even volumes. For information, the formulation of surface parametric kriging is exposed in Appendix. The nugget effect can also be integrated in parametric kriging (either for curves, surfaces or volumes).

The two kriging formulations described above can be used to improve the analysis and model the compaction behavior of fibrous reinforcements. Firstly, parametric kriging can be applied directly

as a multidimensional interpolator in order to construct interpolated surfaces, 3D volumes or multi-dimensional volumes using the results obtained from various compression and relaxation results as input. This allows obtaining wide ranges of compaction curves without carrying out many experiments. Secondly, geometric kriging can be used to improve analytical models. In fact, as almost any mathematical function can be used as drift in equation (2.6), different compaction models can be integrated in the method in order to improve the predictive capability. These two approaches are described in detail separately in the sequel.

2.6.2 Parametric kriging of compaction and relaxation experiments

The compaction and relaxation behaviors of any reinforcement tested for different process parameters can be modeled by a single kriging equation. The drift and covariance are the only two parameters to define. In Figures 2-9 to 2-11 are displayed the kriged surfaces (for a linear drift and cubic covariance) obtained for the three reinforcements considered. Only one process parameter was changed in each figure.

Figure 2-9 shows the kriged surface constructed for the CFM using the compaction and relaxation response up to a fiber volume fraction $V_f = 50\%$ for three compression velocities ($v =$ 1, 9 and 21 mm/min). The selection of the data points on these 3 curves was carried out by a software module, which determines automatically the number of data points necessary to provide a satisfactory result. From only 3 measurements, this surface provides a good approximation of the compaction and relaxation behaviors of the CFM at any closing speed between 1 and 21 mm/min. Figure 2-10 shows the kriged surface of the NCF at $V_f = 55\%$ interpolated from 3 response curves for preforms containing 6, 8 and 10 layers. The compaction behavior for preforms composed of 7 and 9 layers can thus be directly extracted from this surface. Finally, the lubricated compression responses of 3DFabric-1 are kriged to construct the surface of Figure 2-11. The resulting surface describes out with only 4 tests the complete compaction behavior of the 3D fabric as a function of the amount of lubricant.

All these interpolations can be refined at any time by adding new experimental results. The same kind of results can be obtained when other experimental parameters, such as the maximum fiber volume fraction for example, are changed. Moreover, it is also possible to construct multi-dimensional volumes integrating all these parameters in a unique interpolation model, thus giving the compaction curves of a given reinforcement in the range of the experimental data provided.

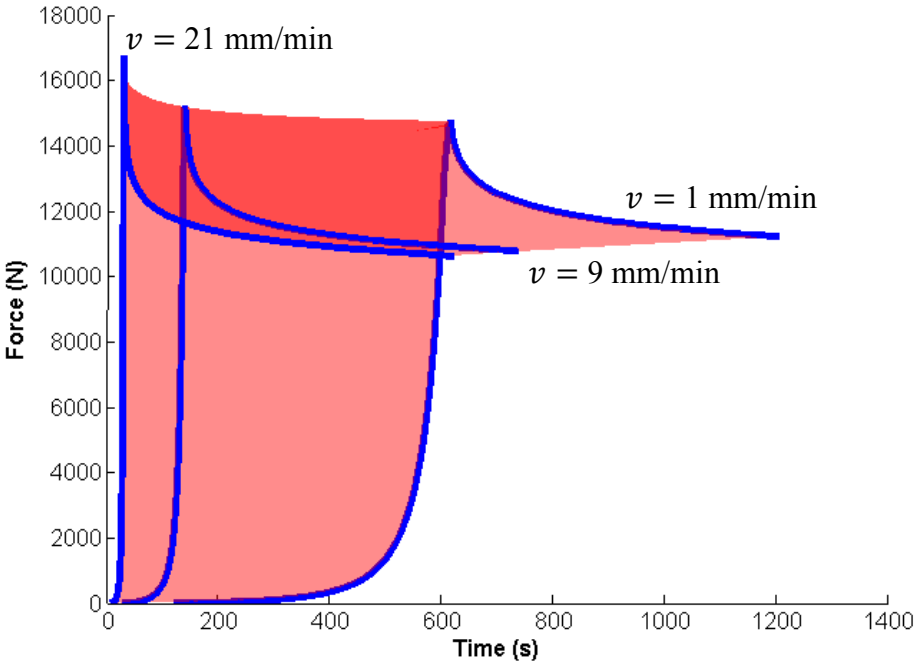


Figure 2-9: Kriged surfaces obtained from the compaction and relaxation curves of CFM up to a fiber volume faction $V_f = 50\%$ for 3 compression velocities ($v = 1$, 9 and 21 mm/min).

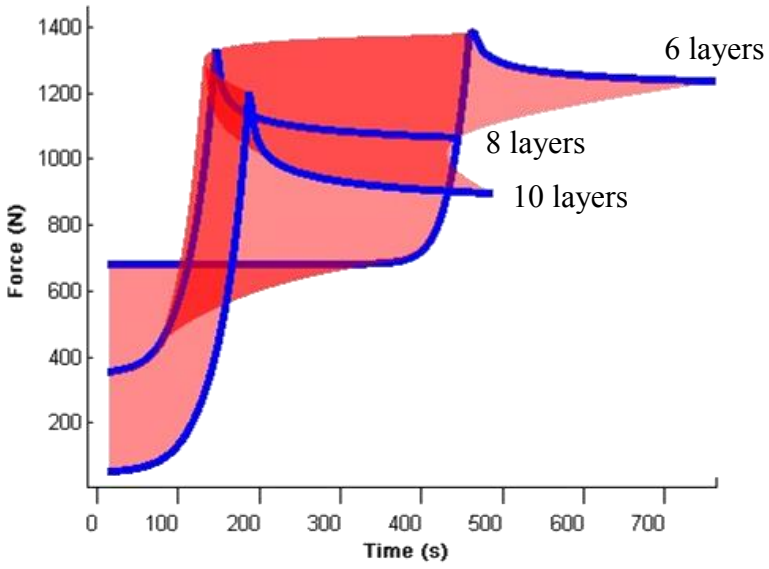


Figure 2-10: Kriged surfaces obtained from the compaction and relaxation curves of NCF up to a fiber volume fraction $V_f = 55\%$ for 6, 8 and 10 layers.

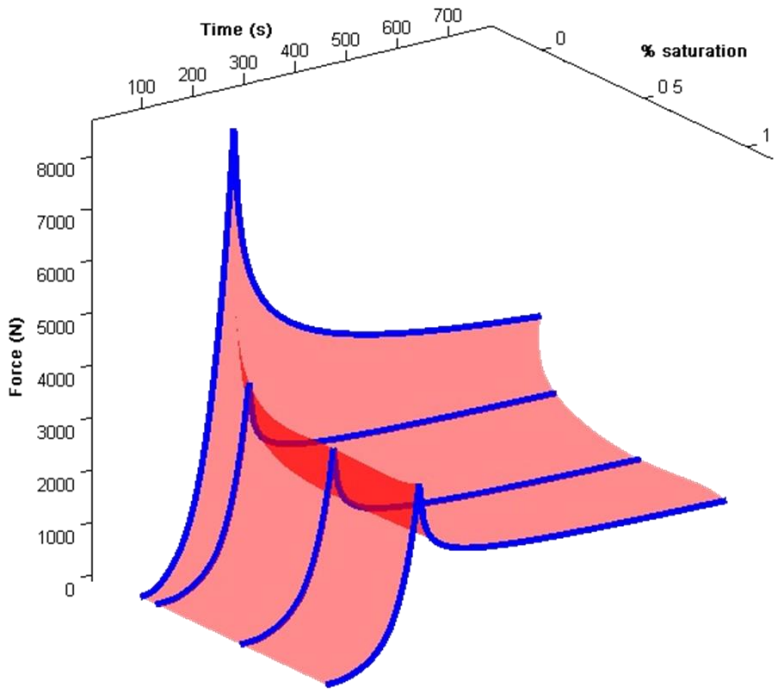


Figure 2-11: Kriged surfaces obtained from the compaction and relaxation curves of 3DFabric-1 up to a fiber volume fraction $V_f = 61\%$ for different amounts of lubricant (0%, 5%, 40% and 90%).

2.6.3 Geometric kriging applications

As mentioned above, geometric kriging can improve the predictive capability using analytical compaction models as average behavior, namely as drift in the kriging interpolation. Indeed, it is possible to introduce compaction models in the kriging equations in order to fit experimental data. However, it is necessary to verify if the model chosen is continuous and differentiable. In this study, the Van Wyk model of equation (2.1) has been selected in order to show how a simple model can provide interesting results when combined with kriging.

The Van Wyk model [16] establishes a connection during the compaction stage (but not in the relaxation stage) between the compression force or pressure and the fiber volume fraction. Parameters characteristic of the fibrous reinforcement appear in Van Wyk model such as the density of the fibers, the elastic modulus, an experimental constant, etc.. Integrating this equation as drift in kriging, these parameters may be included in a global constant c such as:

$$F = \mathrm{c} \cdot \left[\frac{1}{\left(V_f - V_a\right)^3} - \frac{1}{(V_0 - V_a)^3} \right] \tag{2.14}$$

where the value of c is automatically determined in the kriged solution. As kriging is an interpolation method, it is necessary to have data to obtain the coefficients of the kriged equation. For each reinforcement, only two points of the compaction curves are needed. The first couple (V_f, F) was determined in the non-compacted state. Indeed, when the sample is not compressed (i.e., when $F = 0$ N), the determination of its natural thickness permits to calculate the fiber volume fraction at rest. The second couple corresponds to the highest possible value of V_f and the corresponding experimental compaction force. This latter data can be predicted by specialized models such as in [11] for a class of 3D interlock fabrics.

The kriging formulation without nugget effect ensures that the kriged curve using a Van Wyk drift passes through these two data points. Thus, if the original Van Wyk model is used to fit the

data considering these points, the result obtained is nearly the same as with kriging. The main interest of kriging here is to take into account the variability of experimental results and use Van Wyk in kriging with a nugget effect. This approach has been applied to the compaction behaviors of the three types of fibrous reinforcements investigated in this study to quantify the possible improvement using the coupled Van Wyk approach with kriging. Figures 2-12 to 2-14 show the comparison between the experimental compaction force as a function of fiber volume fraction for the Van Wyk approach with kriging and the original Van Wyk model.

The CFM results in Figure 2-12 clearly show that Van Wyk model is not well adapted to describe its compaction behavior. Thus, the Van Wyk approach with kriging improves the fitting but, as the general shape of the curve is set by the Van Wyk model, an important scatter still exists between the experimental and predicted results. This issue could be fixed by replacing the Van Wyk drift by another analytical model. The results for the NCF and the 3DFabric-2 are displayed in Figures 2-13 and 2-14. The kriged solution shows a good correlation with experiments although the Van Wyk model is slightly off. The satisfying results obtained mean that, here again, the original model is clearly improved by kriging. Generalizing this method to other compaction models, it is then possible to fit any experimental data regardless of the type of reinforcement and experimental conditions considered.

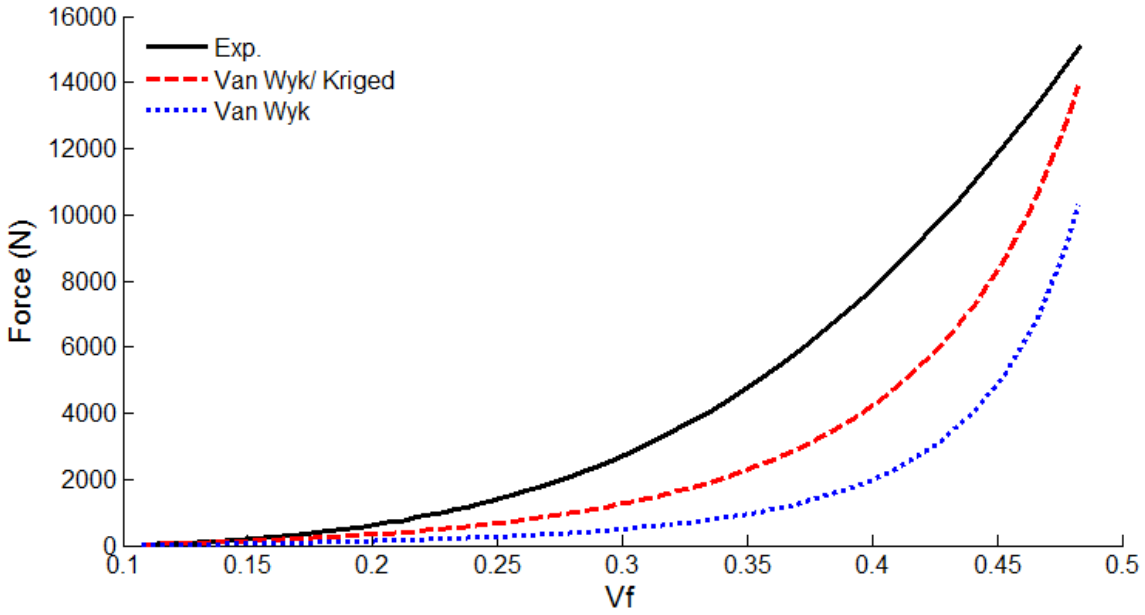


Figure 2-12: Comparison between the experimental compaction behavior of the CFM with Van Wyk model with and without kriging up to a fiber volume fraction $V_f = 50\%$ for a compression velocity $v = 9\ mm/s$.

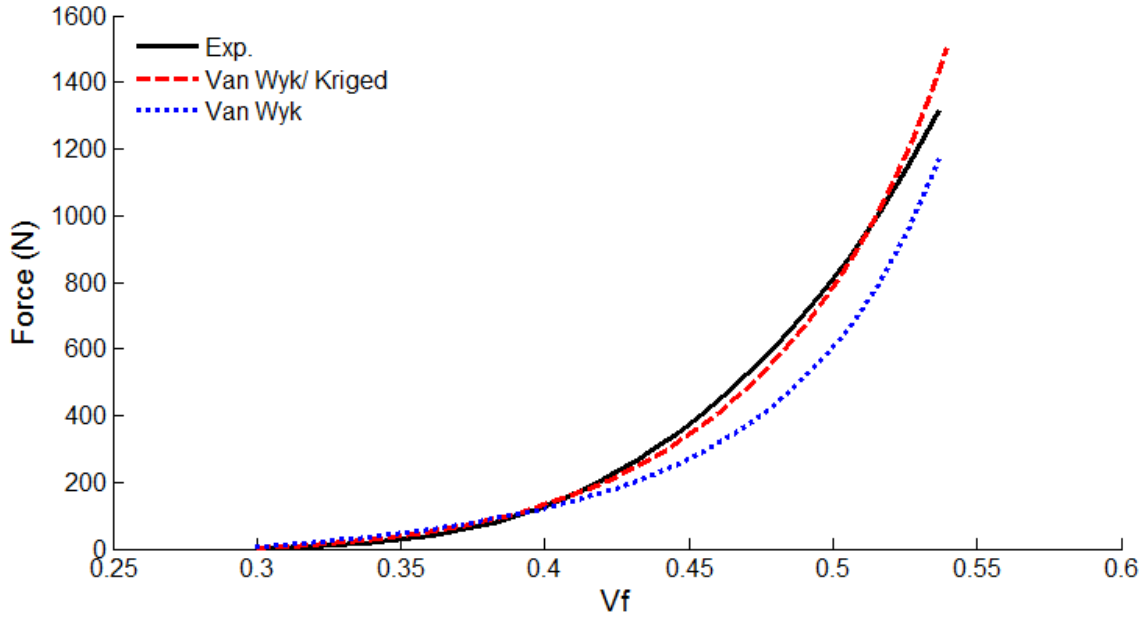


Figure 2-13: Comparison between the experimental compaction behavior of the NCF and Van Wyk model with and without kriging up to a fiber volume fraction $V_f = 55\%$ and a compression velocity $v = 9\ mm/s$.

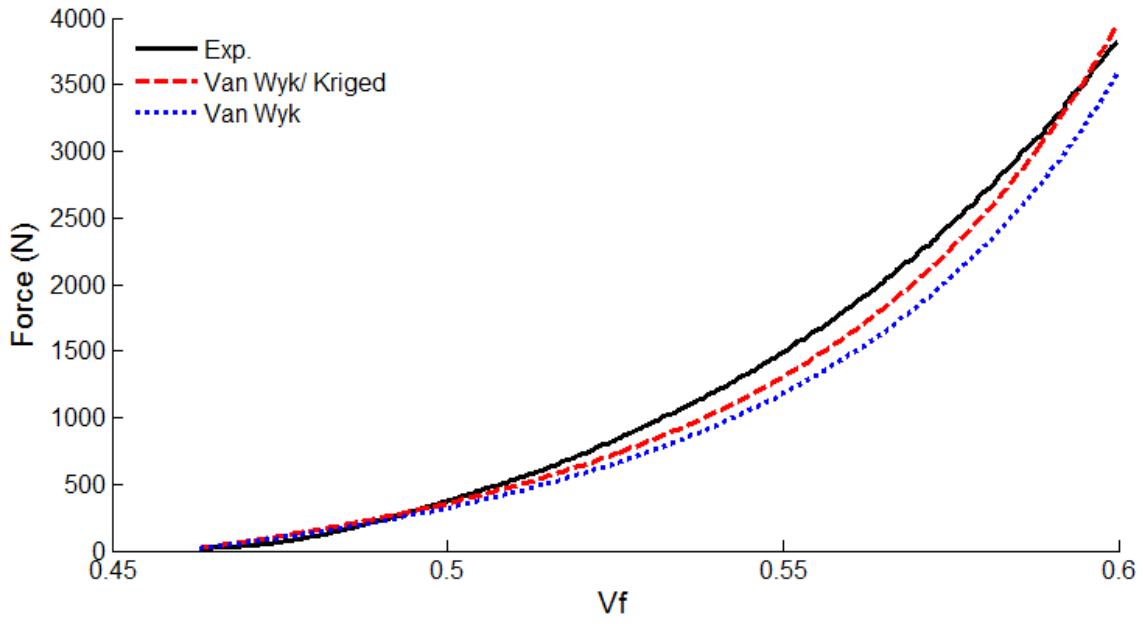


Figure 2-14: Comparison between the experimental compaction behavior of the dry 3DFabric-2 with Van Wyk model with and without kriging up to a fiber volume fraction $V_f = 61\%$ and a compression velocity $v = 1\ mm/s$.

2.7 Conclusion

The viscoelastic compaction and relaxation behaviors of three different types of fibrous reinforcements were studied. The responses observed show a clear dependence on the structure of the reinforcement such as the number of layers, the type of fiber and the weaving pattern and of experimental parameters such as the closing speed or the content in lubricant. The compressive response of the continuous fiber mat appears easily predictable. In fact, the maximum force increases with the closing speed and the end-of-relaxation force remains the same. The compaction behavior of the non-crimp fabric is undoubtedly different. The nesting phenomenon induces a significant variability in the tests and prevents the observation of clear trends. Experiments carried out with 3D interlock fabrics show a high reproducibility. The influence of the weaving pattern and of lubrication on the compaction behavior has been investigated. Their complex, but well-defined architecture prevents nesting problems, but do not facilitate the understanding of the compaction and relaxation behaviors.

It appears difficult to model in a unified framework the compaction behavior of such engineering textiles because of their different structures. The approach proposed here is novel in the field of composites as it makes use of dual kriging to model the compaction and relaxation curves of any fibrous reinforcements from a reduced number of experiments. Kriging offers the possibility to obtain readily reliable compaction and relaxation results in the range of the experimental work carried out. It allows also establishing a relationship between the fiber volume fraction and the compressive force based on existing analytical models so as to obtain a first approximation of the compaction behavior. In both cases, a good correlation was observed between experimental data and predictions based on kriging.

2.8 Acknowledgements

The authors thank Safran and the Canada Research Chair program for funding this investigation. Safran and J.B. Martin are acknowledged for providing the fibrous reinforcements used in the experiments. The contributions of the National Science and Engineering Research Council (NSERC) of Canada, of the Fonds Québécois pour la Recherche sur la Nature et les Technologies (FQRNT), of the Canada Foundation for Innovation (CFI) and of the Ministère de l'Éducation du Québec to the infrastructure and expenses of the composite laboratory are also gratefully acknowledged.

2.9 Appendix

Surface parametric kriging

The parametric representation of a surface is given by the same three functions as for the curve parametric kriging, but using now two independent parameters. $x(s,t)$, $y(s,t)$ and $z(s,t)$ denote the coordinates of a data point on the surface, with parameters s and t generally normalized between 0 and 1. The surface model is the result of the interpolation following points $(P_{i1},\dots,P_{iN})$ of N curves obtained by parametric kriging from points $(P_{1j},\dots,P_{Mj})$. The parametric kriging in this direction has s variable and t constant. The kriging profile in the s

direction is called profile 1 (and profile 2 in the *t* direction). This surface division is illustrated in Figure 2-15.

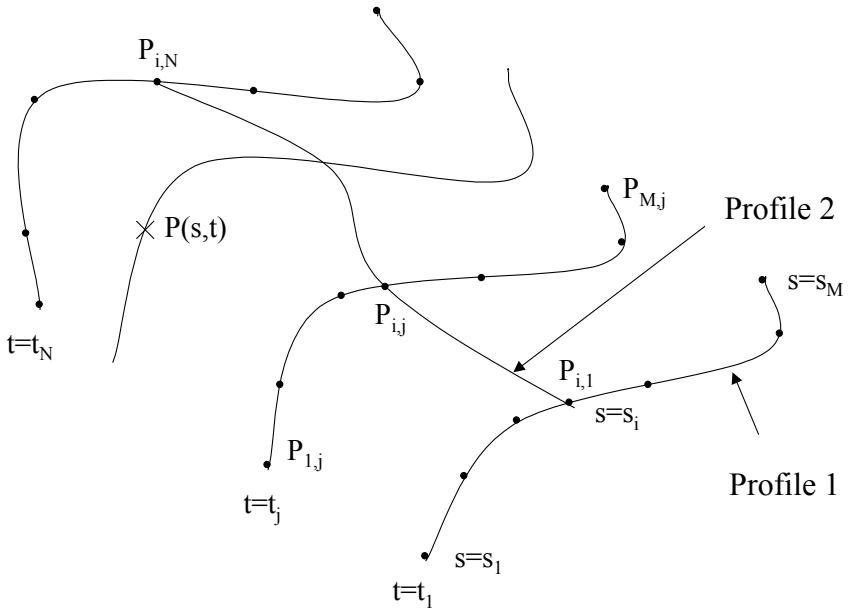


Figure 2-15: Kriging profiles of a surface from [31].

In order to develop the kriging system on one particular example, two kriging profiles are chosen: for profile 1, a constant drift and a covariance K_1; for profile 2, a linear drift and a covariance K_2. Regarding to the profile 1, the abscise of point $P(s,t)$ can be written as:

$$x(s,t_j) = a_0(t_j) + \sum_{i=1}^{M} b_i(t_j)\mathrm{K}_1(|s-s_i|) \tag{2.15}$$

where $a_0(t_j)$ and $b_\mathrm{i}(t_j)$ are solutions of the system:

$$\begin{bmatrix} \ddots & & \therefore & 1 \\ & \mathrm{K}_1(|s_i-s_k|) & & 1 \\ \therefore & & \ddots & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} b_1(t_j) \\ \vdots \\ b_M(t_j) \\ a_0(t_j) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathrm{x}(\mathrm{s}_1,t_j) \\ \vdots \\ \mathrm{x}(\mathrm{s}_M,t_j) \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.16}$$

To reduce notations, the following matrix can be introduced:

$$S = \begin{bmatrix} \ddots & & \iddots & 1 \\ & \mathrm{K}_1(|s_i - s_k|) & & 1 \\ \iddots & & \ddots & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \tag{2.17}$$

and

$$k_1(s) = [K_1(|s - s_1|) \quad \ldots \quad K_1(|s - s_M|) \quad 1]^T \tag{2.18}$$

Substituting in equation (2.15) and inverting system (2.16) gives:

$$\mathrm{x}(\mathrm{s}, t_j) = k_1(s) \cdot S^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \mathrm{x}(\mathrm{s}_1, t_j) \\ \vdots \\ \mathrm{x}(\mathrm{s}_M, t_j) \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.19}$$

Here, $\mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t)$ are known for $t = t_j$. So it is necessary to write $\mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t)$ for all t:

$$x(s_i, t) = \alpha_0(s_i) + \alpha_1(s_i)\, t + \sum_{j=1}^{N} \beta_j(s_i) \mathrm{K}_2\big(|t - t_j|\big) \tag{2.20}$$

where $\alpha_0(s_i)$, $\alpha_1(s_i)$ and $\beta_j(s_i)$ are solutions of the system:

$$\begin{bmatrix} \ddots & & \iddots & 1 & t_1 \\ & \mathrm{K}_2\big(|t_j - t_l|\big) & & \vdots & \vdots \\ \iddots & & \ddots & 1 & t_N \\ 1 & \ldots & 1 & 0 & 0 \\ t_1 & \ldots & t_N & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \beta_1(s_i) \\ \vdots \\ \beta_{\mathrm{N}}(s_i) \\ \alpha_0(s_i) \\ \alpha_1(s_i) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t_1) \\ \vdots \\ \mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t_N) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{2.21}$$

To reduce notations, the following matrix is introduced:

$$T = \begin{bmatrix} \ddots & & \therefore & 1 & t_1 \\ & \mathrm{K}_2(|t_j - t_l|) & & \vdots & \vdots \\ \therefore & & \ddots & 1 & t_N \\ 1 & \dots & 1 & 0 & 0 \\ t_1 & \dots & t_N & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{2.22}$$

and

$$k_2(t) = [K_2(|t - t_1|) \quad \dots \quad K_2(|t - t_N|) \quad 1 \quad t]^T \tag{2.23}$$

Substituting in equation (2.20) and inverting the system (2.21) gives:

$$\mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t) = [\mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t_1) \quad \dots \quad \mathrm{x}(\mathrm{s}_i, t_N) \quad 0 \quad 0] \cdot T^{-1} \cdot k_2(t) \tag{2.24}$$

Putting this expression in equation (2.19), $x(s,t)$ can be finally defined as follows:

$$\mathrm{x}(\mathrm{s}, t) = k_1(s) \cdot S^{-1} P_x \cdot T^{-1} \cdot k_2(t) \tag{2.25}$$

where P_x is the matrix with the abscise of points (P_{ij}) and zeros corresponding to the choice of drifts in the two kriging profiles considered:

$$P_x = \begin{bmatrix} \mathrm{x}(\mathrm{s}_1, t_1) & \dots & \mathrm{x}(\mathrm{s}_1, t_N) & 0 & 0 \\ \vdots & & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathrm{x}(\mathrm{s}_M, t_1) & \dots & \mathrm{x}(\mathrm{s}_M, t_N) & 0 & 0 \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{2.26}$$

If kriging profiles are the same for y and z, only P_x is going to change to P_y and P_z. Other equations are identical.

2.10 References

1. Bickerton S, Buntain MJ, Somashekar AA (2003) The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms. Composites Part A 34:431-444

2. Kelly PA, Umer R, Bickerton S (2006) Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes. Composites Part A 37:868-873

3. Stankovic SB (2008) Compression hysteresis of fibrous systems. Polym Eng Sci 48 (Compendex):676-682

4. Krige DG (1953) Statistical approach to some basic mine valuation problems on Witwatersrand. Institute of Mine Surveyors of South Africa Journal 7 (4):145-154

5. Robitaille F, Gauvin R (1998) Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. Polym Compos 19:198-216

6. Somashekar AA, Bickerton S, Bhattacharyya D (2011) Compression deformation of a biaxial stitched glass fibre reinforcement: Visualisation and image analysis using X-ray micro-CT. Composites Part A 42 (2):140-150

7. Somashekar AA, Bickerton S, Bhattacharyya D (2007) Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements. Compos Sci Technol 67 (2):183-200. doi:10.1016/j.compscitech.2006.07.032

8. Bickerton S, Buntain MJ (2007) Modeling forces generated within rigid liquid composite molding tools. Part B: Numerical analysis. Composites Part A 38 (7):1742-1754

9. Somashekar AA, Bickerton S, Bhattacharyya D (2012) Modelling the viscoelastic stress relaxation of glass fibre reinforcements under constant compaction strain during composites manufacturing. Composites - Part A 43:1044-1052

10. Lomov SV, Verpoest I, Peeters T, Roose D, Zako M (2003) Nesting in textile laminates: Geometrical modelling of the laminate. Compos Sci Technol 63 (7):993-1007

11. Vernet N, Trochu F (submitted: 10/10/2013) Analysis and modeling of 3D interlock fabric compaction behavior. Polym Compos

12. Nguyen QT, Vidal-Salle E, Boisse P, Park CH, Saouab A, Breard J, Hivet G (2013) Mesoscopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction. Composites Part B: Engineering 44 (1):231-241. doi:10.1016/j.compositesb.2012.05.028

13. Charmetant A, Orliac JG, Vidal-Sallé E, Boisse P (2012) Hyperelastic model for large deformation analyses of 3D interlock composite preforms. Compos Sci Technol 72 (12):1352-1360. doi:10.1016/j.compscitech.2012.05.006

14. Endruweit A, Long AC (2010) Analysis of compressibility and permeability of selected 3D woven reinforcements. J Compos Mater 44:2833-2862

15. Mahadik Y, Robson Brown KA, Hallett SR (2010) Characterisation of 3D composite internal architecture and effect of compaction. Composites Part A 41 (7):872-880
16. Van Wyk CM (1946) Note on compressibility of wool. J Text I 37 (12):285-292
17. de Jong S, Snaith JW, Michie NA (1986) Mechanical model for the lateral compression of woven fabrics. Text Res J 56:759-767
18. Curiskis JI, Carnaby GA (1985) Continuum mechanics of the fiber bundle. Text Res J 55:334-344
19. Pan N, Carnaby GA (1989) Theory of the shear deformation of fibrous assemblies. Text Res J 59 (5):285-292
20. Gutowski T (1997) Advanced composites manufacturing. John Wiley & sons, New York
21. Simacek P, Karbhari VM (1996) Notes on the modeling of preform compaction: I - micromechanics at the fiber bundle level. J Reinf Plast Compos 15 (1):86-122
22. Chen Z-R, Ye L, Kruckenberg T (2006) A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part I: Single layer. Compos Sci Technol 66 (16):3254-3262
23. Vidal-Salle E, Nguyen QT, Charmetant A, Breard J, Maire E, Boisse P (2010) Use of numerical simulation of woven reinforcement forming at mesoscale: Influence of transverse compression on the global response. International Journal of Material Forming 3 (SUPPL. 1):699-702. doi:10.1007/s12289-010-0866-1
24. Potluri P, Sagar TV (2008) Compaction modelling of textile preforms for composite structures. Compos Struct 86:177-185
25. Pearce N, Summerscales J (1995) Compressibility of a reinforcement fabric. CmpMa 6 (1):15-21
26. Kelly PA, Umer R, Bickerton S Compaction of dry and wet fibrous materials during infusion processes. In: 36th International SAMPE Technical Conference - Materials and Processing:Sailing into the Future, November 15, 2004 - November 18, 2004, San Diego, CA, United states, 2004. International SAMPE Technical Conference. Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering, pp 785-797
27. Karbhari VM, Simacek P (1996) Notes on the modeling of preform compaction: II - effect of sizing on bundle level micromechanics. J Reinf Plast Compos 15 (8):837-861

28. Gauvin R, Lemenn Y, Clerk P, Trochu F Compaction and creep behavior of glass reinforcements for liquid composites molding. In: 10th ASM/ESD technical conference, 1994. pp 357-367
29. LeBel F, Fanaei AE, Ruiz E, Trochu F (2012) Prediction of optimal flow front velocity to minimize void formation in dual scale fibrous reinforcements.1-24. doi:10.1007/s12289-012-1111-x
30. Trochu F (1993) Contouring program based on dual kriging interpolation. Engineering with Computers 9 (3):160-177
31. Trochu F (2003) Krigeage en CAO et CFAO, vol Notes de cours. École Polytechnique de Montréal

CHAPITRE 3 ARTICLE 2: ANALYSIS AND MODELING OF 3D INTERLOCK FABRIC COMPACTION BEHAVIOR

N. Vernet* and F. Trochu

Department of Mechanical Engineering, Chair on Composites of High Performance (CCHP), Centre de Recherche sur les Polymères et Composites à haute performance (CREPEC), École Polytechnique de Montréal, Station Centre-Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7

* Corresponding author (nicolas.vernet@polymtl.ca)

Submitted to *Polymer Composites* (10/09/2013)

3.1 Abstract

During the preforming stage in Liquid Composite Molding (LCM) processes, fibrous reinforcements are usually compacted to obtain the specified fiber volume fraction. In these processes, it is important to know the compaction force necessary to close the mold or in the case of resin infusion to predict the thickness of the part when compacted under vacuum. Numerous studies have been carried out to understand the compression and relaxation behaviors of fibrous reinforcements. Engineering textiles display a complex time-dependent deformation response under loading. The first objective of this investigation is to study the influence of the weaving parameters on the compaction behavior of five different 3D interlock fabrics. Compaction tests were carried out on single tows and on fibrous reinforcements. In parallel, composite parts were fabricated to perform a microscopic analysis of fabric deformation after compression at a given fiber volume fraction. Based on the experimental data, it appears that two main phenomena govern the compaction behavior: the flattening and bending of the tows. The second objective is to model the experimental results. Since there is no nesting in three-dimensional woven fabrics, the compaction behavior turns out to be easier to predict than for laminates. A model based on experimental observations was devised to connect the compaction behavior with the two deformation modes of the 3D fabrics investigated, i.e., tow flattening and bending. It turns out

that the end-of-relaxation forces can also be predicted by the compaction model. The good correlation of the models with experiments confirms the assumptions on tow flattening and bending as the main factors governing compaction and relaxation of 3D interlock fabrics.

Keyword: compaction, 3D fabric, interlock, modeling

3.2 Introduction

Processes such as Liquid Composite Molding (LCM) are increasingly used to manufacture structural composites. Especially when it comes to thick parts of variable thickness, LCM processes may well be the only way to go. Numerous types of fibrous reinforcements exist such as 2D woven and non-woven textiles or 3D fabrics. However, a more widespread usage of two-dimensional reinforcements has been restrained by manufacturing difficulties and limitations in mechanical properties. In fact, draping multiple layers in a mold of complex shape is difficult and the low resistance to delamination [1, 2] remains a source of problems in structural parts. On the other hand, 3D engineering textiles woven to the shape of a complex part can be injected in a mold to manufacture net shape thick components [3].

The ply to ply interlock is one of the most remarkable 3D reinforcements [4, 5]. As shown in Figure 3-1, its weaving architecture is particular: each interlock ply is composed of intersecting warp and weft tows superposed through the thickness of the fabric. The warp tows exhibit an undulation, i.e., a crimp, while the weft tows remain straight. Specifically, several layers of weft tows are joined in the warp direction and through the thickness by the warp tows. This kind of reinforcement has no third direction, i.e. no transverse tow. The weaving pattern through the thickness helps to prevent delamination.

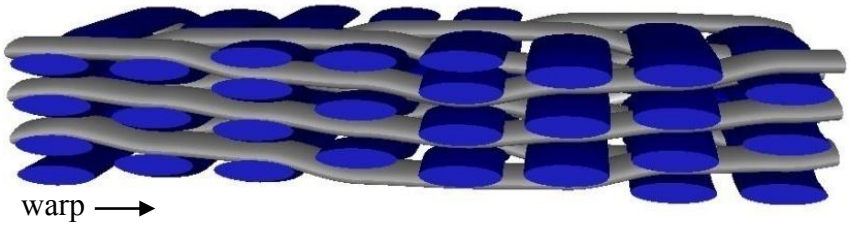


Figure 3-1: Example of 3D interlock fabric.

The preforming stage in LCM processes plays a key role on the quality of the final composites. It consists of compressing the fibrous reinforcement until the targeted fiber volume fraction is reached. The compaction force necessary to obtain a given fiber volume fraction depends not only on the architecture of the fibrous reinforcement [6, 7], but also on processing parameters such as the compaction speed and lubrication [8-10]. For these reasons, it is important to understand how the architecture of the fiber bed and the processing parameters affect the compaction behavior. Numerous experimental and theoretical investigations have studied stacks of two-dimensional fibrous laminates, in which a random phenomenon called nesting plays a significant role [11-13]. However, few researchers have studied the compaction of three-dimensional fabrics [14-16].

The goal of this investigation is twofold: (1) understand the influence of the woven architecture on the dry compaction and relaxation of 3D interlock fabrics; and (2) model the observed behavior. Firstly, compaction tests were carried out on fibrous samples. The specimens were analyzed to highlight the phenomena governing the compaction behavior of each type of fabric. However, a direct interpretation of these results is not possible without a complete study of the architecture of each reinforcement. Thus, flat composite samples were fabricated to perform a microscopic analysis of fabric deformation after compression at the same fiber volume fraction as in the compaction tests. Since there is no nesting in three-dimensional woven fabrics, the evolution of the fabric structure during compaction turns out to be easier to study than in laminates. Indeed, it turns out that only the tow cross-sectional dimensions and crimp have to be determined in order to explain and predict the compaction and relaxation behaviors.

The analysis of experimental data shows that two main phenomena govern the compaction of these fibrous reinforcements [17, 18]:

1. The observation of the tow cross-section permits to study tow flattening. This phenomenon takes place at the level of the filaments contained in fiber tows. The compaction force applied on the fabric is sufficient to overcome the friction between the filaments, and thus to squeeze and change the shape of the tow.

2. The crimp is related to tow bending. It occurs at the level of the fabric structure. The compression force is transmitted to the fabric through the tow columns where the warp and weft tows intersect. This force is too important to allow in-plane slippage of the tows during preforming. For this reason, the fiber tows behave as multiple imbedded beams in bending.

Finally, based on the deformation data and on the compaction tests carried out for single tows [19], a model was devised to connect the compaction behavior with the deformations of the fabric in terms of tow flattening and bending. It turns out that the end-of-relaxation force can also be predicted by the compaction model.

3.3 Description of experiments

3.3.1 Fabric specifications

Five three-dimensional interlock fabrics of areal density 14564 g/m² (Fabric 1), 11 770 g/m² (Fabric 2), 9954 g/m² (Fabric 3), 11686 g/m² (Fabric 4) and 11370 g/m² (Fabric 5) were selected to investigate the influence of weaving parameters on the compaction behavior. Table 3-1 displays the different weaving parameters considered in this study for each fabric: areal density, warp/weft ratio, number of fibers per tow, tow distribution ratios r_{WP} and r_{WT}, number of interlock layers and weaving pattern. Tow distribution ratios are calculated from the effective fabric tow counts per centimeter divided by the maximum theoretical tow count in the warp and weft directions. The maximum theoretical tow count depends only on the number of fibers per tow. It is the same value for all the reinforcements in both directions except for Fabric 4 along the weft because of its slightly different feature compared to the other fabrics (the weft tows of Fabric 4 contain 72K fibers instead of 48K for the other materials considered in this

investigation). The tow distribution ratio is a key weaving parameter of the fabrics that facilitates the comparison and understanding of their compaction behaviors. Figure 3-2 shows a schematic representation of the different fibrous reinforcements investigated.

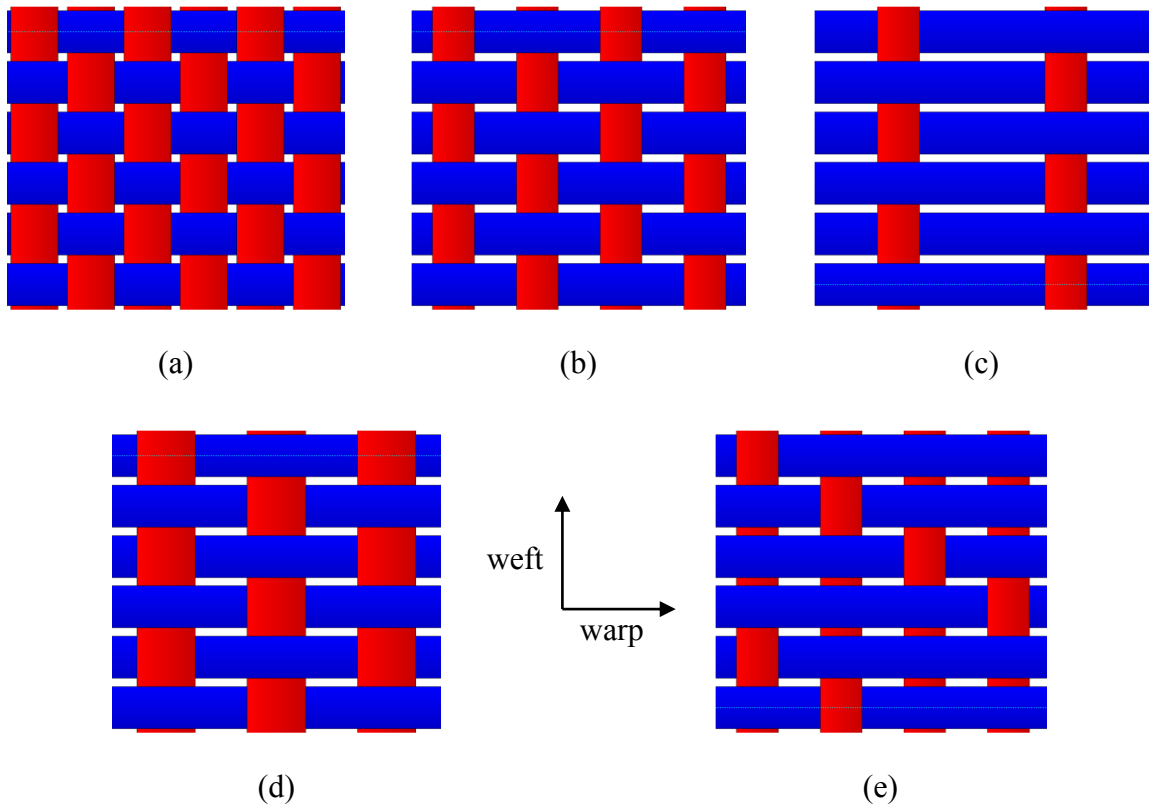


Figure 3-2: Schematic representation of the 3D interlock fabrics considered. Fabrics 1 to 5 are displayed from (a) to (e) respectively.

Fabrics 1, 2 and 3 follow actually an identical weaving pattern with the same number of interlock plies and fibers per tow. The only difference between these fabrics is the warp/weft ratio. This means that the overall distribution of fibers is different. For example, a ratio of 60C/40T means that 60% of the mass is distributed along the warp and 40% along the weft. Moreover, these fabrics have the same warp tow distribution ratio (i.e., the same number of tows in the warp direction by centimeter). Thus, as shown in Table 3-1 and illustrated in Figures 3-2a, 3-2b and 3-2c, the difference in directional fiber volume fraction is achieved by increasing or decreasing the number of tows in the weft direction (i.e., by changing the weft tow distribution ratio).

On the other hand, the only difference between Fabric 2 and Fabric 4 is the number of filaments contained in the fiber tows along the weft direction. Fabric 4 has weft tows composed of 72 000 fibers instead of 48 000 as in Fabric 2. The identical warp/weft ratio and warp tow distribution ratio mean that the distance between the heavier weft tows in Fabric 4 is larger than in Fabric 2. Hence, as illustrated in Figures 3-2b and 3-2d, the weft tow count (as the weft tow distribution ratio) in Fabric 4 is lower than in Fabric 2.

Finally, Fabric 5 does not follow the same weaving pattern as Fabric 2 (see Figures 3-2b and 3-2e to compare the architecture of the two fabrics). The pattern of Fabric 5 is composed of alternating through-thickness 8 warp / 8 weft tows (a total of 16 tows when intersecting) and 8 warp / 7 weft tows (a total of 15 tows when intersecting) instead of always 8 warp / 8 weft tows as in Fabric 2. Thus, the number of interlock plies for this kind of fabric is usually denominated as 7.5 instead of 8 to reflect the lower in average alternating number of weft tows through the thickness. Another important difference exists between these two fabrics: Fabric 2 includes a lower number of tows per unit cell along the warp than Fabric 5. This latter reinforcement will allow comparing the compaction behavior between two different weaving patterns and thus will extend the scope of our analysis.

Table 3-1: Details of fabric weaving parameters

	Fabric 1	**Fabric 2**	**Fabric 3**	**Fabric 4**	**Fabric 5**
Areal density (g/m^2)	14564	11770	9954	11686	11370
Warp/weft ratio	50C/50T	60C/40T	70C/30T	60C/40T	60C/40T
Number of fibers per tow	48K/48K	48K/48K	48K/48K	48K/72K	48K/48K
Warp tow distribution ratio r_{WP}	1	1	1	1	1
Weft tow distribution ratio r_{WT}	1	2/3	3/7	4/9	5/7
Number of interlock layers	8	8	8	8	7.5
Weaving pattern	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 2

3.3.2 Compaction tests

Two series of compaction tests were conducted firstly to compact the fabric, and then to compress single tows. Both tests were carried out on dry samples placed between two parallel platens mounted on two different standard tension-compression machines. The parallelism of the platens in both setups was verified using calibrated shims. The largest space between the two platens in contact was $0.04\,mm$. This corresponds to a maximum parallelism error of 2%. In order to eliminate at this stage the influence of processing parameters, all the experiments were conducted without lubrication at the same compaction speed of 1 mm/min.

3.3.2.1 Fabric compaction setup

Fabric samples of 100*100 mm² were compacted between two steel plates. The displacement of the upper platen was controlled via a computer until reaching a fiber volume fraction of 58%. Then the thickness was maintained during 10 minutes to allow relaxation of the reinforcement [9]. Since a high reproducibility is usually observed for 3D fabrics, the tests were repeated only two times for each fabric. The results obtained are displayed in Figures 3-7, 3-10 and 3-13. The maximum and end-of-relaxation forces can be extracted from these Figures.

3.3.2.2 Single tow compaction setup [19]

Tows composed of 48 000 and 72 000 fibers were alternatively compacted in the setup represented in Figure 3-3. Each tow was placed between a lower aluminum platen and an upper glass cone. A determined force *F* was applied to the tow via the lower platen. The displacement of this platen until the thickness of the tow is reached, was controlled with 2 LVDT placed on both sides of the tow. A camera installed above the glass cone permits to observe the tow flattening for each level of force applied. A Matlab routine determines the tow width from the images obtained during the test. The relationship between the compaction force and the deformation of the tow could finally be derived as shown in Figures 3-17 and 3-18. A total of twenty experiments were carried out for the 48K tows and fifteen for the 72K tows.

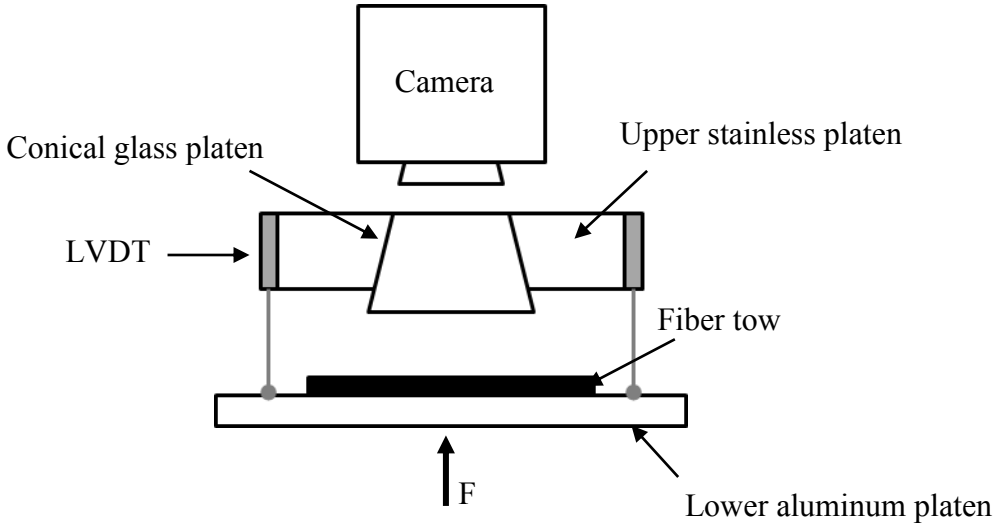


Figure 3-3: Experimental single tow compaction setup.

3.3.3 Fabrication setup

In order to understand how the tows are deformed during the compaction tests, fabric samples were locked after compaction. Samples of 100*100 mm² were injected in a rigid mold at constant pressure with the vinylester resin Derakane 411-350 from Ashland Inc. The formulation also included an organic component to reduce the resin viscosity (styrene at 20.00 phr), a cure initiator (cumyl hydroperoxide CHM-50 from Andonox at 2.00 phr), a promoter (cobalt naphtanate 12% at 0.50 phr) and a gel time retarder (2-4 pentadione at 0.05 phr). The thickness of the mold was controlled by calibrated shims to get the same fiber volume fraction as in the compaction tests. In order to reduce the quantity of voids in the final parts, resin was left bleeding during a few minutes following the complete filling of the cavity [20, 21]. Then the outlet was clamped and a consolidation pressure of 3 bars applied [22]. The complete manufacturing setup is presented in Figure 3-4.

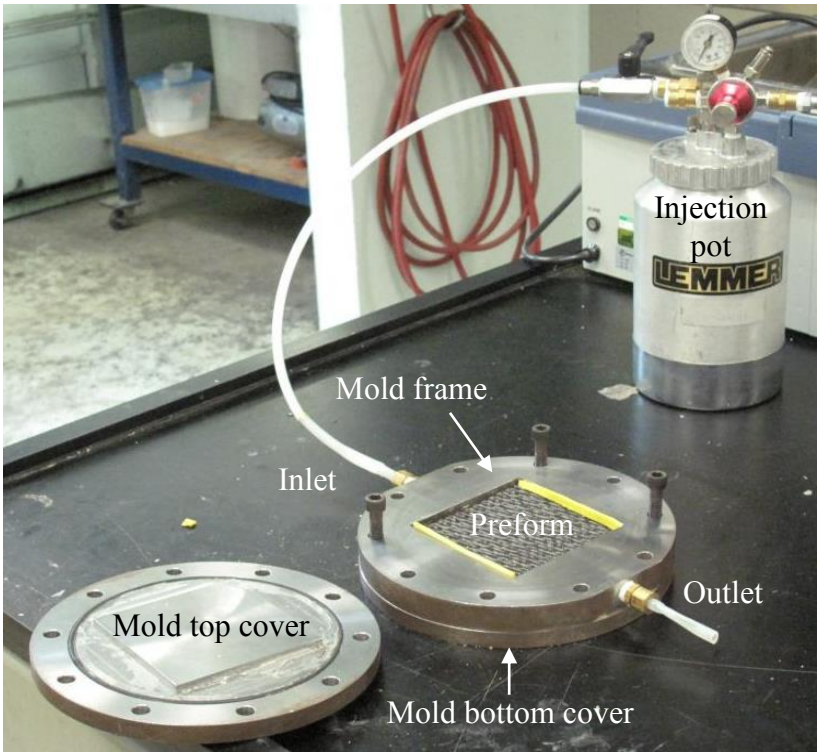


Figure 3-4: Photograph of the manufacturing setup.

After demolding, the specimens injected were cut into thin lamellas following a tow along the warp and weft directions. The cut-out surfaces were polished and analyzed with a digital microscope in order to evaluate the tow characteristic dimensions.

3.3.4 Microscopic analysis

Lamellas prepared from the manufactured specimens permit to measure the tow cross-sectional dimensions and crimps in the warp and weft directions. In order to produce a representative microscopic analysis, six lamellas were cut from two different specimens in each direction of the reinforcements. A total of 60 samples were prepared and analyzed with a digital microscope VHX-1000 from Keyence.

Firstly, the tow cross-section thickness, width and area were evaluated as shown in the example of Figure 3-5 in order to study the impact of tow flattening on the compaction behavior of the 3D

interlock fabrics considered. A total of 500 tow cross-sections were analyzed (50 per configuration). Maximum variations of 9% were observed in the measured dimensions.

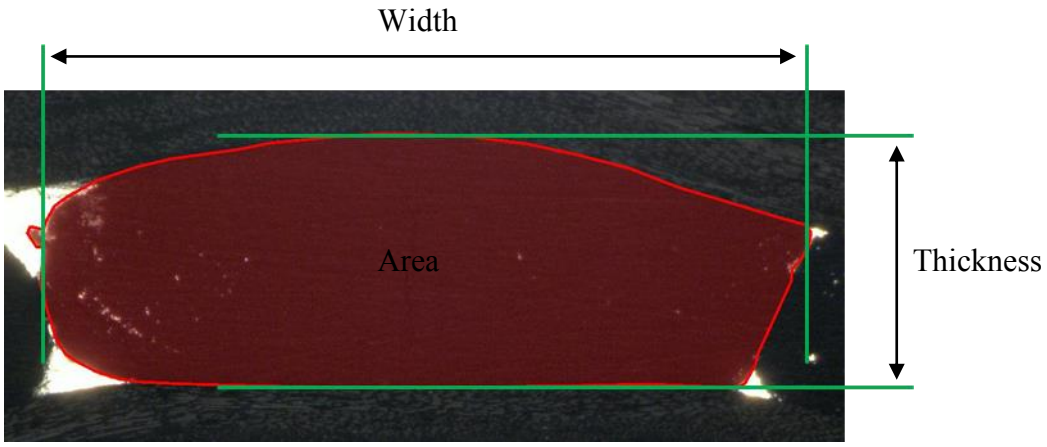


Figure 3-5: Dimensions of the tow cross-section.

The undulation of the tows can be characterized by the tow crimp β, which is defined as the ratio between the length l of a tow unit cell and the amplitude h of the undulation:

$$\beta = \frac{l}{h} \tag{3.1}$$

Parameters l and h are illustrated in Figure 3-6. The crimp must be evaluated in order to understand the role it plays on bending in the compaction and relaxation behaviors. A total of 160 tows were analyzed in order to determine the tow crimp along the warp and weft for each fabric with a variability in a range between 6.5% and 16.5%.

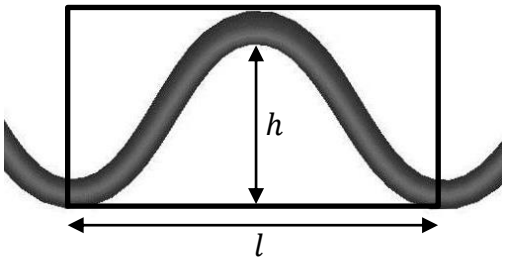


Figure 3-6: Tow crimp in a fiber tow unit cell.

3.4 Analysis of fabric compaction behavior

The compaction behavior of the reinforcements is plotted in Figures 3-7, 3-10 and 3-13. Each result started to be recorded when the force became higher than a threshold of 10 N. Thus, depending on the natural thickness of the fabrics and on the thickness reached during the tests, the curves are more or less shifted in time. The compaction behavior will now be studied in three stages as a function of the weaving structure: (1) the influence of the warp/weft ratio on fabric deformation will first be discussed; (2). then the role played by the number of fibers per tow will be investigated; (3) finally, the effect of the weaving pattern on the deformation will be analyzed.

3.4.1 Influence of the warp/weft ratio

3.4.1.1 Compaction experiments

The influence of the warp/weft ratio on the compaction response is first studied. The evolution of the applied force in time for Fabrics 1, 2 and 3 is presented in Figure 3-7. We note that the compression and relaxation responses of Fabrics 1 and 2 are identical, while Fabric 3 requires a significantly higher force to achieve the same fiber volume fraction. In addition, the relaxation in time of Fabric 3 is longer than for the other fabrics. Since the areal density decreases from Fabric 1 to Fabric 3, the thickness attained for the reinforcements considered must be different in order to reach the same fiber volume fraction of 58%. Thus Fabric 1 should be less compacted than Fabric 2, and Fabric 2 less than Fabric 3. Regarding the tests as a compression of non-woven tows (i.e., by considering only tow flattening), the compaction force should increase from Fabric 1 to Fabric 3. The results obtained for Fabrics 2 and 3 confirm this assertion. However, the same

compaction behavior is observed for Fabrics 1 and 2. This means that another phenomenon must take place, and not only tow flattening. Tow bending could possibly explain this behavior. As a matter of fact, in this case the component of the compaction force due to bending should decrease from Fabric 1 to Fabric 3 in order to correlate with the experimental compaction and relaxation results of Figure 3-7. This assumption will be evaluated in the sequel after a detailed analysis of the architecture of the deformed fabrics.

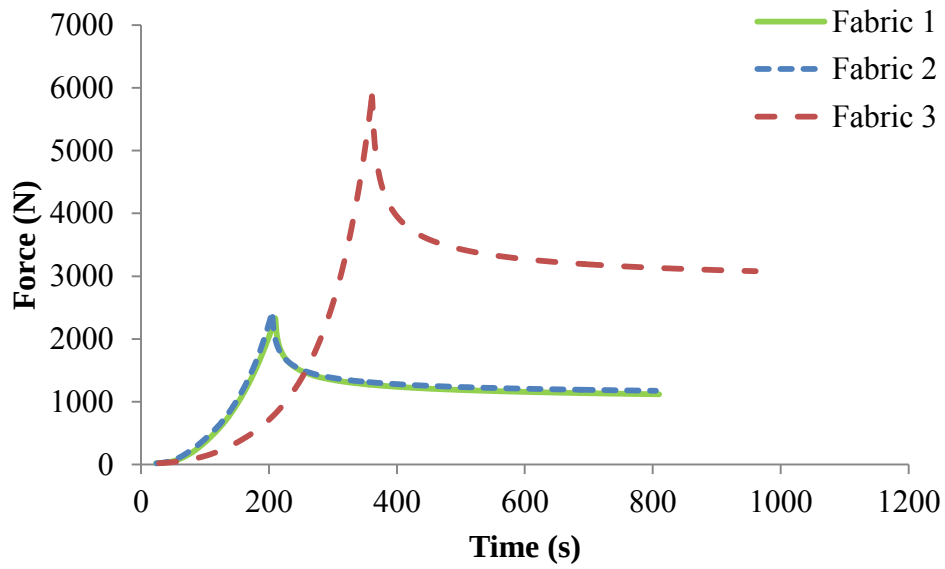


Figure 3-7: Dry compaction behavior of Fabrics 1, 2 and 3 in order to reach V_f =58%. The responses of Fabrics 1 and 2 are superposed.

3.4.1.2 Analysis of deformation

The influence of the warp/weft ratio on the deformation is correlated here with the compaction response. Figures 3-8a and 3-8b show respectively the thickness and width of the cross-sections of Fabrics 1, 2 and 3 in the warp and weft directions. It appears that the warp tows are slightly thicker when the number of tows per centimeter (i.e., the tow distribution ratio) is higher in the weft direction. Note that the measured width of these tows after compaction is identical for all the reinforcements considered. The tow width along the warp is bounded by a limit value calculated from the warp tow distribution ratio. The close correspondence of the measured widths with this

value shows that the warp tows are sufficiently flattened to fill almost all the inter-tow spaces and come in contact with their neighbors. Actually, the free space between the warp tows in these fabrics does not allow them to become flatter than the observed experimental values reported in Figure 3-8b. Finally, the diminution of the warp tow thickness from Fabric 3 to Fabric 1 combined with the same width indicates that the tow fiber volume fraction along the warp increases after compaction.

In the weft direction, the tows become increasingly thinner and larger from Fabric 1 to Fabric 3. Since the weft tow count (i.e., the weft tow distribution ratio) decreases, the tows have more space to become flatter as observed in Figure 3-8a. However, tow flattening seems to tend to a limit value. Indeed, even if the weft tows in Fabric 3 have enough space to become flatter, the measured width is only slightly larger than in Fabric 2. This may result from the interlock weaving of the tows or from an insufficient compaction force.

Tow flattening can explain the larger compaction force observed for Fabric 3. This should be true also for Fabric 2 when compared to Fabric 1. However, Figure 3-7 shows that this is not the case. Therefore another phenomenon comes into play, which might be tow bending. In order to evaluate the influence of tow bending on the compaction behavior, it is necessary to evaluate the tow crimp for each fabric in the warp and weft directions.

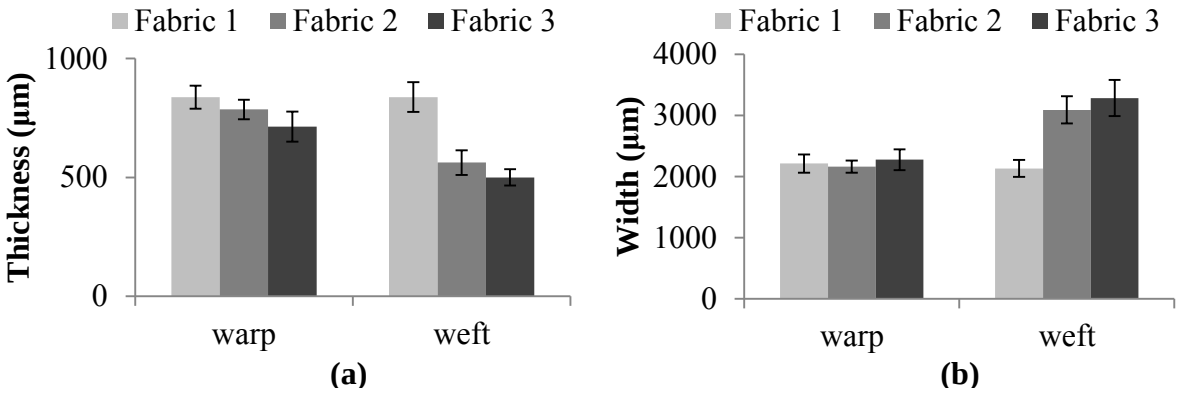


Figure 3-8: Tow dimensions in the warp and weft directions of Fabrics 1, 2 and 3 at V_f =58%: (a) tow thickness ; (b) tow width.

Figure 3-9 displays the tow crimps measured for Fabrics 1, 2 and 3 after compaction. The tow crimp β along the warp and weft increases from Fabric 1 to Fabric 3, i.e., from the highest weft tow distribution ratio to the lowest. In the warp direction, this affirmation is consistent with the interpretation of the weaving parameters. Indeed, a higher weft tow distribution ratio (i.e., weft tow count) means a lower length of the weaving unit cell. Thus, the warp tow crimp decreases when the weft tow distribution ratio becomes larger. In the weft direction, the warp tow distribution ratio is the same for each fabric. The length of the unit cell along the weft is thus identical for each Fabric. Since the reinforcement thickness reached during compaction tests decreases from Fabrics 1 to 3, the amplitude of the tow crimp decreases too. Thus, the tow crimp along the weft is higher when the weft tow distribution ratio is lower.

In beam theory, the force required to bend a beam with an important crimp is lower than with no crimp. This affirmation can be transposed to fibrous reinforcements if the friction force between connecting tows is sufficiently high to prevent in-plane slippage of the tows. The compaction results of Figure 3-7 show that the bending component of the compaction force must increase from Fabric 1 to 3. Thus, as described in beam theory, the tow crimp should also increase from Fabric 1 to 3. Figure 3-9 shows that this is true for the three fabrics considered. Thus it seems reasonable to assert that beam theory can be applied to model the compaction of these fibrous reinforcements and that tow bending should contribute more from Fabric 1 to 3 to the overall compaction force.

On the other hand, the weft tow distribution ratio decreases from Fabric 1 to Fabric 3. Hence a higher number of tows in this direction will bend during compaction. This is another reason for which the bending contribution to compaction will increase from Fabric 1 to Fabric 3. Finally, in order to conclude on this qualitative analysis, it is reasonable to assume that the compaction behavior of Figure 3-7 could be explained by combining the information on tow bending and tow flattening.

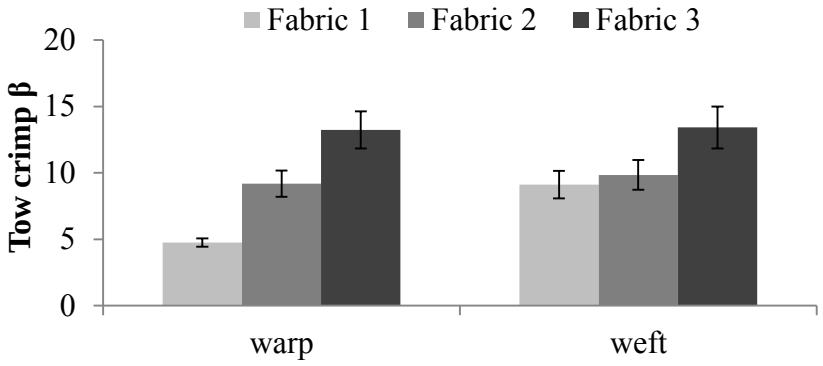


Figure 3-9: Tow crimp in the warp and weft directions for Fabrics 1, 2 and 3 at V_f =58%.

3.4.2 Influence of the size of the fiber tows

3.4.2.1 Compaction experiments

Let us examine now the influence of the number of fibers per tow. The compaction behavior of Fabric 2 and Fabric 4 is compared in Figure 3-10. It appears that the force necessary to achieve a fiber volume fraction of 58% is more than two times larger for Fabric 4 than for Fabric 2. The end-of-relaxation force is also much higher for this reinforcement. The relaxation plateau is rapidly attained for Fabric 2, but it requires more time for Fabric 4. As the areal density is almost identical for these two reinforcements (11770 and 11686 g/m² for Fabrics 2 and 4 respectively), nearly the same thickness is reached after compaction. Therefore it is necessary to consider the weaving parameters in order to explain the different compaction behaviors of Figure 3-10.

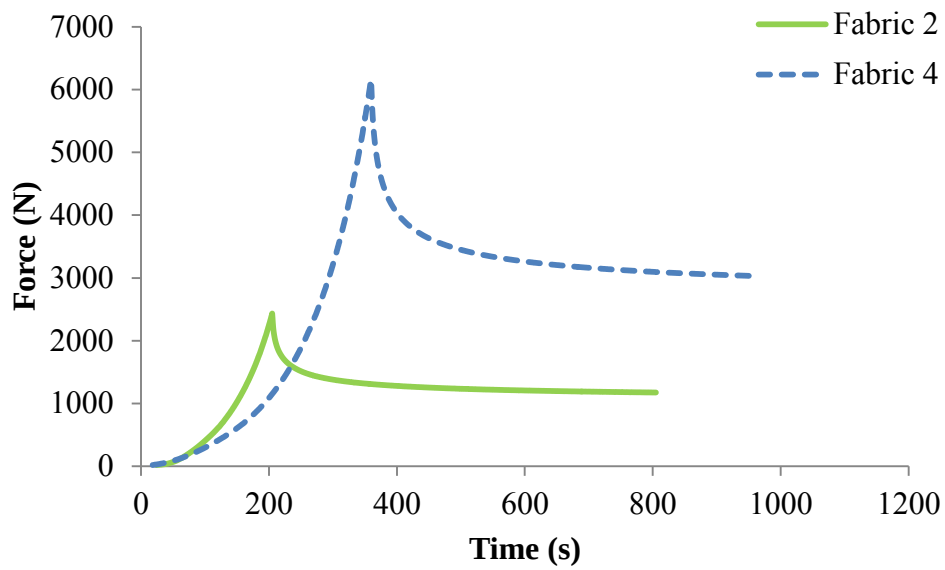


Figure 3-10: Dry compaction behavior of Fabrics 1 and 4 in order to reach V_f =58%.

The three-dimensional weaving pattern prevents any lateral displacement of the plies during compaction. This means that no nesting occurs. In this study, the fabrics are composed of 8 interlock layers of superposed warp and weft tows. Hence, the columns of tows remain aligned vertically even if the fabrics are highly compressed. As observed by Comas-Cardona et al. [23], the compaction force on a woven sample is applied at the intersections between the warp and weft tows. In our case, each intersection is composed of superposed tows through the thickness (8 warp and 8 weft tows). In Fabric 2, all the crossing tows contain 48K fibers, whereas in Fabric 4, 8 warp 48K tows intersect 8 weft 72K tows. Therefore, since the final thickness is nearly identical for both reinforcements, it is understandable that Fabric 4, which contains a higher number of fibers along the weft, should be more difficult to compress than Fabric 2. This is indeed the case in Figure 3-10 where the compaction required for Fabric 4 is nearly 3 times higher than that of Fabric 2.

3.4.2.2 Analysis of deformation

The different sizes of the fiber tows affect also the fabric deformation. As observed in Figure 3-11, the warp tows are slightly flatter and wider in Fabric 4 than in Fabric 2. The compaction

force is sufficiently important to overcome the in-plane friction and merge the tows together in this direction. Thus, the tow width along the warp is slightly larger than the theoretical limit for Fabric 4 when the tows come in contact. In the weft direction, the 72K tows are significantly thicker and slightly wider than the 48K tows in Fabric 2.

In the previous discussion on the influence of the warp/weft ratio, tow flattening appeared to contribute significantly to the compaction results. However, it was not possible to connect the compaction behavior only with the dimensions of the tow cross-section. The same conclusion can be drawn for Fabric 4: the warp tows are highly compressed, whereas the weft tows have sufficient free space to become flatter for a larger compaction force. This means that tow bending probably plays also a significant role here.

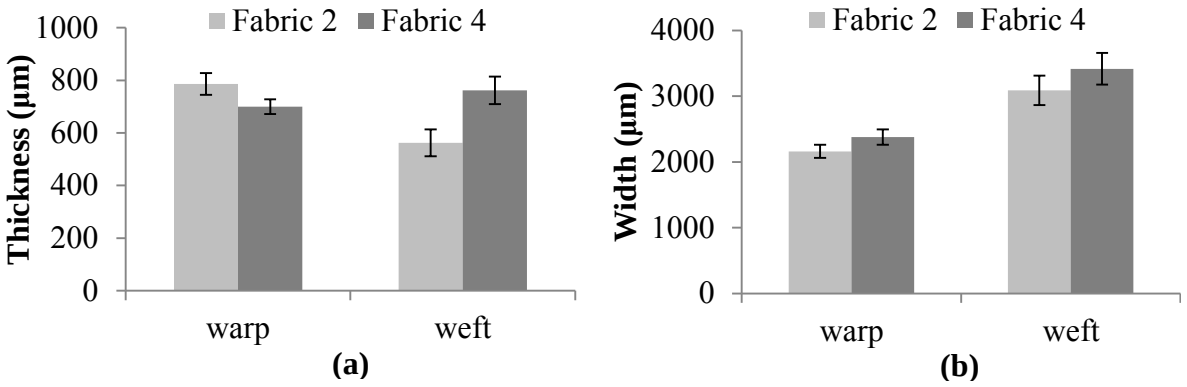


Figure 3-11: Tow dimensions in the warp and weft directions of Fabrics 2 and 4 at V_f =58%: (a) tow thickness ; (b) tow width.

In order to assess the influence of tow bending on compaction, the tow crimp was also evaluated for Fabric 4. For sake of comparison, the mean values are displayed in Figure 3-12 for the two reinforcements. Different results are obtained in the warp and weft directions. Indeed the tow crimp along the warp in Fabric 4 is two times lower than in Fabric 2, while along the weft the opposite is observed. Hence in the warp direction, since the number of fibers per tow is identical for both reinforcements, the bending force required for Fabric 4 should be proportional to that of Fabric 2, namely two times higher. In the weft direction, the number of fibers per tow is higher

for Fabric 4. Hence, as in the warp direction, it is not possible to compare directly the compaction forces required based only on the difference in tow crimp. If both reinforcements had the same tow crimp, the force necessary to bend these tows should be higher for Fabric 4 than for Fabric 2 because of the higher number of "microscopic beams" (i.e., fibers). Therefore the bending component of the compaction force of Fabric 2 is probably lower than that of Fabric 4. Finally, this qualitative analysis confirms the experimental results of Figure 3-10, in which Fabric 4 requires a nearly 3 times higher compaction force than Fabric 2.

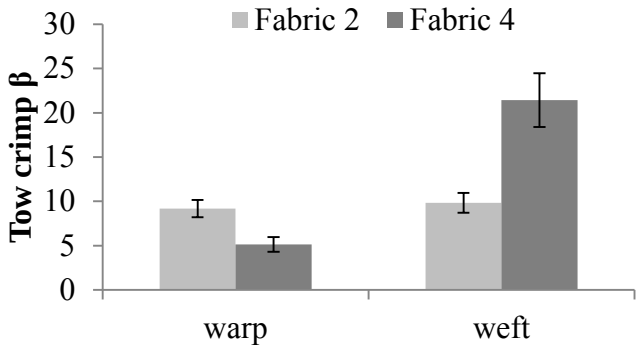


Figure 3-12: Tow crimp in the warp and weft directions for Fabrics 2 and 4 at V_f =58%.

3.4.3 Influence of the weaving pattern

3.4.3.1 Compaction experiments

The influence of the weaving pattern can be analyzed by comparing the compaction behaviors of Fabrics 2 and 5 in Figure 3-13. The maximum compaction and end-of-relaxation forces are close to each other. However, the compaction curve of Fabric 5 exhibits a delay with respect to that of Fabric 2. Since the areal density is almost identical for these two reinforcements, the final thicknesses reached are very close. Thus, the delay is due here to the weaving pattern.

As explained in Table 3-1, Fabric 5 is composed by an alternating number of weft tows through the thickness, while this number is constant for Fabric 2. So the tow intersections in Fabric 5 are composed of alternatively 16 (8 warp and 8 weft) and 15 (8 warp and 7 weft) tows instead of

always 16 as in Fabric 2. Thus, during the first stage of compaction, only the columns composed of 16 tows are compressed in Fabric 5. This can possibly explain the difference between the two fabrics. As a matter of fact, when the columns of 15 tows are also compressed, the compaction force for Fabric 5 tends to follow the same pattern as for Fabric 2. In order to verify this hypothesis, the deformed architecture will also be analyzed.

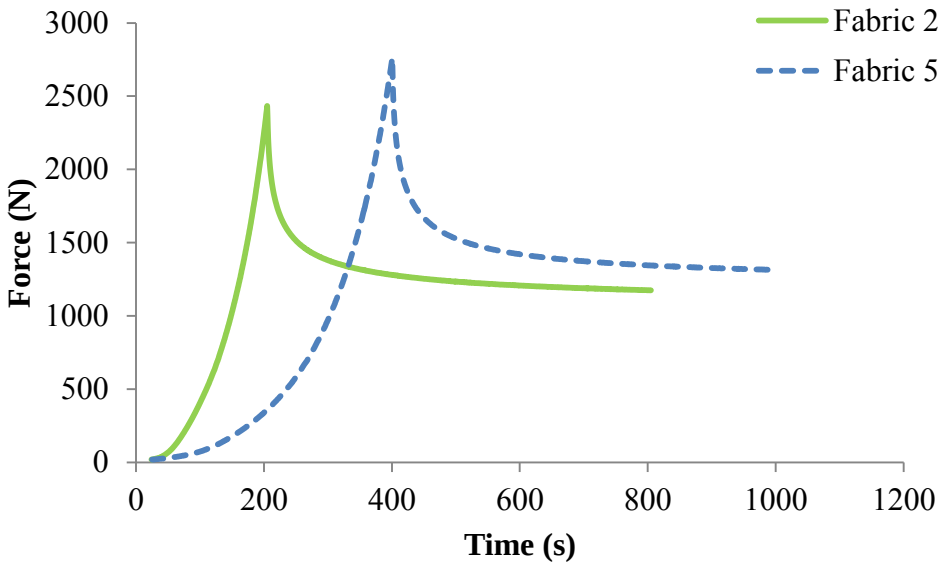


Figure 3-13: Dry compaction behavior of Fabrics 1 and 5 in order to reach V_f =58%.

3.4.3.2 Analysis of deformation

The tow thickness and width were analyzed in order to study the influence of the weaving pattern on the compaction behavior. Figure 3-14 shows the tow dimensions for these two fabrics. A priori, the tows in columns of 15 tows could be thicker and narrower than the tows in the columns of 16 tows that are more compressed. However, this hypothesis is not verified because a complete reorganisation of weft tows takes place during the compression. These tows shift in the plane of the fabric instead of flattening or bending. This kind of deformation is similar to nesting such as in 2D laminates, whereas the tows remain vertically aligned in columns for all the other fabrics. The tow dimensions of Fabrics 2 and 5 after deformation are nearly the same, which was expected because nearly the same maximum compaction and end-of-relaxation forces were

obtained in Figure 3-13 for both reinforcements. However, the delay in their compaction behavior highlights the fact that another phenomenon must be taken into account.

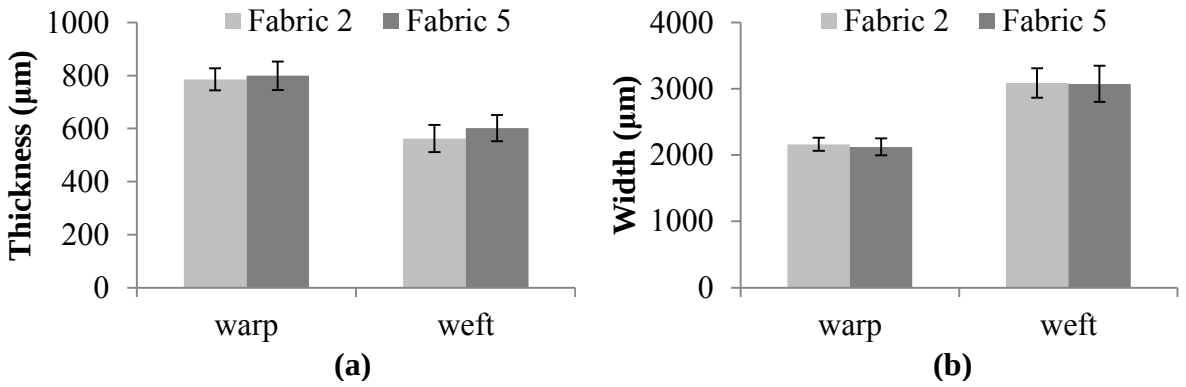


Figure 3-14: Tow dimensions in the warp and weft directions of Fabrics 2 and 5 at V_f =58%: (a) tow thickness ; (b) tow width.

Let us examine if tow bending can explain the experimental results of Figure 3-13. The tow crimp of Fabrics 2 and 5 is presented in Figure 3-15. As observed previously, different values are obtained in the warp and weft directions. Along the warp, the tow crimp of Fabric 5 is three times higher than that of Fabric 2. On the contrary, along the weft, it is two times lower. In the warp direction, the tows of Fabric 5 are compressed by intersecting 7 and 8 tows weft tows alternatively. As explained before, the weft tows are reorganized during compression. The thickness reached is almost the same for both reinforcements since their areal densities are close. In fact, less friction occurs between perpendicular tows when compressing a 7.5 ply fabric than when compacting 8 layers of fiber tows. The warp tows of Fabric 5 have consequently the possibility to slip in the plane. Hence, the force required to bend them is lower than the one predicted by beam theory. So, even if the tow crimp is larger in Fabric 5, the corresponding bending force is not necessarily three times higher than for Fabric 2.

In the second direction, the weft tows are compressed between the same number of warp tows. However, Fabric 5 has a lower number of tows in this direction. The tow crimp is more important in Fabric 2 (i.e., the force required to bend a tow should be lower than in Fabric 5), but the

number of tows in bending is different for each fabric. Thus, the total bending force for Fabric 5 is not two times higher than for Fabric 2. In fact, it is difficult to correlate the tow crimp with the forces required to bend these reinforcements.

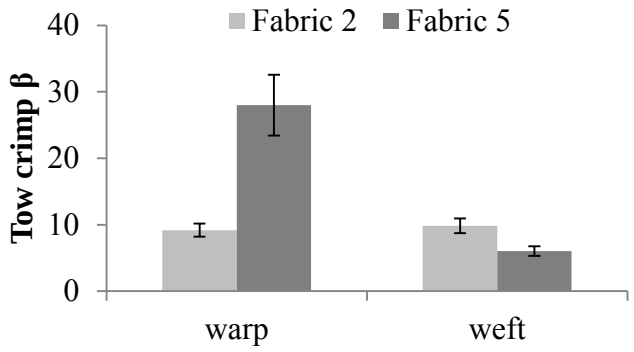


Figure 3-15: Tow crimp in the warp and weft directions for Fabrics 2 and 5 at V_f =58%.

3.5 Modeling of compaction

According to the previous observations, the total force required to compress a three-dimensional fabric is assumed to be the sum of two contributions, one arising from tow flattening, and the other from tow bending.

3.5.1 Contribution of tow flattening

Tow flattening can be evaluated by finding the relationship between the compaction behavior of a single tow and the tow rearrangement in a fabric. The results of the previous section permit to draw a first comparison between the tow dimensions when packed in a fabric and a single tow. This highlights important limitations of the single tow compaction characterization. Indeed, ideal conditions such as the parallelism of the platens and no in-plane constraint (i.e., no neighbors) allow the single tow to be highly flattened during the test. Thus, the tow dimensions obtained in these experiments cannot be directly compared with values measured in a fabric. The only way to connect these two approaches is through the tow fiber volume fraction. In fact, even if the tow

dimensions are not directly comparable, an identical quantity of fibers in an equal volume should behave in the same way.

The tow fiber volume fraction can be evaluated from its cross-section by dividing the area occupied by the fibers (i.e., the number of fibers per tow multiplied by the fiber cross-sectional area) by the total surface of the tow cross-section. Since the fiber dimensions are known, only the tow cross-sectional areas have to be determined. When the tow is compressed in a fabric, the areas can be evaluated by analyzing the images of the tow cross-sections obtained with the microscope. In the case of a single tow, only the thickness and width are available. Therefore it is necessary to assume a shape of the tow section in order to evaluate this area. Elliptical [24], rectangular [25] or lenticular [26] shapes are commonly used. There are other possible shapes, but they did not provide any significant improvement in our case. Elliptical, rectangular and cusped [27] shapes seem the most appropriate. Figure 3-16 shows a tow cross-section in Fabric 1 with the corresponding models: the ellipse, the rectangle and the cusped shape are respectively represented by a dashed, dotted and plain line.

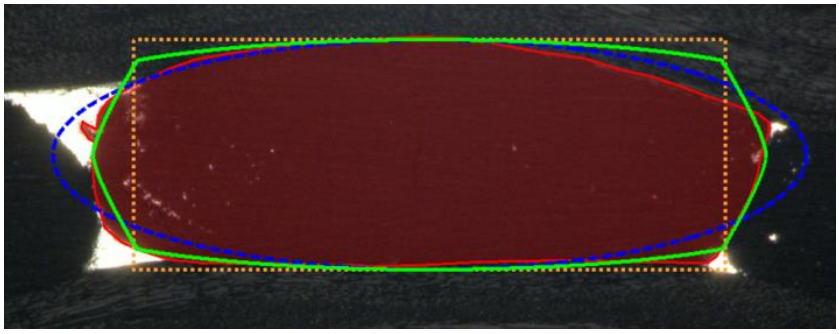


Figure 3-16: Comparison of 3 possible tow cross-section models: ellipse (dashed line); rectangle (dotted line) and cusped shape (plain line).

In order to select the best option, the different shapes were compared with the cross-sections of real tows obtained from the microscopic analysis. Based on the measured areas and thicknesses, the widths obtained for each shape were compared to the real values. It appears that the cusped shape provides the best fit. In fact, the widths of the rectangular and elliptical shapes are

respectively 14.7% shorter and 8.7% larger than the measured widths, whereas the cusped shape exhibits a difference of only 3%. This shape gives also the best visual representation of the tow cross-section. Finally, it is possible to derive a constitutive relationship between the compressive force and the fiber volume fraction of a single tow. Figures 3-17 and 3-18 show the compaction behaviors of the 48K and 72K fiber tows as a function of fiber volume fraction. Assuming that the compaction behavior of a single tow and a tow in a fabric is similar with respect to the fiber volume fraction, this relation permits to calculate the force required to compress fiber tows in a fabric.

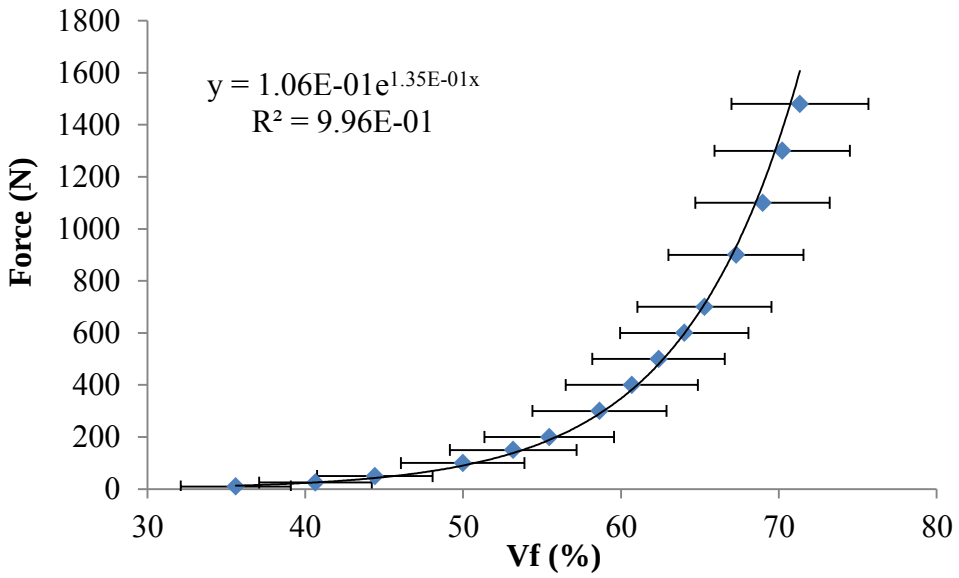


Figure 3-17: Evolution of the compressive force as a function of fiber volume fraction for a 48K tow.

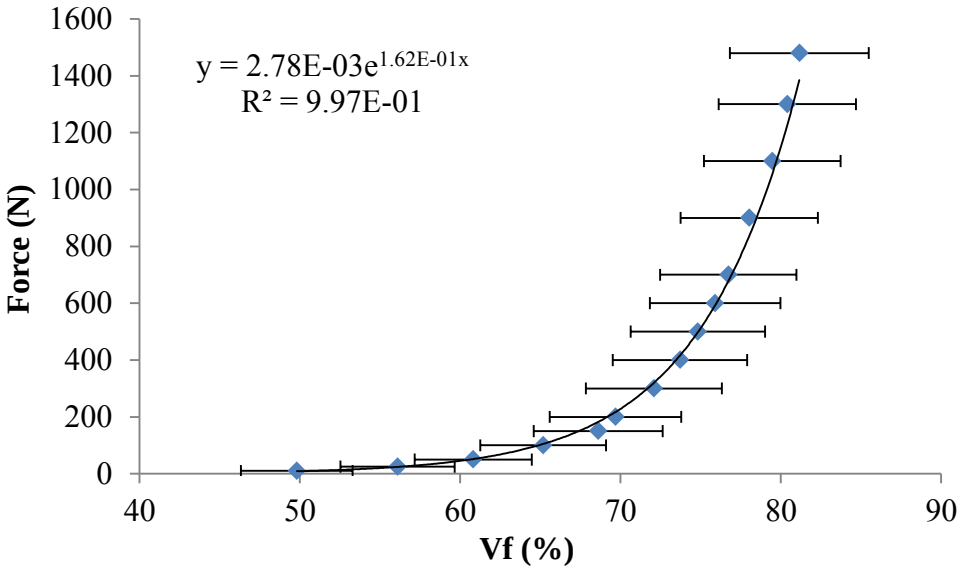


Figure 3-18: Evolution of the compressive force as a function of fiber volume fraction for a 72K tow.

Using the previous two figures and knowing the weaving parameters, the compaction force F_{flat} required to flatten the tows in a dry sample is defined as follows:

$$F_{flat} = \frac{C_1}{r_{WP} \cdot r_{WT}} (p_{WP} \cdot F_{tWP} + p_{WT} \cdot F_{tWT}) \tag{3.2}$$

where parameters p_{WP} and p_{WT} represent the percentages in mass of fibers along the warp and weft respectively, and the terms F_{tWP} and F_{tWT} denote the forces necessary to flatten a single tow at a desired fiber volume fraction in the warp and weft directions respectively. Parameter C_1 is the ratio of the length of the flattened tows in the fabric over their total length. The flattened length is different from the total tow length because the tows are not compressed everywhere in fabric compaction tests (on the contrary to single tow compression).

The weaving parameters r_{WP}, r_{WT}, p_{WP} and p_{WT} characterize the architecture of the fabric. The force contributions F_{tWP} and F_{tWT} are evaluated from the average fiber volume fractions of the tows in the fabric along the warp and weft respectively using the constitutive relationships of Figures 3-17 or 3-18 between the compaction force and the fiber volume fraction of a single tow.

The fiber volume fractions of the tows in the fabric were derived experimentally from the tow cross-sectional areas measured with the digital microscope. However, note that with a textile engineering software like WiseTex [28] for example it would be possible to evaluate these values from geometrical considerations only. Parameter C_1 cannot be determined easily because the total length of flattened tows in a fabric sample is difficult to evaluate. However, since this term is constant for this kind of 3D interlock fabrics, it can be obtained once from one series of experiments.

3.5.2 Contribution of tow bending

Tow bending in fabrics has been widely studied by the textile community. Van Wyk [29] was the first to assume that the transverse elastic behavior of a bundle of randomly distributed fibers is controlled by a fiber bending phenomenon. However, this model does not take into account the slipping and friction between fibers, nor their stretching or shear. Several improvements have followed the work of Van Wyk. Hearle [30] made an important contribution in analyzing the extension of continuous twisted yarns. De Jong et al. [31] modified this model to predict the compaction behavior of a knitted fabric. Other researchers like Curiskis and Carnaby [32] applied continuum mechanics to determine the deformation of fiber tows and proposed a three-dimensional deformation model for untwisted and aligned fibers. These models were created for materials such as wool or cotton, which are used at much lower fiber volume fractions and with different kinds of weaving patterns. Gutowski [33, 34] proposed in 1986 a model specially devised for composites. In these articles, the transverse compression force of aligned fiber tows is represented by a simple elastic deformation model:

$$F_{bt} = \frac{3 \cdot \pi \cdot E \cdot S}{\beta^4} \frac{\sqrt{\frac{V_f}{V_0}} - 1}{\left(\sqrt{\frac{V_a}{V_0}} - 1\right)^4} \tag{3.3}$$

where β denotes the tow crimp, F_{bt} is the force necessary to bend a tow, E the fiber elastic modulus, S the compressed surface of the tow, and V_0, V_a and V_f correspond respectively to the initial, maximum and effective fiber volume fractions of the fiber tow.

Based on Gutowski's model, the compaction force F_{bend} required to attain a given fiber volume fraction is defined as follows:

$$F_{bend} = \frac{C_2}{r_{WP} \cdot r_{WT}} \left(\frac{p_{WP}}{\beta_{WP}^4} + \frac{p_{WT}}{\beta_{WT}^4} \right) \tag{3.4}$$

where β_{WP} and β_{WT} represent the tow crimps in each direction, and constant C_2 is the flexion force necessary to bend a single tow from $\beta = 1$ to $\beta = l/h$ in equation 3-3. The length of a tow unit cell l and the amplitude of the tow crimp h were defined in Figure 3-6.

3.5.3 Compaction model

As explained above, the final compaction model is a combination of tow flattening and bending. The total force F_t required to compact a dry three-dimensional interlock fabric is obtained by summing the flattening and bending terms:

$$F_t = \frac{C_1}{r_{WP} \cdot r_{WT}} (p_{WP} \cdot F_{tWP} + p_{WT} \cdot F_{tWT}) + \frac{C_2}{r_{WP} \cdot r_{WT}} \left(\frac{p_{WP}}{\beta_{WP}^4} + \frac{p_{WT}}{\beta_{WT}^4} \right) \tag{3.5}$$

The constants C_1 and C_2 are two independent characteristic parameters of the fibrous reinforcement. Their values are determined by optimizing the scatter between the experimental and calculated data through the least square solution of a system of 5 equations, one for each reinforcement, with 2 unknowns, the constant C_1 and C_2.

Table 3-2: Values of the parameters of the model for the five fabrics considered

	p_{WP} (%)	p_{WT} (%)	F_{tWP} (N)	F_{tWT} (N)	β_{WP}	β_{WT}	C_1	C_2 (N)
Fabric 1	50	50	435.7	588.1	4.749	9.121		
Fabric 2	60	40	913.0	767.6	9.183	9.841		
Fabric 3	70	30	1410.0	1279.3	13.235	13.414	1.809	$1.482e^6$
Fabric 4	60	40	1093.9	117.7	5.141	21.437		
Fabric 5	60	40	928.8	445.7	27.993	6.038		

Applying the model in our case (using data displayed in Table 3-2), it is now possible to compare in Figure 3-19 the experimental and predicted maximum compaction forces for each fabric. The calculated compaction force is divided in two parts: the darker grey corresponds to the tow flattening component, and the lighter grey to the bending term. A good correlation is observed between the experience and the model for all the reinforcements considered with a scatter from 0.5% to 9.5%. The highest dispersion is obtained for Fabric 5. This can be explained by a reorganisation of the weft tows in Fabric 5 similar to nesting in two-dimensional reinforcements. A term representing the force required to overcome friction in nesting could possibly be added to improve the prediction. However, the results remain acceptable even in the case of Fabric 5. Thus the behavior of this kind of three-dimensional fabric seems to be correctly modeled by the contributions of tow flattening and bending.

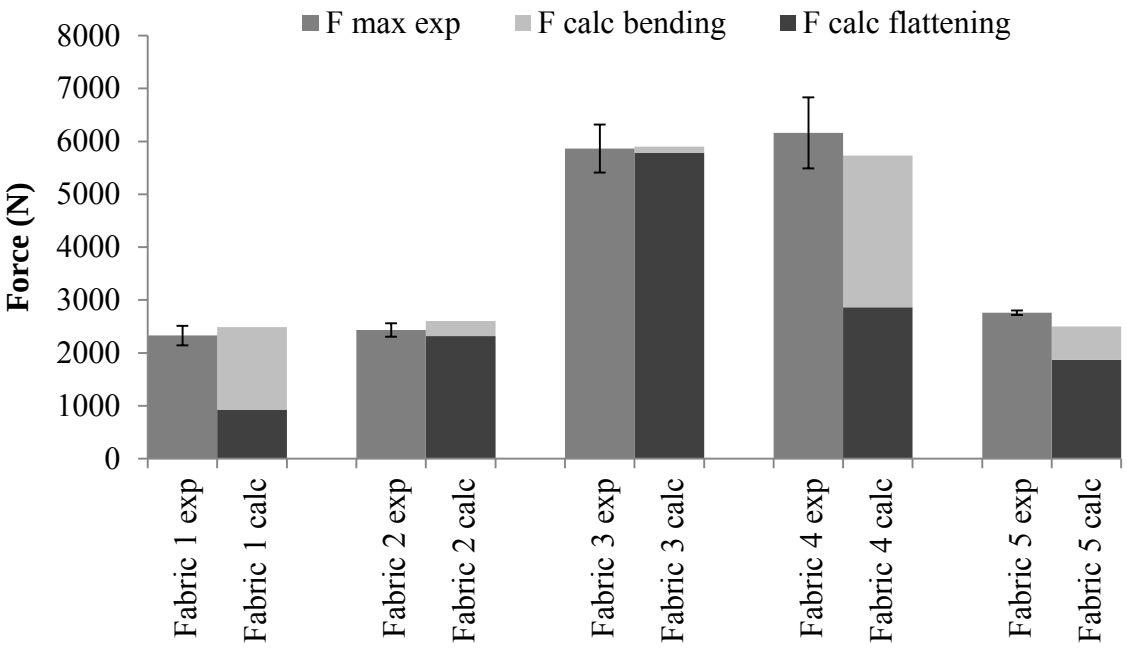


Figure 3-19: Comparison between the experimental and calculated compaction forces necessary to reach V_f =58%.

3.5.4 Relaxation model

It is possible also to evaluate the end-of-relaxation force F_{tr} by combining the contributions of flattening (F_{flat}) and bending (F_{bend}) of Figure 3-19. The total end-of-relaxation force F_{tr} can be written as follows:

$$F_{tr} = (1 - C_3) \cdot F_{flat} + (1 - C_4) \cdot F_{bend} \tag{3.6}$$

where C_3 and C_4 represent the percentages of relaxation contained in the flattening and bending terms respectively. These constants are characteristic of the relaxation of the 3D interlock fabrics used in this study, but are independent of the weaving parameters. As in the compaction model, the constants C_3 and C_4 are determined by finding the smallest scatter in the least square sense between the experimental and calculated values of F_{tr}.

The flattening contribution gave C_3 = 49.5%, while the bending constant is C_4 = 55.5%. Each of these phenomena comes from two distinct types of friction: friction between parallel fibers in flattening and friction between perpendicular fibers in bending. This means that the friction forces between the fibers inside and between the tows participate almost identically to the global relaxation of the fibrous reinforcement. However, the relaxation percentages are valid only at the fiber volume fraction considered. A different V_f means another rate of relaxation, i.e., a different contribution of each phenomenon in the global relaxation of the fibrous reinforcement.

The calculated and experimental end-of-relaxation forces are compared in Figure 3-20. An excellent correlation is obtained when the contributions of flattening and bending are taken into account. The scatter between experimental and calculated data varies from 2.5% to 3.5%. This confirms once again that the proposed model represents correctly the phenomena governing the compaction and relaxation of 3D interlock fabrics.

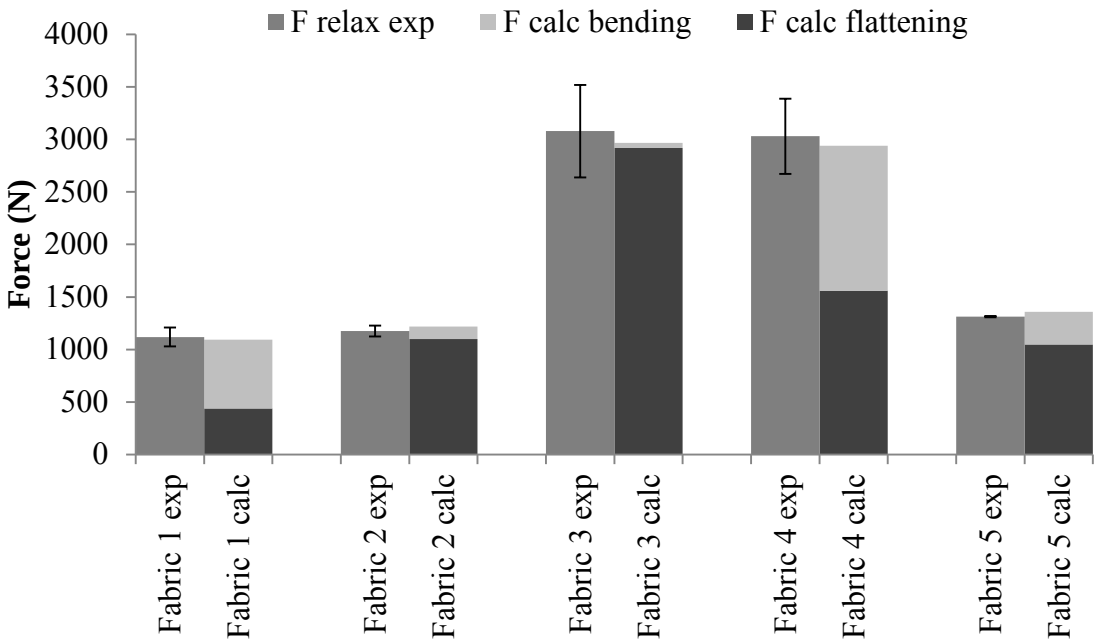


Figure 3-20: Comparison between experimental and calculated end-of-relaxation forces obtained at V_f =58%.

3.6 Conclusion

The compaction and relaxation of five different three-dimensional interlock fabrics were investigated. Tow flattening and bending were identified as the two main phenomena that govern the compression behavior. After a detailed analysis of the fabric deformations, a compaction model based on this assumption was created by summing up the contributions of tow flattening and bending in order to derive the compression force required to reach a given fiber volume fraction. The model was found to predict correctly experimental data while taking into account the woven architecture of the fibrous reinforcements. As a result of this model, it was possible also to predict the end-of-relaxation forces after compaction.

The excellent correlation obtained with experiments reinforces the confidence in the hypotheses used to construct the model. This investigation provides a better understanding of the compaction behavior of three-dimensional interlock woven fabrics. Although the results presented here are valid only for the fabrics considered, the model can be generalized for any kind of three-dimensional reinforcement. Analysing the effect of another weaving parameter on the compaction behavior may also permit to refine this model. In addition, by considering the influence of nesting, one should also be able to reduce the number of experiments required to characterize the compaction behavior of 2D laminates. A better understanding of the compaction behavior of engineering fabrics will definitely contribute to improve the fabrication of high performance composites.

3.7 Acknowledgements

The authors thank Safran and the Canada Research Chairs for funding this investigation and providing the fibrous reinforcements used in the experiments. The contributions of the National Science and Engineering Research Council (NSERC) of Canada, of the Fonds Québécois pour la Recherche sur la Nature et les Technologies (FQRNT), of the Canada Foundation for Innovation (CFI) and of the Ministère de l'Éducation du Québec to the infrastructure and expenses of the composite laboratory are also gratefully acknowledged. Authors are especially thankful to Thomas Balfourier for his technical support.

3.8 References

[1] F. Huimin and Z. Yongbo, 18 (3), 253 (2010)

[2] Y. Perrot, P. Davies, A. Kerboul and C. Baley, ApCM, 15, 87 (2008)

[3] A. P. Mouritz, M. K. Bannister, P. J. Falzon and K. H. Leong, Composites Part A, 30 (12), 1445 (1999)

[4] M. Ansar, W. Xinwei and Z. Chouwei, Compos Struct, 93 (8), 1947 (2011)

[5] R. Younes and W. Zaki, Compos Struct, 93, 1255 (2011)

[6] A. Hammami, Polym Compos, 22 (3), 337 (2001)

[7] F. Robitaille and R. Gauvin, Polym Compos, 19, 198 (1998)

[8] P. A. Kelly, R. Umer and S. Bickerton, Composites Part A, 37, 868 (2006)

[9] S. Bickerton, M. J. Buntain and A. A. Somashekar, Composites Part A, 34, 431 (2003)

[10] F. Robitaille and R. Gauvin, Polym Compos, 20, 48 (1999)

[11] T. Kruckenberg, L. Ye and R. Paton, Composites Part A, 39, 488 (2008)

[12] B. Chen and T.-W. Chou, Compos Sci Technol, 60, 2223 (2000)

[13] R. A. Saunders, C. Lekakou and M. G. Bader, Composites Part A, 29, 443 (1998)

[14] Y. Mahadik, K. A. Robson Brown and S. R. Hallett, Composites Part A, 41 (7), 872 (2010)

[15] E. Archer, S. Buchanan, A. McIlhagger and J. Quinn, J Reinf Plast Compos, 29, 3162 (2010)

[16] A. Endruweit and A. C. Long, J Compos Mater, 44, 2833 (2010)

[17] P. Potluri and T. V. Sagar, Compos Struct, 86, 177 (2008)

[18] S. V. Lomov and I. Verpoest, J Reinf Plast Compos, 19, 1329 (2000)

[19] G. Perié, Compression behavior of carbon tows: measurements made on LPMT compression device, Snecma internal report, (2011).

[20] T. S. Lundstrom, J Reinf Plast Compos, 12, 1339 (1993)

[21] L. Labat, J. Breard, S. Pillut-Lesavre and G. Bouquet, EPJ Applied Physics, 16 (2), 157 (2001)

[22] S. Lundstrom and R. Gebart, Polym Compos, 15, 25 (1994)

[23] S. Comas-Cardona, S. Bickerton, M. Deleglise, W. A. Walbran, C. Binetruy and P. Krawczak, International Conference on Textile Composites, Newark, Delaware, USA, (2008)

[24] S. A. Grishanov, S. V. Lomov, R. J. Harwood, T. Cassidy and C. Farrer, J Text I, 88 (2), 118 (1997)

[25] S. V. Lomov, E. B. Belov, T. Bischoff, S. B. Ghosh, T. Truong Chi and I. Verpoest, Composites Part A, 33A (9), 1171 (2002)

[26] P. Potluri and A. Manan, Composites Part A, 38 (4), 1216 (2007)

[27] T. S. Lundstrom, Composites Part A, 31, 1345 (2000)

[28] S. V. Lomov and I. Verpoest, Advancing Materials in the Global Economy, 48 II, Long Beach, California, USA, (2003)

[29] C. M. Van Wyk, J Text I, 37 (12), 285 (1946)

[30] J. W. S. Hearle, J Text I, 60 (3), 95 (1969)

[31] S. de Jong, J. W. Snaith and N. A. Michie, Text Res J, 56, 759 (1986)

[32] J. I. Curiskis and G. A. Carnaby, Text Res J, 55, 334 (1985)

[33] T. G. Gutowski, J. Kingery and D. Boucher, ANTEC 86, Boston, Massachusetts, USA, (1986)

[34] T. G. Gutowski, Z. Cai, J. Kingery and S. J. Wineman, SAMPE Q, 17 (4), 54 (1986)

CHAPITRE 4 ARTICLE 3: IN-PLANE AND THROUGH-THICKNESS PERMEABILITY MODELS FOR THREE-DIMENSIONAL INTERLOCK FABRICS

N. Vernet* and F. Trochu

Department of Mechanical Engineering, Chair on Composites of High Performance (CCHP), Centre de Recherche sur les Polymères et Composites à haute performance (CREPEC), École Polytechnique de Montréal, Station Centre-Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7

* Corresponding author (nicolas.vernet@polymtl.ca)

Submitted to *Journal of Composites Materials* (10/11/2013)

4.1 Nomenclature

General parameters

μ	Dynamic viscosity of the fluid
n	Percentage of fibers perpendicular to the unidirectional flow
θ	Angle between the first principal permeability and the warp direction of the fabric
u_x	Velocity of the fluid in the direction x
ΔP	Pressure gradient
K_1, K_2, K_3	Principal permeability: K_1 and K_2 in-plane and K_3 through-thickness of the fabric
K_x^*	Permeability due to macroscopic pores in the direction x
K_r	Relative permeability
Q	Volumetric flow rate
S	Saturation of the fabric

Macroscopic fabric parameters

β_{pat}	Angle between the warp and the interweaving directions for a particular pattern for a balanced fabric
m	Mass of the fabric
s_x	Size of the fiber tow in the direction x

c_x Fabric tow count in the direction x
p_x Percentage of fiber in the direction x
r_x Tow distribution ratio in the direction x
ρ_s Areal density
ρ_v Volumetric density of the fiber
A_f Fabric sample area
H_f Height of the fabric
L_f Length of the fabric
N_l Number of interlock layer
V_f Fiber volume fraction of the fabric
v_t Total tow volume in the fabric
v_T Total volume of the fabric
v_f Total volume of fiber in the fabric
W_f Width of the fabric

Microscopic fabric parameters

A_x Tow cross-section area in the direction x
h_x^* Theoretical semi-height of the tow in the direction x
h_x Effective semi-height of the tow in the direction x
w_x Effective semi-width of the tow in the direction x
r_f Fiber radius
$V_{f_{tx}}$ Tow fiber volume fraction in the direction x

Pore parameters

f_h Percentage of tow bulking
f_p Percentage of closed pores after compaction
f_w Flattening factor
a_x Pore semi-height in the direction x
l_x Pore length in the direction x
n_x^* Theoretical number of pores in the direction x
n_x Effective number of pores in the direction x
τ_x Pore tortuosity in the direction x
b_x Pore semi-width in the direction x

4.2 Abstract

An analytical model has been created to estimate the in-plane and through-thickness permeability of three-dimensional (3D) interlock fabrics. The model is based on the calculation of the pressure drop in the macroscopic pores of the fabric. Firstly, the dimensions and distribution of the macropores are determined from the weaving parameters. A macroscopic permeability model can then be inferred from the fabric structural data. The contribution of the microscopic flow inside the tows is also taken into account by introducing the concept of fabric saturation. This additional feature is shown to improve the permeability model, which is validated by comparison with experimental values of principal permeability measured for five different 3D interlock fabrics.

Keywords: permeability, 3D fabric, modeling

4.3 General introduction

The physical phenomena that govern the manufacture of composite materials by resin injection are now better understood. In Liquid Composite Molding (LCM), mold filling simulations are commonly used to optimize the injection process. In Resin Transfer Molding (RTM), this kind of analysis requires a good knowledge of material properties and particularly of the permeability of the fibrous reinforcement, a key parameter used in process simulations. As this property is anisotropic for most fibrous reinforcements, three principal permeability values are needed to carry out RTM flow simulations: K_1 and K_2 in the plane (defining the permeability ellipse in a radial injection) and K_3 through the thickness of the fiber bed.

The three-dimensional (3D) interlock fabric is a remarkable fibrous reinforcement [1,2]. As shown in Figure 4-1, its weaving architecture is particular: each interlock ply is composed of intersecting warp and weft tows superposed through the thickness of the fabric. The warp tows exhibit a slight undulation, i.e., a crimp, while the weft tows remain almost straight. As a matter of fact, several layers of weft tows are overlapped in the warp direction and through the thickness by the warp tows. This kind of reinforcement has no third direction, i.e., no transverse tow is present.

This kind of weaving pattern has the particularity of preventing lateral displacements of the tows (i.e., there is no inter-ply nesting) during the preforming stage prior to resin injection [3].

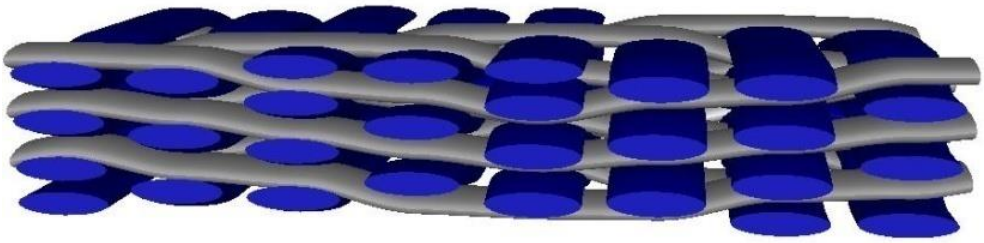


Figure 4-1: Example of 3D interlock fabric architecture.

The absence of nesting allows inter-tow macroscopic spaces to be present and open in the whole fabric. Like most engineering fabrics, this kind of fibrous reinforcement is thus composed of two scales of pores clearly distinguishable: a larger porous scale around the fiber tows (inter-tow macroscopic pores), a second porous scale of significantly lower size inside the fiber tows (intra-tow microscopic pores). In LCM processes, the resin injected flows firstly through the inter-tow pores, then impregnates slowly the tows, thus creating a difference in filling between the inter-tow and intra-tow spaces [4]. The progressive saturation of the fibrous reinforcement implies that two distinct flow regimes exist: (1) an unsaturated flow takes place when the fluid flows through a dry fibrous reinforcement; (2) a saturated flow occurs once the reinforcement is saturated.

The principal permeability tensor with its two in-plane components K_1, K_2 and the through-thickness permeability K_3 can be evaluated in the unsaturated or the saturated flow regimes. Both cases have been widely investigated in the scientific literature. Experimental results have shown that the unsaturated permeability can be lower [5-7], equal [8] or in some cases higher [9,10] than the saturated one. The difference between these two flow regimes exhibits the importance of taking additional features into account. Firstly, capillary forces inside the tows can contribute (low capillary number) or prevent (high capillary number) the fibrous reinforcement impregnation due to the viscous forces and consequently change the unsaturated permeability [5]. Secondly, experimental issues such as mold deflection and air entrapment can also explain the variability of

experimental results [11]. In most cases, the capillary phenomena can be neglected in permeability measurement [12,13], and the difference between the permeability measured in the two regimes is not significant with respect to the experimental scatter [14].

Several permeability models have been proposed in the scientific literature for both flow regimes. One of the first and still widely used model was elaborated by Kozeny-Carman [15], who defined permeability as a material parameter depending only on the specific surface and porosity of the porous medium. However, the Kozeny-Carman model was created for granular beds and does not take anisotropy into account. Several limitations appeared when it was applied to engineering textiles. Thus, several researchers such as Gebart [16] and Berdichevsky and Cai [17] have elaborated different models depending on the flow direction with respect to fabric architecture (for example, permeability along or perpendicular to the fibers is considered in [16]). However, these approaches are only applicable to unidirectional reinforcements or to fiber tows because the inter-tow flow is not considered. For these reasons, other models taking into account the dual scale of pores in engineering textiles have emerged in recent years. Numerous semi-analytical models for 2D woven fabrics [18,19] were developed considering the permeability of a fibrous reinforcement as a complex combination of tow and inter-tow permeability. However, in most cases, empirical constants have to be determined, thus making difficult practical use of these models. In the particular case of 3D reinforcements, only a few models were elaborated. Endruweit and Long [20] have adopted a similar approach based on dual scale considerations to model the in-plane permeability of three different fabrics. A new term was added to account for the disturbance caused by binder tows in the transverse direction. However, the two coefficients used to model this adjustment must be determined experimentally.

The above models make use of a simplistic definition of fabric architecture compared to the complexity of real materials [21,22]. Indeed, the ideal geometry considered in most investigations is hardly comparable to that of actual fibrous reinforcements, causing thereby a significant scatter between the predicted and experimental permeability. In this respect, numerical simulation offers a higher flexibility than analytical modelling. Various techniques have been explored such as lattice Boltzmann method [23], finite difference calculations [24,25] and the finite element method [26].

However, it is difficult to take into account accurately in numerical models the complex fiber network, the capillary imbibition of tows and the progressive saturation of fibrous reinforcements of dual scale porosity. Thus, an important scatter still exists between numerical simulations and experiments.

The above remarks will guide the present investigation, which is focused on the prediction of the permeability tensor of 3D interlock fabrics. Five different reinforcements have been investigated. As already mentioned, the absence of nesting between the plies provides easily accessible information on tows and on inter-tow macroscopic pores in this kind of reinforcing material. Thus, the various structural parameters (i.e., dimensions) of each fabric component have to be determined in order to define completely their architecture. This information will allow calculating an equivalent permeability related to the pressure drop caused by the flow through the macroscopic pores. The results obtained will then be refined by taking into account the global saturation of the reinforcement in order to obtain the effective permeability tensor. This investigation on the prediction of permeability includes five main stages:

1. Unsaturated in-plane and saturated through-thickness permeability measurements are carried out for the different fabrics considered with two different setups in order to evaluate the experimental anisotropic tensor.

2. In parallel, a model of tow dimension permits to calculate the average size of the macroscopic pores, their length, density and tortuosity in each main direction of the fabric, namely along the warp, weft and through-thickness directions.

3. An equivalent permeability is then calculated using an analytical solution giving the pressure drop in a rectangular duct.

4. The saturation of the reinforcement is added to the previous model in order to take into account the dual-scale porosity of the fabrics.

5. Finally, the experimental and predicted permeability values are compared in order to validate the model.

4.4 Description of experiments

4.4.1 Fabric specifications

Five three-dimensional interlock fabrics were selected to carry out this investigation. Table 4-1 displays the different weaving parameters considered for each fabric: areal density, warp/weft ratio, number of fibers per tow, tow distribution ratios, number of interlock layers and weaving pattern. The tow distribution ratios are calculated from the effective fabric tow counts per centimeter divided by the maximum theoretical tow count in each direction. The maximum theoretical tow count corresponds to the largest possible number of 48K tows per unit length. Figure 4-2 shows a schematic representation of the different fibrous reinforcements investigated.

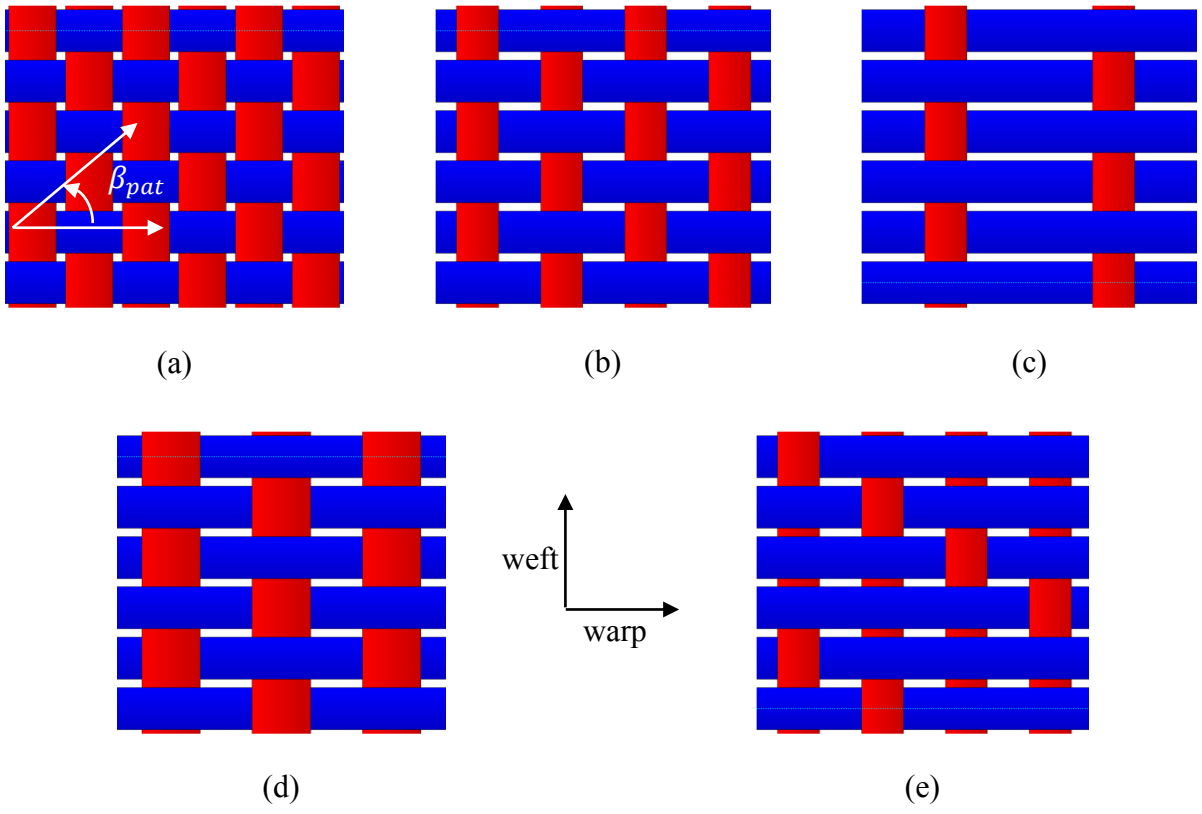


Figure 4-2: Schematic representation of the 3D interlock fabrics considered: Fabrics 1 to 5 are displayed from (a) to (e) respectively.

Fabrics 1, 2 and 3 follow actually an identical weaving pattern with the same number of interlock plies and fibers per tow. The only difference between these fabrics is the warp/weft mass ratio. A ratio of 60C/40T means that 60% of the mass is distributed along the warp and 40% along the weft. As shown in Table 4-1 and illustrated in Figures 4-2a, 4-2b and 4-2c, the difference in warp/weft ratio is achieved by increasing or decreasing the number of tows in the weft direction (i.e., by changing the weft tow distribution ratio). On the other hand, the only difference between Fabric 2 and Fabric 4 is the number of filaments contained in the fiber tows along the weft direction (72 000 fibers per tow in Fabric 4 instead of 48 000 in Fabric 2). As illustrated in Figures 4-2b and 4-2d, the identical warp/weft ratio and warp tow distribution ratio mean that the distance between the heavier weft tows in Fabric 4 must be larger than in Fabric 2. Finally, Fabric 5 does not follow the same weaving pattern as Fabric 2 (see Figures 4-2b and 4-2e). The pattern of Fabric 5 is composed of alternating through-thickness 8 warp / 8 weft tows and 8 warp / 7 weft tows (instead of only 8 warp / 8 weft tows as in Fabric 2). Thus, the number of interlock plies for this kind of fabric is usually denominated as 7.5 instead of 8 to reflect the lower through-thickness average number of weft tows.

Table 4-1: Details of fabric weaving parameters

	Fabric 1	**Fabric 2**	**Fabric 3**	**Fabric 4**	**Fabric 5**
Areal density (g/m^2)	14564	11770	9954	11686	11370
Warp/weft ratio	50/50	60/40	70/30	60/40	60/40
Size of fiber tows	48K/48K	48K/48K	48K/48K	48K/72K	48K/48K
Warp tow distribution ratio	1	1	1	1	1
Weft tow distribution ratio	1	2/3	3/7	4/9	5/7
Number of interlock layers	8	8	8	8	7.5
Weaving pattern	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 2

4.4.2 Permeability measurement

In-plane and through-thickness permeability measurements were carried out for each fabric. The test fluid injected was calibrated silicone oil from Dow Corning of viscosity 50 cSt, which is close to the viscosity of typical aeronautical RTM (Resin Transfer Molding) resins at injection

temperature. The Newtonian behavior of the silicone oil was verified using a Couette rheometer. The viscosity was also measured as a function of temperature to provide a correction, if necessary, to the permeability measurements.

4.4.2.1 In-plane permeability

The unsaturated unidirectional permeability of each fabric was measured with the experimental setup of Figure 4-3, which includes two principal components: the control panel to operate the testing bench, and the mold, in which the experiment is carried out. The mold cavity is delimited by two rigid surfaces as in standard RTM. The transparent cover is made of clear glass in order to observe the fluid flow through the fibrous reinforcement. The bottom part of the mold is in steel. A sealing rubber is placed between the mold surfaces in order to prevent any leak during the measurements. The thickness of the mold cavity is set by calibrated shims in order to achieve a fiber volume fraction V_f of 58% for each fabric considered. Other shims have been used to conduct additional tests on Fabric 3 at $V_f = 55\%$.

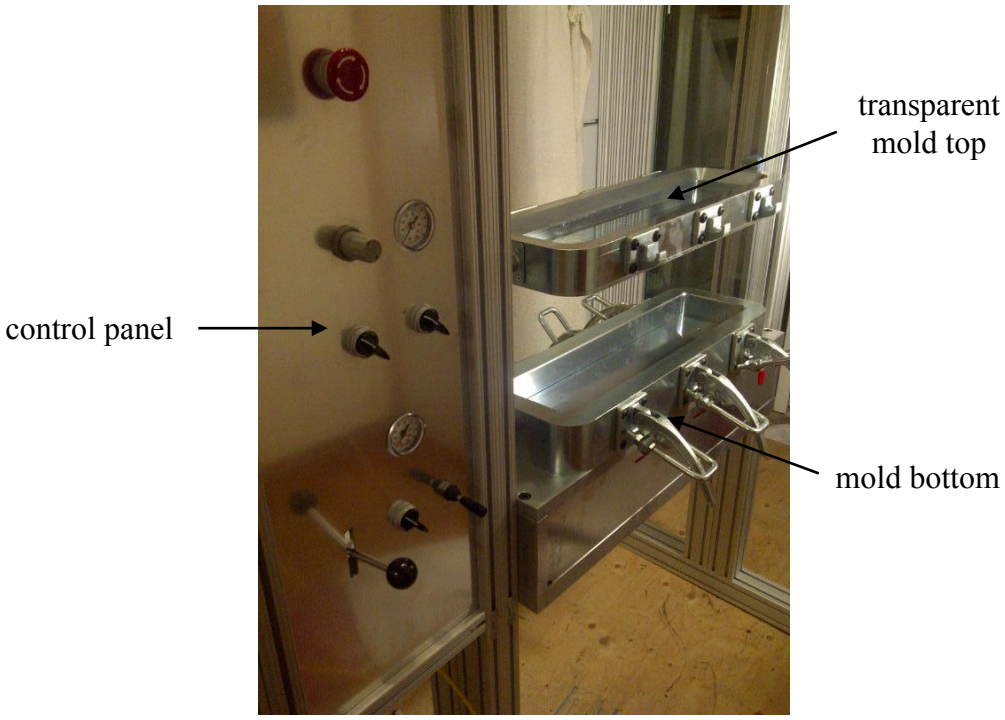


Figure 4-3: Photograph of the unidirectional in-plane setup.

The test fluid was injected in samples of 400 mm * 100 mm at a constant pressure of 1 bar. The liquid velocity in time was evaluated by tracking the position of the flow front. For each measurement, the permeability is derived from the experimental data by the approach published by Ferland et al. [27]. Three series of measurements are necessary to obtain the in-plane permeability ellipse defined by the two principal permeability values and their orientation. Following the procedure described in Demaria et al. [28], tests were conducted along the warp, weft and 45° directions. A total of 54 tests were carried out: 45 at $V_f = 58\%$ (5 reinforcements, 3 orientations, 3 measurements per configuration) and 9 at $V_f = 55\%$ (1 reinforcement).

4.4.2.2 Through-thickness permeability

The saturated through-thickness permeability of each fabric was measured using the setup presented in Figure 4-4. It consists of two concentric hollow cylinders in which two perforated rigid metal plates maintain the circular sample (Ø 95 mm). Shims placed between the tops of the outer and inner cylinders are used to set the cavity thickness in order to reach a fiber volume fraction of 58%. A pressure sensor connected to the data acquisition system is screwed on the base of the outer cylinder, upstream of the reinforcement. The test fluid is injected via the inlet gate through the thickness of the sample. For each experiment, the injection is successively carried out at different flow rates in order to record the evolution of the filtering pressure drop through the specimen. After plotting the flow rate as a function of the pressure drop, a linear regression is performed to calculate permeability. A total of 15 tests were carried out (3 per fabric).

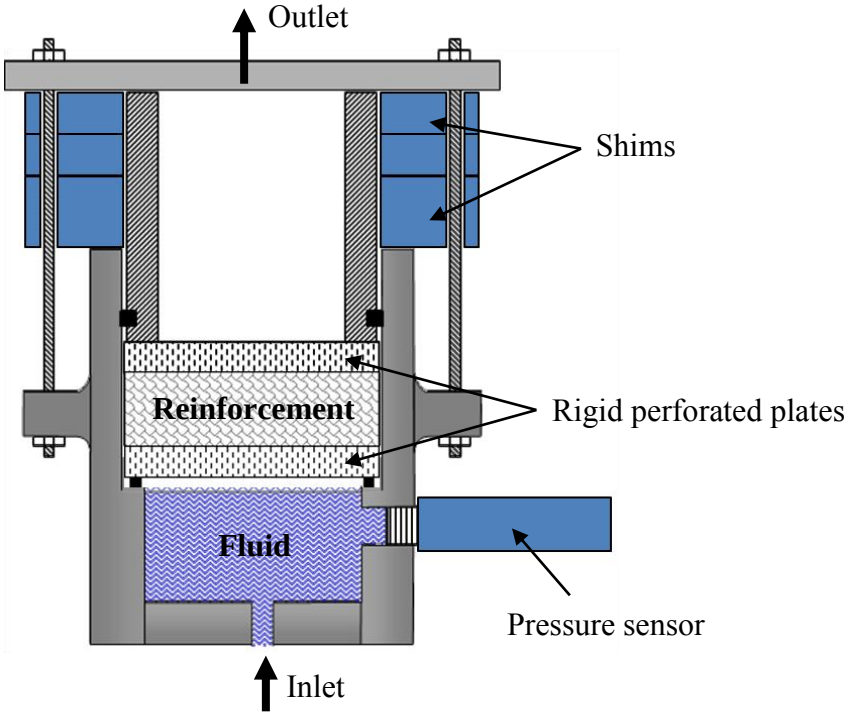


Figure 4-4: Through-thickness permeability setup.

4.5 Calculation of the pore size and distribution

As explained in the introduction, the absence of inter-ply nesting allows the fabric deformation to be repeatable and easier to determine. The compaction of the reinforcement flattens the tows, thus changes the macroscopic pore dimensions and their distribution. To determine these parameters, it is necessary to predict the size of the tow cross-section, as well as its tortuosity and length. The approach chosen is detailed in the sequel in four steps: (1) determination of the fiber tow dimensions along the warp and weft directions; (2) derivation of the pore cross-section size in both directions and through the thickness of each fabric; (3) determination of the fabric in-plane and through-thickness number of pores and tortuosity; (4) finally, estimation of the pore length.

4.5.1 Fiber tow dimensions

4.5.1.1 Tow height

The theoretical semi-heights of the warp and weft tows (h^*_{WP} and h^*_{WT}) can be calculated from the total reinforcement height H_f at the desired fiber volume fraction, the number of layers N_l and the number of fibers per tow (size of the tows) in the warp and weft directions denoted respectively s_{WP} and s_{WT}. The derivation of h^*_{WP} and h^*_{WT} stands as follows:

$$\begin{cases} h^*_{WP} = \dfrac{H_f}{4 \cdot N_l}\left(1 - \dfrac{s_{WT} - s_{WP}}{max(s_{WT}, s_{WP})}\right) \\ h^*_{WT} = \dfrac{H_f}{4 \cdot N_l}\left(1 - \dfrac{s_{WP} - s_{WT}}{max(s_{WT}, s_{WP})}\right) \end{cases} \tag{4.1}$$

Considering the fabric as a superposition of warp and weft tow layers (8 in each direction in most cases), the first factor common to these two formulas corresponds to the semi-height of a tow if the warp and weft tows have the same number of fibers per tow (i.e., the same height). Since some fabrics such as Fabric 4 have heavier (or lighter) tows, the second factors in these formulas take into account the greater (or lower) height of these tows as shown in Figure 4-5. In all cases, the sum of all the warp and weft tow heights is equal to the full thickness H_f of the fabric.

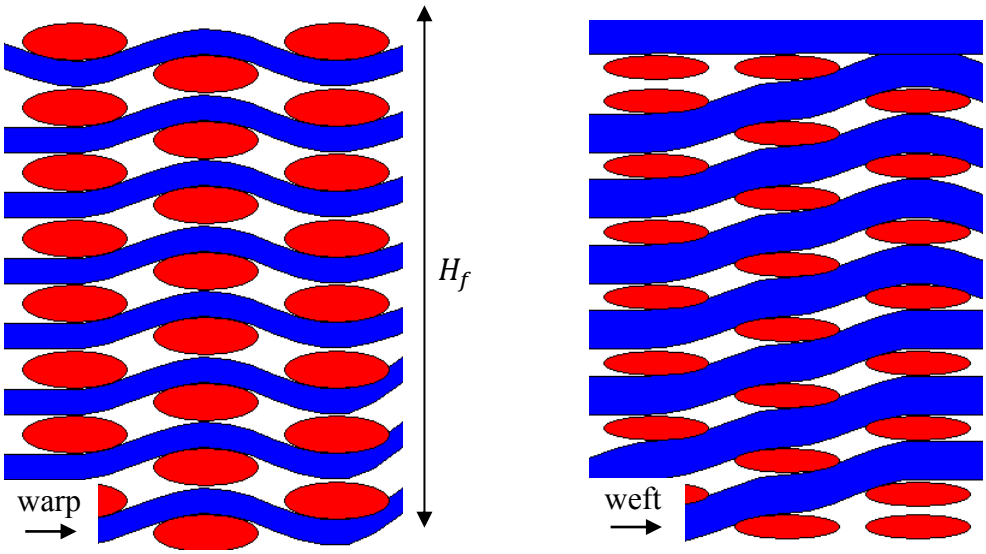


Figure 4-5: Example of 3D fabric cross-sections along the warp and weft directions.

Note that these theoretical values must be adjusted to reflect the possible difference of tow flattening along the warp and weft directions. Indeed, tow flattening in each direction during fabric compaction depends mainly on the weaving parameters. Considering a warp tow distribution ratio r_{WP} of 1, the tows oriented in this direction are very close to each other (i.e., almost in contact). If this ratio along the weft r_{WT} is inferior to 1, weft tows have consequently more free space to flatten than warp tows. Thus, in the compressed fabric studied here, weft tows flatten more (i.e., reach a smaller height) than warp tows.

The correction on the theoretical semi-heights of the tows is performed by adding or subtracting a term depending on a reference semi-height h^*_{max} calculated by equations (4.1) for a balanced fabric with tow distribution ratios of 1 in both directions (i.e., as in Fabric 1). In this study, parameter h^*_{max} is thus directly equal to $H_f(\text{Fabric 1})/4 \cdot N_l$. The effective semi-heights h_{WP} and h_{WT} of the tows in the warp and weft directions write as follows:

$$\begin{cases} h_{WP} = h^*_{WP} \pm \dfrac{h^*_{max} - h^*_{WP}}{2} \\ h_{WT} = h^*_{WT} \pm \dfrac{h^*_{max} - h^*_{WT}}{2} \end{cases} \tag{4.2}$$

4.5.1.2 Tow width

As explained above, a warp tow distribution ratio of 1 means that the tows are almost in contact in this direction. Thus the effective tow semi-width in the warp direction w_{WP} can be evaluated directly from the maximum tow count per centimeter n_{max} (calculated in the same case as h^*_{max}):

$$w_{WP} = \frac{1}{2 \cdot n_{max}} \tag{4.3}$$

In the weft direction, the weaving parameters do not provide sufficient information to calculate directly the semi-width of the tows. It is thus necessary to use data obtained along the warp to get an approximation of this value. Firstly, the tow fiber volume fraction along the warp $V_{f_{tWP}}$ must

be determined. Using the fiber radius r_f and the tow cross-sectional area A_{WP} along the warp, $V_{f_{tWP}}$ can be evaluated as follows:

$$V_{f_{tWP}} = \frac{\pi \cdot r_f^2 \cdot s_{WP}}{A_{WP}} \tag{4.4}$$

Parameter r_f is given by the fabric supplier and the area A_{WP} has to be determined experimentally. To calculate this last parameter, it is necessary to consider the shape of a tow cross section. Various shapes were used in previous investigations [18,29-32]. In this study, the cusped model shown in Figure 4-6 appears to provide the best fit. Indeed, comparing microscopic measurements and modeled shapes (of identical area and height), it appears that the widths of the rectangular and elliptical shapes are respectively 14.7% shorter and 8.7% larger than the measured widths, whereas the cusped shape exhibits a difference of only 3%. As observed in Figure 4-6, this shape gives also the best visual representation of the tow cross-section.

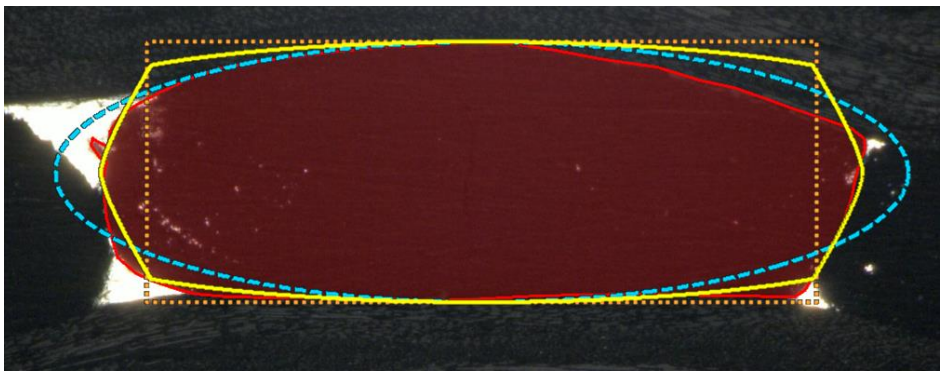


Figure 4-6: Comparison of 3 possible tow cross-section models: ellipse (dashed line); rectangle (dotted line) and cusped shape (plain line).

The area of the cusped tow cross-section is given by:

$$A_{WP} = h_{WP} \cdot w_{WP} \cdot \left(2 + \frac{\pi}{2}\right) \tag{4.5}$$

Defining finally the tow fiber volume fraction along the weft $V_{f_{tWT}}$ equal to the warp fiber volume fraction, the weft tow semi-width w_{WT} becomes:

$$w_{WT} = \frac{\pi \cdot r_f^2 \cdot s_{WT}}{h_{WT} \cdot V_{f_{tWP}} \left(2 + \frac{\pi}{2}\right)} \tag{4.6}$$

4.5.2 Pore dimensions

The effective dimensions of the tow cross-section in each direction permit to calculate the in-plane and through-thickness macroscopic pore size of the fabrics. In the interlock reinforcements considered, a pore is surrounded by four tows: two in the pore direction and two perpendicular to this direction. This arrangement results in a pore cross-section similar to the shape of Figure 4-7a. However, it seems difficult to predict the dimensions of this geometric shape from the weaving parameters and tow dimensions. An equivalent rectangular shape was thus introduced as shown in Figure 4-7a because it is close to the shape of the existing channels. Hence the cross-section of the equivalent pore is defined by only two parameters: the semi-height or semi-amplitude a and the semi-width or semi-breadth b. These dimensions are determined with respect to the warp and weft directions (in-plane) and through the thickness of each fabric.

Figure 4-7: Definition of the equivalent pore shapes: (a) real pore shape and (b) equivalent pore representation.

4.5.2.1 In-plane

Pore height

The pore semi-heights along the warp (a_{WP}) and weft (a_{WT}) are directly proportional to the semi-heights of the tows in each direction:

$$\begin{cases} a_{WP} = (1 - f_h) \cdot h_{WP} \\ a_{WT} = (1 - f_h) \cdot h_{WT} \end{cases} \tag{4.7}$$

where f_h is a constant representing tow buckling. As illustrated in Figure 4-8, tow buckling corresponds to the difference in height of tows compressed by perpendicular tows and uncompressed ones situated between perpendicular tows. Observations of the fabric cross-sections were performed with a digital microscope in order to determine the factor f_h. It appears that f_h is a constant depending mainly on the number of fibers per tow and on the fiber volume fraction. At $V_f = 58\%$, the 48K tow buckling factor is around 20%, while for 72K tows it is approximately 40%. No microscopic observations were conducted at $V_f = 55\%$.

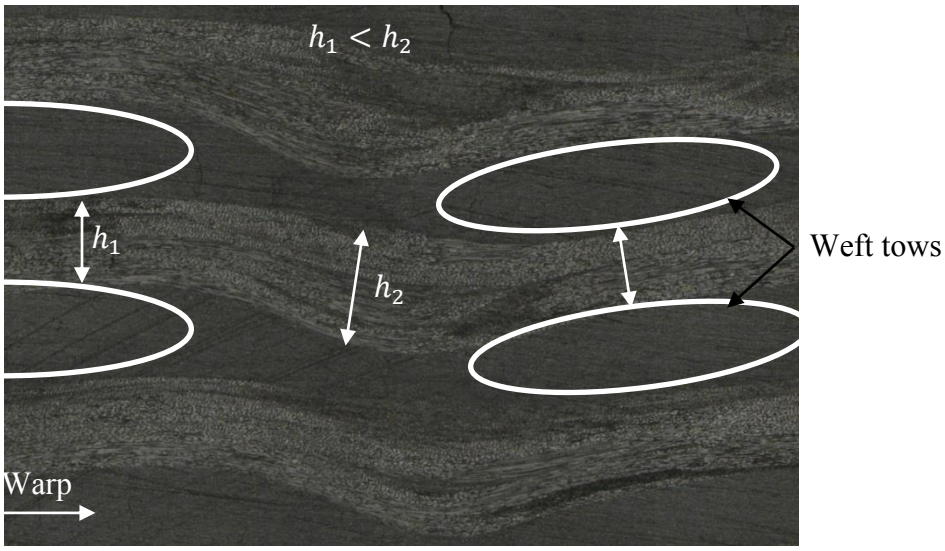


Figure 4-8: Picture of the cross-section of Fabric 4 obtained with a digital microscope.

Pore width

The pore semi-widths in the warp and weft directions (denoted b_{WP} and b_{WT} respectively) are calculated from the tow semi-widths in each direction, the tow distribution ratio and a flattening factor f_w:

$$\begin{cases} b_{WP} = f_w \cdot \dfrac{w_{WP}}{r_{WP}} \\ b_{WT} = f_w \cdot \dfrac{w_{WT}}{r_{WT}} \end{cases} \tag{4.8}$$

As for the tow buckling factor, the flattening factor depends mainly on the number of fibers per tow and on the fiber volume fraction. Based on the microscopic observations at $V_f = 58\%$, f_w is close to 15% for the 48K tows, while a factor of 20% is obtained for the 72K tows. No data are available at $V_f = 55\%$.

4.5.2.2 Through-thickness

Pore height and width

The through-thickness pore size is obtained from the previously calculated in-plane pore widths in the warp and weft directions. Indeed, observing the fabric from the top as displayed in Figure 4-9, the parameters b_{WP} and b_{WT} are in fact the through-thickness pore dimensions.

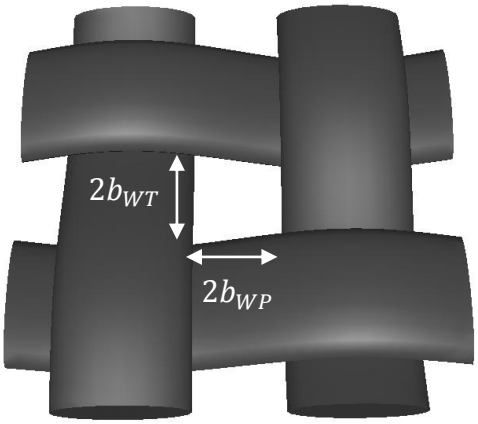


Figure 4-9: Through-thickness pore definition.

Thus the pore semi-height a_z and semi-width b_z can be directly written as follows:

$$\begin{cases} a_z = b_{WP} \\ b_z = b_{WT} \end{cases} \tag{4.9}$$

4.5.3 Number of pores

The number of pores depends on the orientation in the fabric. Therefore the in-plane and through-thickness cases will be considered separately in the next section.

4.5.3.1 In-plane

The theoretical numbers of pores along the warp (n^*_{WP}) and weft (n^*_{WT}) are a function of the width W_f, the number of interlock layers N_l of the fabric and the tow distribution ratios r_{WP} and r_{WT} in each direction:

$$\begin{cases} n^*_{WP} = r_{WP} \cdot n_{max} \cdot W_f \cdot (N_l - 1) \\ n^*_{WT} = r_{WT} \cdot n_{max} \cdot W_f \cdot (N_l - 1) \end{cases} \tag{4.10}$$

However, the effective number of pores in a sample is slightly different from this theoretical value. In fact, the compaction of the fabric closes a certain percentage of pores f_p, which depends mainly on the fabric fiber volume fraction reached after compaction. The microscopic observations carried out at $V_f = 58\%$ show that f_p is a constant of value approximately 10%. No observations have been performed at $V_f = 55\%$. Finally, the effective number of pores in the warp and weft directions (n_{WP} and n_{WT} respectively) are given by:

$$\begin{cases} n_{WP} = (1 - f_p) \cdot n^*_{WP} \\ n_{WT} = (1 - f_p) \cdot n^*_{WT} \end{cases} \tag{4.11}$$

4.5.3.2 Through-thickness

The number of pores through the thickness of each fabric n_Z is calculated directly from the weaving parameters as follows:

$$n_Z = \mathrm{A}_f \cdot {n_{max}}^2 \cdot r_{WP} \cdot r_{WT} \tag{4.12}$$

where A_f corresponds to the area of the sample considered.

4.5.4 Tortuosity and length of the pores

The tortuosity and length of the pores are the last data required to obtain a complete pore size map in each fabric. As in the previous section, the in-plane and through-thickness cases need to be distinguished.

4.5.4.1 In-plane

Pore tortuosity

The in-plane tortuosity of the macroscopic pores is assumed to be equivalent to the tortuosity of the tows. As observed in Figure 4-1, the tows are not as tortuous as in woven 2D fabrics. The

nominal value of tortuosity for this kind of reinforcement is close to 1. In order to reduce the complexity of the model, the in-plane pore tortuosity of the fabric is thus taken equal to 1.

Pore length

The lengths of the pore along the warp and weft (l_{WP} and l_{WT}) can be calculated from the length of the fabric sample L_f, the pore tortuosity τ_{WP} and τ_{WT} in each direction and the tow distribution ratio in the direction perpendicular to the flow:

$$\begin{cases} l_{WP} = L_f \cdot \tau_{WP} \cdot r_{\mathrm{WT}} \\ l_{WT} = L_f \cdot \tau_{WT} \cdot r_{\mathrm{WP}} \end{cases} \tag{4.13}$$

However, as the pore tortuosity is taken equal to 1, the pore length is only a function of L_f and of the tow distribution ratios. These ratios permit to correct the total length of the channel and get the effective distance responsible of the pressure drop. In fact, when tows perpendicular to the flow are not in contact, each channel is divided in multiple sections connected by free spaces as shown in Figure 4-10 in which there is no pressure drop. The real length of the pores with pressure drop is thus the sum of the sections in the direction considered. It can also be calculated by dividing the total length by the tow distribution ratio.

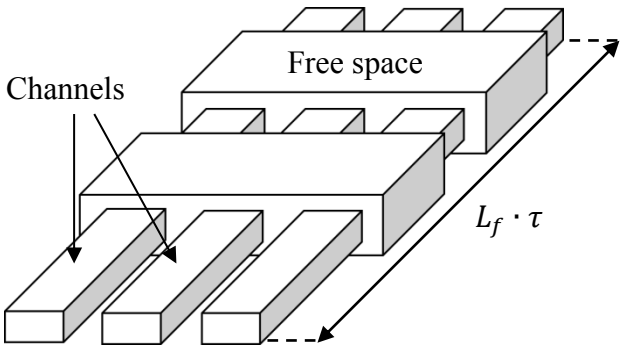


Figure 4-10: Connectivity of the pore channels.

4.5.4.2 Through-thickness

Pore tortuosity

The through-thickness pores are not straight from the bottom to the top of the fabric, they are tortuous with respect to the warp and weft tows. As shown in the example of Figure 4-11, the tortuosity of these channels can be different in each direction. Thus tortuosity must be decomposed in two parts to sum up the contributions of the warp and weft tows (τ_{zWP} and τ_{zWT} respectively):

$$\tau_z = \tau_{zWP} \cdot \tau_{zWT} \tag{4.14}$$

When the tow distribution ratio is very low, the pore tortuosity is independent of the tow distribution (i.e., the inter-tow spaces are sufficiently large to circumvent any influence of the weaving pattern). In this particular case, tortuosity can be set to 1. In the weft direction, the lowest tow distribution ratio can be found in Fabric 3 ($r_{WT}(\text{Fabric 3})$). Thus, setting the tortuosity to 1 in this case, the relationship between the other tow distribution ratios and tortuosity in this direction is then:

$$\tau_{zWT} = \frac{r_{WT}}{r_{WT}(\text{Fabric 3})} \tag{4.15}$$

In the warp direction, the tow distribution ratios are the same for all the fabrics considered. This means that the pore tortuosity should be the same also (equation (4.15) cannot be used). Thus the same value was taken for all the reinforcements. As the influence of the weaving pattern on the pore tortuosity is not known in this direction, it has been set equal to the average tortuosity value obtained along the weft.

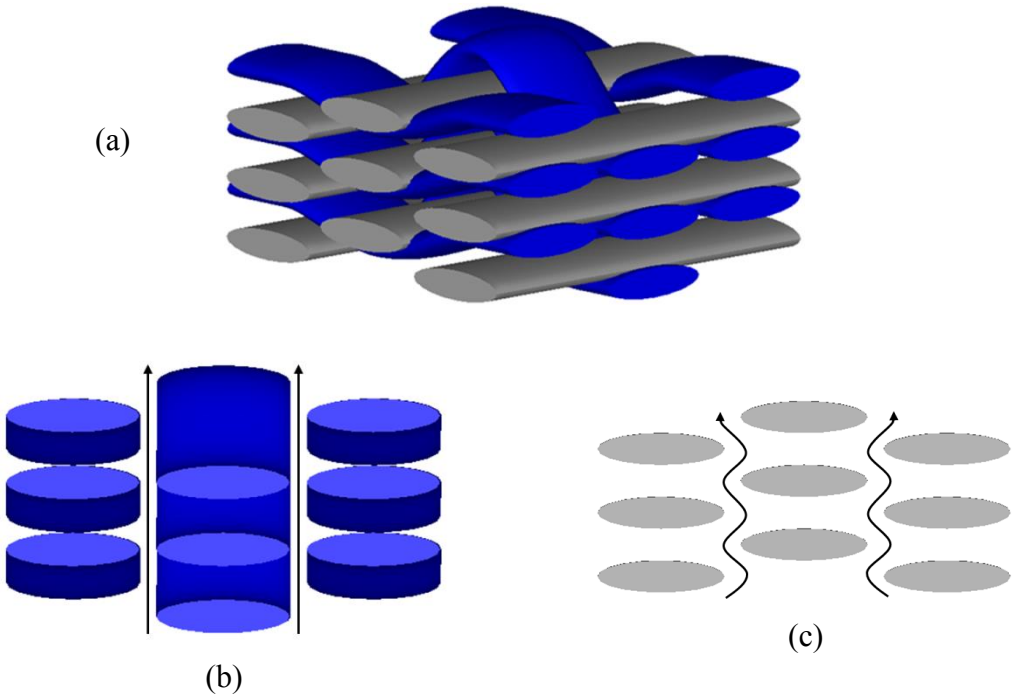


Figure 4-11: Example of through-thickness tortuosity of pore channels (arrows indicate the flow paths): (a) global view the fabric warp (blue) and weft (grey) tows; (b) flow paths in the warp direction; (c) flow paths in the weft direction.

Pore length

The through-thickness pore length l_z is directly proportional to the pore tortuosity and the fabric height:

$$l_z = H_f \cdot \tau_z \tag{4.16}$$

Here the fabric height H_f is used instead of L_f because it represents the length in the flow direction (through the thickness of the reinforcement).

4.6 Permeability modeling

4.6.1 Permeability calculation

4.6.1.1 Permeability of the macropores

Considering the liquid flow through a series of macroscopic pores of rectangular cross-section in the fibrous reinforcement, the velocity v in the x direction can be calculated as a function of the number of pores n_x, their semi-height a_x and semi-width b_x and the volumetric flow rate Q as follows:

$$v_x = \frac{Q}{4 \cdot n_x \cdot a_x \cdot b_x} \tag{4.17}$$

Then the pressure drop ΔP caused by an incompressible Newtonian liquid flowing in such an elongated pore of rectangular cross-section oriented along x is given by the following analytical formula (see details in Appendix):

$$\Delta P_x = \frac{3 \cdot v_x \cdot \mu \cdot l_x}{a_x^2 \cdot \left(1 - \frac{192 \cdot a_x}{\pi^5 \cdot b_x} \sum_{i=1,3,5\ldots}^{\infty} \frac{tanh(i \cdot \pi \cdot b_x / 2 \cdot a_x)}{i^5}\right)} \tag{4.18}$$

where μ is the liquid viscosity and l_x is the length of the pore in the x direction. This equation will give the equivalent permeability for the macroscopic flows in each direction of the fabric. The in-plane and through-thickness cases have to be separated here in order to use appropriate parameters in the above formula.

In-plane

The in-plane permeability K_x^* resulting from the pressure drop in the macroscopic pores oriented in x is obtained by integrating Darcy's law [33] (when the velocity of the injected fluid is constant) and using equation (4.18):

$$K_x^* = \frac{Q \cdot \mu \cdot L_f}{H_f \cdot W_f \cdot \Delta P_x} \tag{4.19}$$

The product $H_f \cdot W_f$ represents the area of the fabric cross-section. Equations (4.18) and (4.19) can be applied in the warp and weft directions by changing the values of the various parameters.

Through-thickness

Regarding the through-thickness permeability K_z^*, the length of the sample in the flow direction is now its thickness and the fabric cross-section area is the sample surface area:

$$K_z^* = \frac{Q \cdot \mu \cdot H_f}{A_f \cdot \Delta P_z} \tag{4.20}$$

The above equation permits to evaluate the permeability by considering the macroscopic pores in the warp, weft and through-thickness directions of each fabric. However, a microscopic impregnation of the tows also occurs during injection in an engineering textile of dual-scale porosity. Therefore it is necessary to incorporate an additional term to model this dual-scale flow.

4.6.1.2 Dual-scale permeability

The dual-scale porosity of engineering textiles has been widely investigated in the scientific literature [34-38]. The saturation of the porous medium is a key parameter to understand and model the complex filling of a fibrous reinforcement. It is thus necessary to add a corrective term to the previous results using the saturation of the reinforcement in order to predict more accurately the principal permeability values. Inspired by soil science, Michaud et al. [39,40] proposed to connect the saturated permeability K_{sat} to the unsaturated one K_{unsat} through the relative permeability K_{r} :

$$K_{\mathrm{unsat}} = K_{\mathrm{sat}} \cdot K_r \tag{4.21}$$

In this model, K_{r} is a scalar increasing from 0 to 1 that depends on the reinforcement and the liquid. As described by Michaud, the relative permeability can be expressed as a function of the

global saturation S of the fibrous reinforcement, namely the volume of liquid contained in the fabric at a given time over its porous volume. A general model can be written as follows:

$$K_r = S^n \tag{4.22}$$

where n is an exponential fitting factor usually between 1 and 6 [41,42]. The permeability K^* due to the liquid flow through the saturated macroscopic pores is connected to the unsaturated permeability K of the fabric via the saturation S of the fabric:

$$K = K^* \cdot S^n \tag{4.23}$$

Since only the macroscopic pores are considered as saturated in equations (4.18) to (4.20) (i.e., there is no fluid in the microscopic pores), K^* in the above equation is not equivalent to K_{sat}. Thus the saturation and the exponential factor must be defined differently in this investigation than in the original model. In our case, the saturation is equivalent to the volume of macroscopic pores divided by the total volume of pores. The saturation may be evaluated as a function of the total volume v_T of the fabric, the tow volume v_t and the total volume of fibers v_f contained in the fabric:

$$S = \frac{v_T - v_t}{v_T - v_f} \tag{4.24}$$

with

$$v_T = \frac{\rho_s \cdot W_f \cdot L_f}{V_f \cdot \rho_v} \tag{4.25}$$

where ρ_s is the areal density of the fabric and ρ_v the volumetric density of carbon fibers. The fiber volume v_f is obtained from the mass m of the sample:

$$v_f = \frac{m}{\rho_v} \tag{4.26}$$

Hence the tow volume in a fabric sample may be derived as follows from v_f and the weighted tow fiber volume fractions in the warp and weft directions:

$$v_t = \frac{v_f}{p_{WP} \cdot V_{f_{tWP}} + p_{WT} \cdot V_{f_{tWT}}} \tag{4.27}$$

Considering the previous hypothesis on saturation, a value superior to 1 for the exponential factor n means that the unsaturated permeability will be significantly different from the saturated one. Yet, as explained in the introduction, both permeability values should still be close to each other. Hence a range of value between 0 and 1 is consequently more appropriate here.

In the original model, this parameter n has no physical sense. In our investigation, we decided to use it to take into account the microscopic impregnation of the fiber tows. It is thus necessary to understand the behavior of the flow between the fibers. Two distinct microscopic flow cases can be distinguished: (1) when the flow is parallel to the fibers and (2) when it is perpendicular. Regarding the first possibility, the permeability of the tow is generally one order of magnitude lower than that of the reinforcement and capillary phenomena can have an influence on the impregnation. In the second case, the tow permeability is two orders of magnitude lower and capillarity can be neglected. It appears thus that only the tows parallel to the flow direction can assist in the impregnation of the fibers, while perpendicular tows tend to prevent it.

In order to evaluate these contributions to the permeability of the macroscopic pores, the factor n was set equal to the percentage of fibers perpendicular to the flow direction. Hence, if there is almost no fibers perpendicular to the flow (i.e. the flow is not prevented), the permeability K is very close to the macroscopic pore permeability K^*, while if almost all the fibers are perpendicular to the flow (i.e., the flow is strongly delayed), the global permeability K along that direction is significantly lower than K^*. Finally, n was chosen to be equal to p_{WT} in the warp direction, to p_{WP} in the weft direction and to 1 through the thickness of the fabric.

4.6.1.3 Principal permeability

In-plane principal permeability

The dual-scale effective permeability along the warp and weft can thus be writen as follows:

$$\begin{cases} K_{\mathrm{WP}} = K_{WP}^{*} \cdot S^{p_{WT}} \\ K_{\mathrm{WT}} = K_{WT}^{*} \cdot S^{p_{WP}} \end{cases} \tag{4.28}$$

Permeability ellipse orientation angle

Once the principal permeability values have been calculated, the angle between the major axis of the ellipse and the warp direction θ has to be determined in order to obtain the in-plane permeability ellipse. A simple relation between the woven structure and the permeability ellipse is possible because no in-plane tow slippage (i.e., no nesting) is assumed to occur in interlock 3D fabrics. This allows keeping open all the pores created by the weaving pattern. As observed in Figure 4-12, the shift of the weaving along the warp and weft creates large open pores in the fabrics (in the interweaving zones) connected between them by inter-tow pores. Thus, it appears that a fluid injected radially is not strictly oriented in these two directions. The fluid can flow along the angle β_{pat} between the warp and the interweaving direction (defined for each weaving pattern for a balanced fabric). Hence the angle of the ellipse θ can be derived from this parameter and from the fabric architecture as follows:

$$\theta = \beta_{pat} \cdot \frac{r_{WP}}{r_{WT}} \tag{4.29}$$

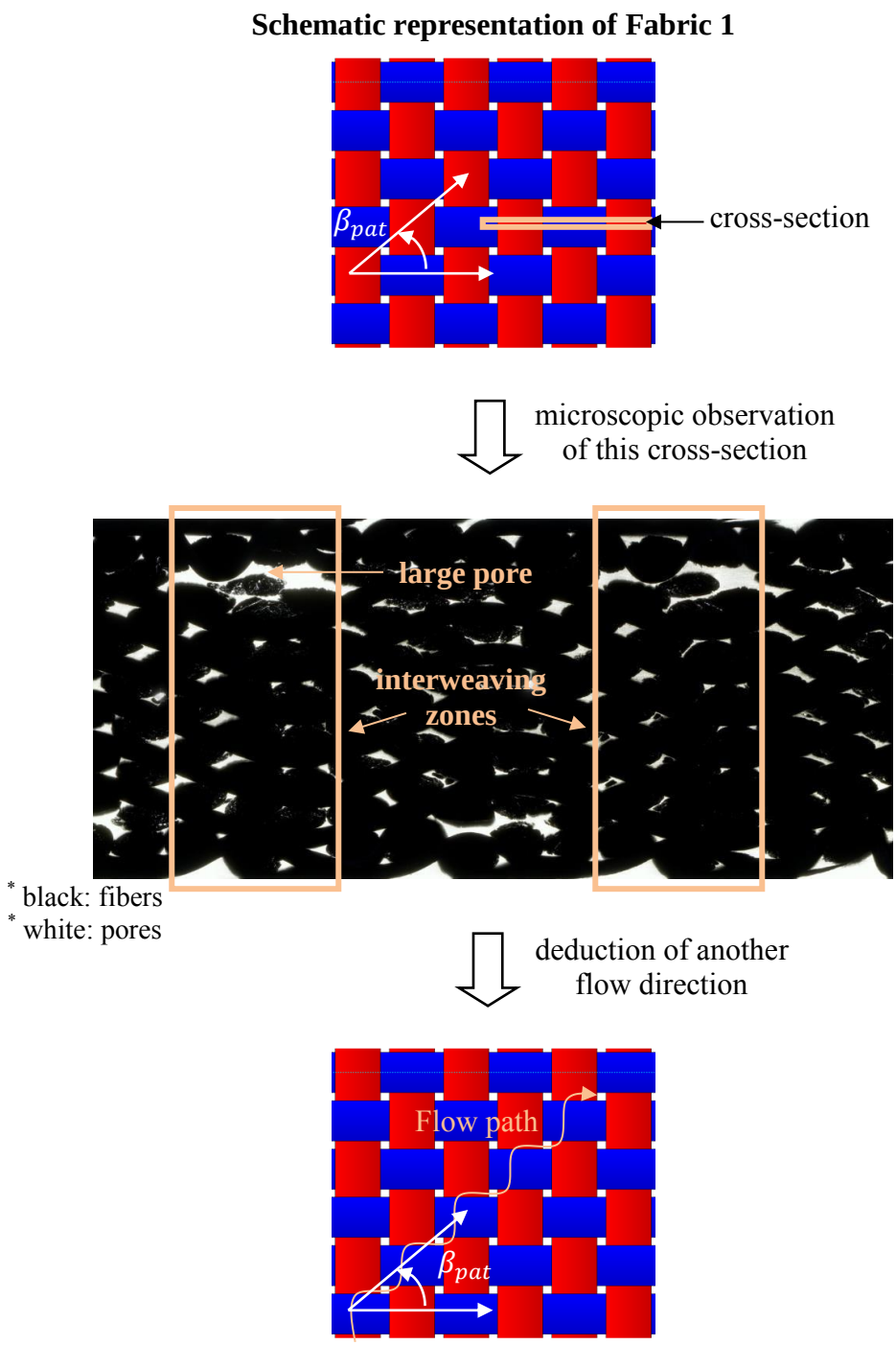


Figure 4-12: Description of another flow direction in the fabric.

Since the value of K_{WP}, K_{WT} and θ are known, the principal permeability values K_1 and K_2 can be calculated by the formula [28]:

$$\begin{cases} K_1 = \dfrac{2 \cdot K_{\mathrm{WP}} \cdot K_{\mathrm{WT}}}{K_{\mathrm{WP}} + K_{\mathrm{WT}} - (K_{\mathrm{WP}} - K_{\mathrm{WT}}) \cdot cos(2\theta)} \\ K_2 = \dfrac{2 \cdot K_{\mathrm{WP}} \cdot K_{\mathrm{WT}}}{K_{\mathrm{WP}} + K_{\mathrm{WT}} + (K_{\mathrm{WP}} - K_{\mathrm{WT}}) \cdot cos(2\theta)} \end{cases} \quad (4.30)$$

Through-thickness

The principal permeability K_3 can also be directly correlated to the saturation of the fabric:

$$K_3 = K_z^* \cdot S \quad (4.31)$$

Unlike the measured in-plane permeability values, the through-thickness data obtained to evaluate the model accuracy were in the saturated regime. Thus, it seems that the same model cannot be applied directly to this flow regime. However, the unsaturated and saturated regimes through the thickness of the fabrics considered appear to be very close. Indeed, the capillarity and permeability transverse to a tow are very low compared to the longitudinal permeability along the tow and the permeability between the tows. If the fluid flows through the thickness of the reinforcement, the capillarity effect will consequently be negligible in this direction (the tow impregnation is promoted mainly in the plane) and the transverse tow permeability contribution will be weak against the assisted flow. Consequently, the unsaturated and saturated through-thickness permeability of fabrics can be considered as almost identical.

4.6.2 Results

The effective permeability values in the warp, weft and through-thickness directions have been predicted for each fabric. The principal permeability tensors have been fully calculated. Experimental and predicted values will now be compared.

4.6.2.1 In-plane permeability

Effective permeability

Figures 4-13a and 4-13b show the comparison between the measured and predicted effective permeability for Fabrics 1 to 5 at $V_f = 58\%$ and for Fabric 3 at $V_f = 55\%$ along the warp and weft respectively. The prediction at $V_f = 55\%$ is obtained assuming that the percentage of tow buckling f_h, the flattening factor f_w and the percentage of closed pores during the compaction f_p measured at $V_f = 58\%$ have the same value at $V_f = 55\%$.

Regarding the warp direction, it appears that a fairly good correlation was obtained for Fabrics 1, 4 and 5 at $V_f = 58\%$ and for Fabric 3 at $V_f = 55\%$. Indeed, the scatter between experiments and predictions is lower than 27%, while for Fabrics 2 and 3 at $V_f = 58\%$, it is around 54%. In these two cases, the model gives a higher permeability than the measurements. As the number, tortuosity and length of the pores are directly calculated from the weaving parameters, the pore heights and widths deducted from the tow dimensional prediction become more uncertain. If these dimensions are over-estimated, this may explain why the predicted results are larger than the experimental values. We assumed that this is the case for Fabrics 2 and 3 at $V_f = 58\%$. In the weft direction, a good agreement was found between the measured and predicted permeability for the five reinforcements considered. The observed variations are always lower than 30%.

In conclusion, on the twelve predictions displayed in Figure 4-13, ten are close to experiments and two are slightly over-estimated. Compared with permeability predictions available in the literature [20,23,24], the permeability results obtained by the model exhibit a very acceptable scatter with measured values. The first contribution that explains this good agreement with experiments is connected with the prediction of the geometrical dimensions of the pores carried out along the three directions of the fabric as a function of the fabric weaving parameters. The second very new contribution is related to saturation, which was taken into account in the predictive model. As a matter of fact, very few investigators in the scientific literature on permeability prediction have incorporated saturation in their analytical or numerical permeability models.

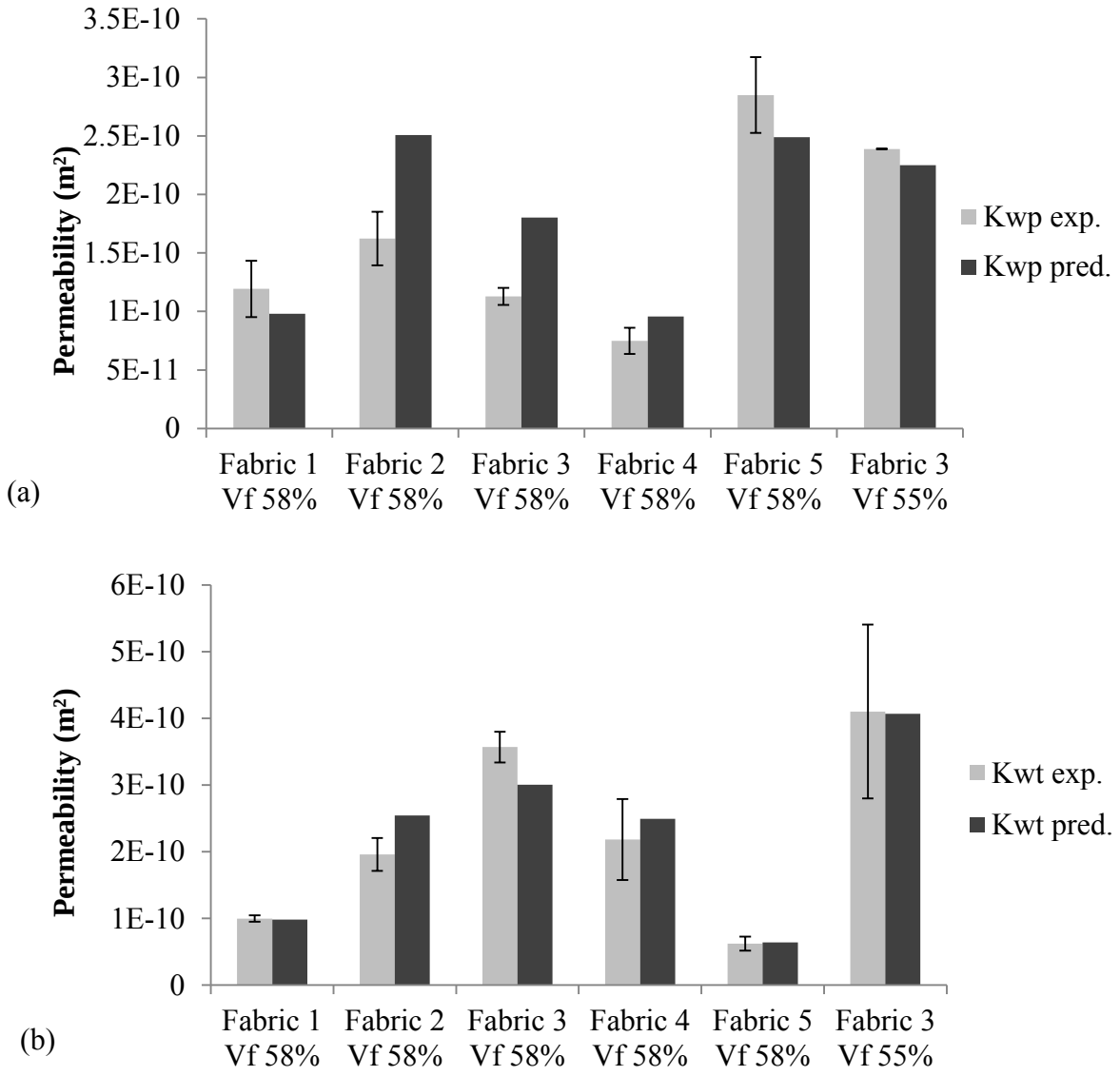


Figure 4-13: Comparison between experimental results and the predicted effective permeability along the warp (a) and weft (b).

Principal permeability

Figures 4-14a to 4-14e display the measured ellipses (plain line) and the predicted ones (dotted line) at $V_f = 58\%$ for Fabrics 1 to 5 respectively. Figure 4-14f shows the results obtained for Fabric 3 at $V_f = 55\%$. On each measured ellipses are displayed three square points corresponding to the effective permeability values with their standard deviation. These values are plotted on the figures in order to highlight the variability of the experimental measurements. It appears that a

fairly good correlation is observed in each figures respecting to these standard deviations. However, the results obtained for Fabrics 2 and 3 at $V_f = 58\%$ are less close to the experiments. For Fabric 2, this deviation is principally due to the difference between the measured and predicted warp permeability. Indeed, the variation of K_{WP} has a direct influence on the calculation of K_2 and thus on the shape of the ellipse. For Fabric 3, this difference comes mainly from a calculated angle θ slightly lower than the experimental one. Comparing Figures 4-14c and 4-14f, it appears that the orientation of the experimental ellipse has changed from $V_f = 55\%$ to 58%. These two observations show that limitations exist on the actual prediction of the ellipse orientation: (1) an angle superior to 90° is possible only when the warp tows are very close and the weft tows are highly spaced (i.e., for a warp/weft ratio superior to 75/25), (2) equation (4.29) does not take into account the fiber volume fraction. To refine this model, additional tests would have to be carried out in order to evaluate correctly the influence of the fiber volume fraction on the ellipse orientation for this kind of fabric.

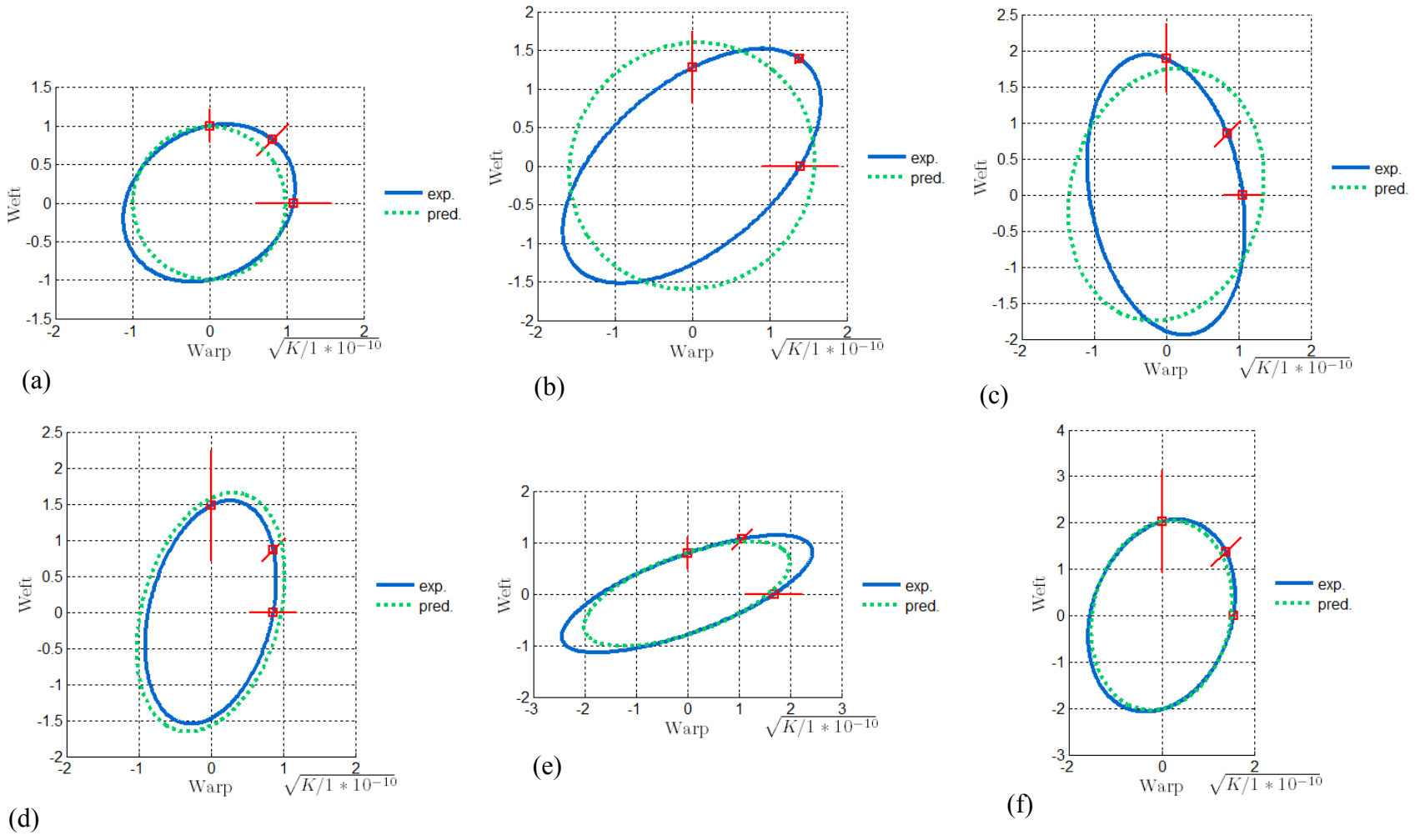


Figure 4-14: Experimental (plain line) and predicted (dotted line) permeability ellipses for (a) Fabric 1 to (e) Fabric 5 at $V_f = 58\%$ and (f) Fabric 3 at $V_f = 55\%$. Square points correspond to experimental measurements with their standard deviation.

4.6.2.2 Through-thickness permeability

The experimental and predicted through-thickness permeability values at $V_f = 58\%$ are compared in Figure 4-15. The predictions are close to experiments in each case except for Fabric 3. Indeed, the permeability predicted by the model is around 50% higher than the experimental one. This scatter could possibly be explained by two different reasons: either the pore dimensions or tortuosity have been incorrectly estimated in the model. On the first hand, the through-thickness pore dimensions are also used to calculate the in-plane ellipse with a fairly good agreement with experiments. On the other hand, the pore tortuosity due to warp tows was a priori unknown and has been fixed to a constant value for all the reinforcements. The tortuosity obtained in both tow directions were not used in other calculations. This can explain the significant scatter between the two results. To verify the consistency of the model, an analysis of the real deformed architecture would have to be carried out.

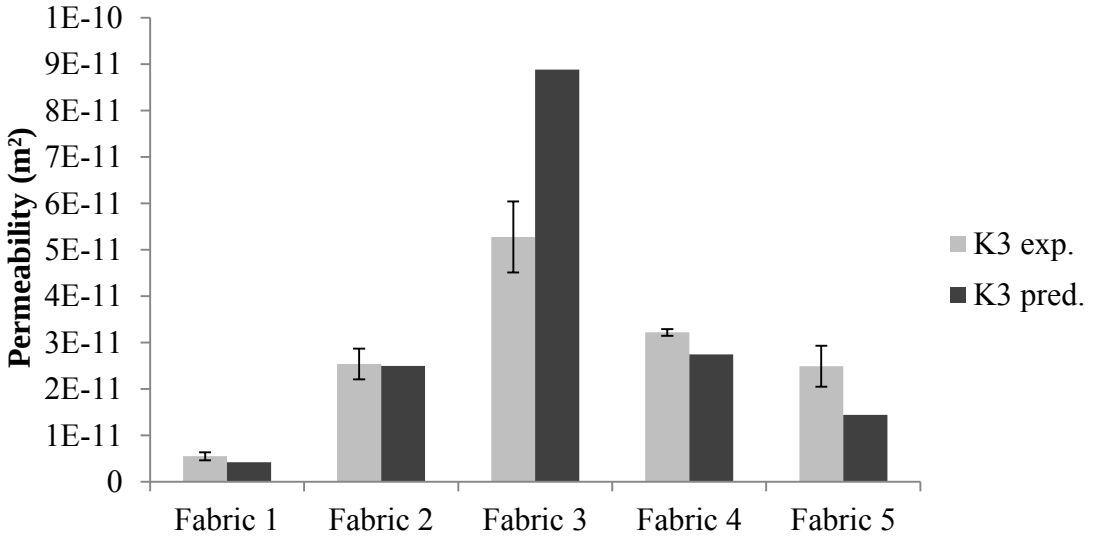


Figure 4-15: Comparison between experimental results and predicted through-thickness permeability values.

4.7 Conclusion

A model for in-plane and through-thickness permeability of three-dimensional interlock fabrics was presented. The first part of the investigation consists of determining, from the weaving parameters available, the height, width, density, tortuosity and length of the macroscopic pores along the warp, weft and through-thickness directions of each fibrous reinforcement. Then the pore dimensions and their distribution in the fabric are used to evaluate an equivalent macroscopic permeability based on the exact solution of the pressure drop in a liquid flow through rectangular channels. The second part of the work takes into account the porous dual scale of engineering textiles. Indeed, the fluid flow through the microscopic pores, i.e., inside the fiber tows, can have a significant effect on permeability. Therefore the equivalent macroscopic permeability was corrected using a saturation model derived from Soil Mechanics. Finally, the predicted permeability tensor was compared to the experimental one. The good correlation obtained shows the importance of considering both the macroscopic and microscopic flows in the global permeability evaluation of woven fibrous reinforcements. The validity of this approach has been demonstrated for 3D interlock fabrics. However, it could be applied to any kind of woven fabric of dual-scale porosity.

4.8 Acknowledgements

The authors thank Safran for providing the fibrous reinforcements used in the experiments and for funding this investigation together with the Canada Research Chair program. The contributions of the National Science and Engineering Research Council (NSERC) of Canada, of the Fonds Québécois pour la Recherche sur la Nature et les Technologies (FQRNT), of the Canada Foundation for Innovation (CFI) and of the Ministère de l'Éducation du Québec to the infrastructure and expenses of the composite laboratory are also gratefully acknowledged. Authors are especially thankful to Sébastien Oger and Thomas Balfourier for their technical support.

4.9 Appendix

Poiseuille flow in a rectangular cross-section channel

A fully developed flow of an incompressible Newtonian liquid in a long channel of rectangular cross-section is governed by Poisson equation:

$$\frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2} = \frac{1}{\mu}\frac{\partial P}{\partial x} \tag{4.32}$$

The symmetry with respect to the planes $y = 0$ and $z = 0$ in Figure 4-7b permits to develop equation (4.32) for only one quarter of a macroscopic pore. In this case, the boundary conditions are simply:

$$\begin{cases} y = 0, & \dfrac{\partial v_x}{\partial y} = 0 \\ y = w_p, & v_x = 0 \\ z = 0, & \dfrac{\partial v_x}{\partial z} = 0 \\ z = h_p, & v_x = 0 \end{cases} \tag{4.33}$$

Since $\partial P/\partial x$ is not a function of y or z, equation (4.32) can be satisfied only if $\partial P/\partial x$ is constant. This term can be eliminated by introducing a new dependent variable v_x' wich satisfies the Laplace equation. Hence equation (4.32) can be transformed by setting:

$$v_x(y,z) = -\frac{1}{2\cdot\mu}\frac{\partial P}{\partial x}\left({h_p}^2 - z^2\right) + v_x'(y,z) \tag{4.34}$$

with v_x' constant on the wall. Substituting equation (4.34) into equations (4.32) and (4.33), we get:

$$\frac{\partial^2 v_x'}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x'}{\partial z^2} = 0 \tag{4.35}$$

with the following boundary conditions:

$$\begin{cases} y = 0, & \dfrac{\partial v_x'}{\partial y} = 0 \\ y = w_p, & v_x' = \dfrac{1}{2 \cdot \mu}\dfrac{\partial P}{\partial x}\left({h_p}^2 - z^2\right) \\ z = 0, & \dfrac{\partial v_x'}{\partial z} = 0 \\ z = h_p, & v_x' = 0 \end{cases} \tag{4.36}$$

The above problem can be solved using the principle of separation of variables. After various substitutions, the fluid velocity becomes:

$$v_x(y,z) = -\frac{1}{2 \cdot \mu}\frac{\partial P}{\partial x}{h_p}^2\left[1 - \left(\frac{z}{h_p}\right)^2 + \frac{32}{\pi^3}\sum_{1=1,3,5\ldots}^{\infty}(-1)^{(i-1)/2}\,\frac{cosh\left(\frac{i\pi y}{2h_p}\right)}{cosh\left(\frac{i\pi w_p}{2h_p}\right)}cos\left(\frac{i\pi z}{2h_p}\right)\right] \tag{4.37}$$

Finally, by integrating the velocity profile described in equation (4.37) over the rectangular cross-section, the volumetric flow rate Q can be calculated as follows:

$$Q = -\frac{4 \cdot w_p \cdot h_p^3}{3 \cdot \mu}\left(\frac{\partial P}{\partial x}\right)\left(1 - \frac{192 \cdot h_p}{\pi^5 \cdot w_p}\sum\nolimits_{i=1,3,5\ldots}^{\infty}\frac{tanh\left(i \cdot \pi \cdot w_p/2 \cdot h_p\right)}{i^5}\right) \tag{4.38}$$

Replacing equation (4.17) in equation (4.38) and integrating, the pressure drop becomes:

$$\Delta P = \frac{3 \cdot v_x \cdot \mu \cdot l_p}{h_p^2 \cdot \left(1 - \frac{192 \cdot h_p}{\pi^5 \cdot w_p}\sum_{i=1,3,5\ldots}^{\infty}\frac{tanh\left(i \cdot \pi \cdot w_p/2 \cdot h_p\right)}{i^5}\right)} \tag{4.39}$$

4.10 References

1. Ansar M, Xinwei W and Chouwei Z. Modeling strategies of 3D woven composites: A review. Compos Struct. 2011; 93: 1947-63.
2. Younes R and Zaki W. Optimal weaving for 2.5D interlocks. Compos Struct. 2011; 93: 1255-64.
3. Karahan M, Lomov SV, Bogdanovich AE, Mungalov D and Verpoest I. Internal geometry evaluation of non-crimp 3D orthogonal woven carbon fabric composite. Composites Part A. 2010; 41: 1301-11.
4. Patel N, Rohatgi V and Lee LJ. Micro scale flow behavior and void formation mechanism during impregnation through a unidirectional stitched fiberglass mat. Polym Eng Sci. 1995; 35: 837-51.
5. Breard J, Henzel Y, Trochu F and Gauvin R. Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements. Polym Compos. 2003; 24: 391-408.
6. Shojaei A, Trochu F, Ghaffarian SR, Karimian SMH and Lessard L. An experimental study of saturated and unsaturated permeabilities in resin transfer molding based on unidirectional flow measurements. J Reinf Plast Compos. 2004; 23: 1515-36.
7. Francucci G, Rodriguez ES and Vazquez A. Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics. Composites Part A. 2010; 41: 16-21.
8. Lai Y-H, Khomami B and Kardos JL. Accurate permeability characterization of preforms used in polymer matrix composite fabrication processes. Polym Compos. 1997; 18: 368-77.
9. Diallo L, Gauvin R and Trochu F. Key factors affecting the permeability measurement in continuous fiber reinforcements. International Conference on Composite Materials. Gold Cost (Australia)1997.
10. Kim YR, McCarthy SP, Fanucci JP, Nolet SC and Koppernaes C. Resin flow through fiber reinforcements during composite processing. SAMPE quarterly. 1991; 22: 16-22.
11. Arbter R, Beraud JM, Binetruy C, et al. Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise. Composites Part A. 2011; 42: 1157-68.

12. Foley MF and Gutowski T. Effect of process variables on permeability in the Flexible Resin Transfer Molding (FRTM) process. 23rd International SAMPE Conference, October 21, 1991 - October 24, 1991. Kiamesha Lake, NY, USA: Publ by SAMPE, 1991, p. 326-40.
13. Weitzenbock JR, Shenoi RA and Wilson PA. Radial flow permeability measurement. Part B: application. Composites Part A. 1999; 30: 797-813.
14. Lundstrom TS, Stenberg R, Bergstrom R, Partanen H and Birkeland PA. In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study. Composites Part A. 2000; 31A: 29-43.
15. Carman PC. Fluid flow through granular beds. Transactions of the Institution of Chemical Engineers. 1937; 15: 150-6.
16. Gebart BR. Permeability of unidirectional reinforcements for RTM. J Compos Mater. 1992; 26: 1100-33.
17. Berdichevsky AL and Cai Z. Preform permeability predictions by self-consistent method and finite elements simulation. Polym Compos. 1993; 14: 132-43.
18. Lundstrom TS. Permeability of non-crimp stitched fabrics. Composites Part A. 2000; 31: 1345-53.
19. Papathanasiou TD. Flow across structured fiber bundles: a dimensionless correlation. IJMF. 2001; 27: 1451-61.
20. Endruweit A and Long AC. Analysis of compressibility and permeability of selected 3D woven reinforcements. J Compos Mater. 2010; 44: 2833-62.
21. Desplentere F, Lomov SV, Woerdeman DL, Verpoest I, Wevers M and Bogdanovich A. Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture. Compos Sci Technol. 2005; 65: 1920-30.
22. Bale H, Blacklock M, Begley MR, Marshall DB, Cox BN and Ritchie RO. Characterizing three-dimensional textile ceramic composites using synchrotron x-ray micro-computed-tomography. J Am Ceram Soc. 2012; 95: 392-402.
23. Belov EB, Lomov SV, Verpoest I, et al. Modelling of permeability of textile reinforcements: Lattice Boltzmann method. Compos Sci Technol. 2004; 64: 1069-80.
24. Verleye B, Lomov SV, Long A, Verpoest I and Roose D. Permeability prediction for the meso-macro coupling in the simulation of the impregnation stage of Resin Transfer Moulding. Composites Part A. 2010; 41: 29-35.

25. Verleye B, Croce R, Griebel M, et al. Permeability of textile reinforcements: Simulation, influence of shear and validation. Compos Sci Technol. 2008; 68: 2804-10.
26. Chen Z-R, Ye L and Lu M. Permeability predictions for woven fabric preforms. J Compos Mater. 2010; 44: 1569-86.
27. Ferland P, Guittard D and Trochu F. Concurrent methods for permeability measurement in resin transfer molding. Polym Compos. 1996; 17: 149-58.
28. Demaria C, Ruiz E and Trochu F. In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. Polym Compos. 2007; 28: 797-811.
29. Grishanov SA, Lomov SV, Harwood RJ, Cassidy T and Farrer C. Simulation of the geometry of two-component yarns. Part I: The mechanics of strand compression: Simulating yarn cross-section shape. J Text I. 1997; 88: 118-31.
30. Lomov SV, Belov EB, Bischoff T, Ghosh SB, Truong Chi T and Verpoest I. Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms.1. Geometry of the preform. Composites Part A. 2002; 33A: 1171-83.
31. Potluri P and Manan A. Mechanics of non-orthogonally interlaced textile composites. Composites Part A. 2007; 38: 1216-26.
32. Hallal A, Younes R, Nehme S and Fardoun F. A corrective function for the estimation of the longitudinal Young's modulus in a developed analytical model for 2.5D woven composites. J Compos Mater. 2011; 45: 1793-804.
33. Darcy H. The public fountains of the city of Dijon. Paris: Dalmont, 1856, p.506.
34. Pillai KM. Governing equations for unsaturated flow through woven fiber mats. Part 1. Isothermal flows. Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing. 2002; 33A: 1007-19.
35. Pillai KM. Modeling the unsaturated flow in liquid composite molding processes: A review and some thoughts. J Compos Mater. 2004; 38: 2097-118.
36. Parnas RS and Phelan Jr FR. Effect of heterogeneous porous media on mold filling in resin transfer molding. SAMPE quarterly. 1991; 22: 53-60.
37. Tan H and Pillai M. Multiscale modeling of unsaturated flow in dual-scale fiber preforms of Liquid Composite Molding I: Isothermal flows. Composites - Part A. 2010.

38. Simacek P, Neacsu V and Advani SG. A phenomenological model for fiber tow saturation of dual scale fabrics in liquid composite molding. Polym Compos. 2010; 31: 1881-9.
39. Michaud VJ, Compton LM and Mortensen A. Capillarity in isothermal infiltration of alumina fiber preforms with aluminum. Metallurgical and Materials Transactions A (Physical Metallurgy and Materials Science). 1994; 25A: 2145-52.
40. Michaud V and Mortensen A. Infiltration processing of fibre reinforced composites: Governing phenomena. Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing. 2001; 32A: 981-96.
41. Gillham RW, Klute A and Heermann DF. Hydraulic properties of a porous medium; measurement and empirical representation. SSSAJ. 1976; 40: 203-7.
42. Spitz K and Moreno J. A practical guide to groundwater and solute transport modeling. New York: Wiley, 1996.

CHAPITRE 5 ARTICLE 4: ANALYSIS OF MACRO-PORE SIZE IN THREE-DIMENSIONAL INTERLOCK FABRICS AND VALIDATION OF A PREDICTIVE PERMEABILITY MODEL

N. Vernet* and F. Trochu

Department of Mechanical Engineering, Chair on Composites of High Performance (CCHP), Centre de Recherche sur les Polymères et Composites à haute performance (CREPEC), École Polytechnique de Montréal, Station Centre-Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7

* Corresponding author (nicolas.vernet@polymtl.ca)

Submitted to *Journal of Reinforced Plastics and Composites* (06/11/2013)

5.1 Abstract

This paper aims to complete the validation of a predictive model of permeability for interlock three-dimensional fabrics as a function of fabric architecture. Composite specimens were fabricated and cut to carry out microscopic observations of the pore dimensions in five three-dimensional (3D) interlock fabrics compressed at a fiber volume content of 58%. The pore cross-section height and width, the number of pores and the pore tortuosity were measured to obtain an average pore size and distribution in the warp and weft directions for each fabric considered. The changes in these geometrical parameters were analyzed as a function of the fabric structure. The permeability predictive model developed in a previous study is recalled and applied using the results of the microscopic measurements. This permits to compare the experimental permeability to the theoretical predictions of the model and to the values calculated by the same model from the pore dimensions at the considered fiber volume content of 58%. Since the measured and calculated values of permeability show a good agreement in all cases, the model can thus be considered as validated.

Keywords: microscopy, pore analysis, permeability, 3D fabric

5.2 General introduction

The wide variety of fibrous reinforcements makes difficult to generalize observations on their architecture and analyze their permeability behavior. The stochastic feature of nesting, a phenomenon occurring in 2D laminate stacks and consisting of an interpenetration of fiber tows between neighboring plies (Hoes et al., 2004), increases the complexity of these investigations. However, three-dimensional fabrics exhibit a much more stable behavior under compaction and open up the possibility of predicting permeability based on more reproducible experimental results. Indeed, on the contrary to two-dimensional laminate stacks, in the interlock fabrics the three-dimensional weaving pattern prevents lateral displacements of the plies during the preforming stage. This means that no nesting occurs. Hence, the fabric architecture remains well defined even if the reinforcement is highly compressed.

Numerous investigations concerning 3D fabric architectures have been published recently. (Desplentere et al., 2005) have compared the tow size and spacing of four different 3D orthogonal fabrics in various positions in the weave. It appears that the standard deviations on the tow dimensions are on average equal to 15% for the three acquisition methods tested (scanner, optical microscopy and micro-tomography), while the tow spacing variation is inferior to 5%. (Mahadik et al., 2010) have shown that the variability of the tow waviness in 3D interlock fabrics is very low. This was confirmed by (Karahan et al., 2010) who also measured the tow cross-section dimensions on three different kinds of carbon fiber reinforcements: 2D, 3D interlock and 3D orthogonal fabrics. This study shows that 3D fabrics have a lower variability than 2D weave. The same observation can be drawn from the works of (Bale et al., 2012) and (Vanaerschot et al., 2013) who studied by the same method the variability of the geometrical structure of a 3D woven fabric and of a stack of 2D fabrics. Their results show that, even if the stochastic aspect of nesting shows some repeatability, the resulting dispersion of tow dimension in 2D fabric stacks remains higher than in 3D reinforcements.

The low scatter of 3D fabric weaving parameters should be responsible of a lower variability of material properties. This is generally the case for mechanical properties. Indeed, it was observed in (Vernet & Trochu, submitted: 10/10/2013) that the compaction behavior of the five interlock fabrics considered exhibits a high reproducibility. Moreover, (Stig & Hallström, 2012), who determined the elastic properties of different 3D fabrics, observed a low variation (lower than 7%) of Young's modulus. It is also the case in the investigation of (Qin et al., 2012) for the shear modulus of composites reinforced by a 3D orthogonal fabric. Regarding the flow through this kind of reinforcement, the repeatability is not well established. For instance, (Parnas et al., 1997) conducted in-plane and through-thickness permeability experiments on 3D reinforcements with a good reproducibility. However, (Endruweit & Long, 2010) observed a scatter up to 71% on the measured in-plane permeability of two different interlock fabrics.

The mechanical and flow properties of fibrous reinforcements are of particular interest in composite manufacturing. The permeability of 3D fabrics was widely investigated in recent years (Endruweit & Long, 2010; Liu & Hwang, 2012; Parnas et al., 1997; Zeng et al., 2010). In a previous work (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013), a predictive model was elaborated to predict the in-plane and through-thickness permeability of 3D interlock fabrics. The first part of this model was dedicated to the prediction of the average macroscopic pore dimensions such as height, width and length, and of their distribution along the warp, weft and through- thickness directions of five different reinforcements. Then, the permeability was evaluated by calculating the pressure drop in a Poiseuille flow through the pores. The notion of saturation was also integrated in the model in order to take into account the microscopic impregnation of the fiber tows in the fabrics. Finally, the whole tensor of permeability was calculated by the model and compared to the experimental values obtained by two different experimental setups, one for the in-plane permeability and the other for transverse permeability. A fairly good correlation was observed between the predicted and experimental values of permeability. However, in some cases, a small discrepancy exists, which is assumed to come from the limited accuracy of the prediction of the pore dimensions. For this reason, experiments will be carried out in this investigation in order to evaluate the pore dimensions in five different interlock fabrics and use these experimental values to predict permeability with the previously developed model.

The aim of the present study is to analyze experimentally the macroscopic pore size and distribution in each fabric in order to have accurate input data to complete the validation of the model developed in (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013). To achieve this goal, our investigation is divided in two main stages: (1) the experimental analysis of the pore dimensions; and (2) the application of the model to the pore dimensions determined from the experiments. The determination of the pore size and distribution began with the fabrication of composites specimens by RTM (Resin Transfer Molding). Then, cross-sections of the composite samples were polished, and microscopic observations were carried out. The pore cross-section height and width, the number of pores and the pore tortuosity were measured in order to calculate the average pore size and distribution for each fabric. After analysis of the experimental data, a connection is established between the weaving parameters and the geometrical dimensions of the pores.

In the second stage, after recalling the permeability model (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013), a sensitivity study is carried out in order to quantify the influence of variations in the pore size on this model. The data collected during the first stage are then used as input in the permeability model to calculate the in-plane and through-thickness permeability of the five interlock reinforcements considered in this investigation. Finally, these calculated values of permeability are compared to the theoretical predictions of the model (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013) and to the experimental values.

5.3 Description of experiments

5.3.1 Fabric specifications

Five three-dimensional interlock fabrics were selected to carry out permeability measurements. Table 5-1 displays the different weaving parameters of each fabric: areal density, warp/weft ratio, number of fibers per tow, tow distribution ratios, number of interlock layers and weaving pattern. The tow distribution ratios are calculated from the effective fabric tow counts per centimeter divided by the maximum theoretical tow count in each direction. The maximum theoretical tow

count corresponds to the largest possible number of 48K tows per unit length. Figure 5-1 shows a schematic representation of the different fibrous reinforcements investigated.

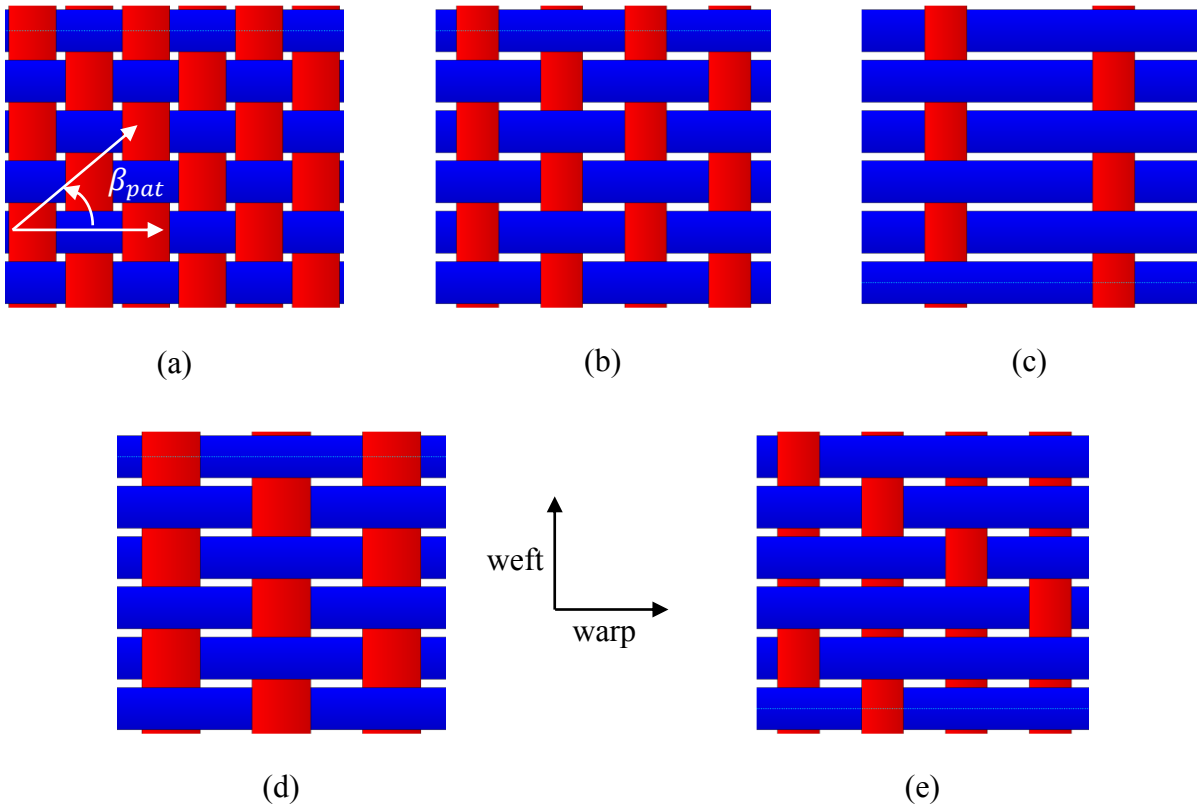


Figure 5-1: Schematic representation of the five 3D interlock fabrics considered. Fabrics 1 to 5 are displayed from (a) to (e) respectively. The weft tows are shown in red, and the warp tows in blue.

Fabrics 1, 2 and 3 follow actually an identical weaving pattern and have the same number of interlock plies and fibers per tow. The only difference between these fabrics lies in the warp/weft mass ratio. A ratio of 60/40 means that 60% of the mass is distributed along the warp and 40% along the weft. As shown in Table 5-1 and illustrated in Figures 5-1a, 5-1b and 5-1c, the difference of warp/weft ratio is achieved by increasing or decreasing the number of tows in the weft direction (i.e., by changing the weft tow distribution ratio). On the other hand, the only difference between Fabric 2 and Fabric 4 is the number of filaments contained in the fiber tows

along the weft direction (72 000 fibers per tow for Fabric 4 instead of 48 000 for Fabric 2). The identical warp/weft ratio and warp tow distribution ratio mean that, as illustrated in Figures 5-1b and 5-1d, the distance between the heavier weft tows in Fabric 4 is larger than in Fabric 2. Finally, Fabric 5 does not follow the same weaving pattern as Fabric 2 (see Figures 5-1b and 5-1e). The pattern of Fabric 5 is composed of alternating through-thickness 8 warp / 8 weft tows and 8 warp / 7 weft tows instead of a regular pattern of 8 warp / 8 weft tows as in Fabric 2. Thus, the number of interlock plies for this kind of fabric is usually denoted as 7.5 instead of 8 to reflect the lower average number of weft tows through the thickness.

Table 5-1: Details of fabric weaving parameters

	Fabric 1	**Fabric 2**	**Fabric 3**	**Fabric 4**	**Fabric 5**
Areal density (g/m^2)	14564	11770	9954	11686	11370
Warp/weft ratio	50/50	60/40	70/30	60/40	60/40
Number of fibers per tow	48K/48K	48K/48K	48K/48K	48K/72K	48K/48K
Warp tow distribution ratio	1	1	1	1	1
Weft tow distribution ratio	1	2/3	3/7	4/9	5/7
Number of interlock layers	8	8	8	8	7.5
Weaving pattern	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 1	Pattern 2

5.3.2 Fabrication setup

In order to observe the architecture of the fibrous reinforcements, a series of fabric samples of 100 mm *100 mm were injected at constant pressure in a rigid mold with the vinylester resin Derakane 411-350 from Ashland Inc.. The formulation also included an organic component to reduce the resin viscosity (styrene at 20.00 phr), a cure initiator (cumyl hydroperoxide CHM-50 from Andonox at 2.00 phr), a promoter (cobalt naphtanate 12% at 0.50 phr) and a gel time retarder (2-4 pentadione at 0.05 phr). The thickness of the mold was controlled by calibrated shims to get the same fiber volume fraction as in the permeability experiments (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013) (58% for all the fabrics). In order to reduce the quantity of voids in the final parts, resin was left bleeding during a few minutes following the complete filling of the cavity (Labat et al., 2001; Lundstrom, 1993). Then the outlet was clamped, and a consolidation

pressure of 3 bars applied (Lundstrom & Gebart, 1994). The complete manufacturing setup is presented in Figure 5-2.

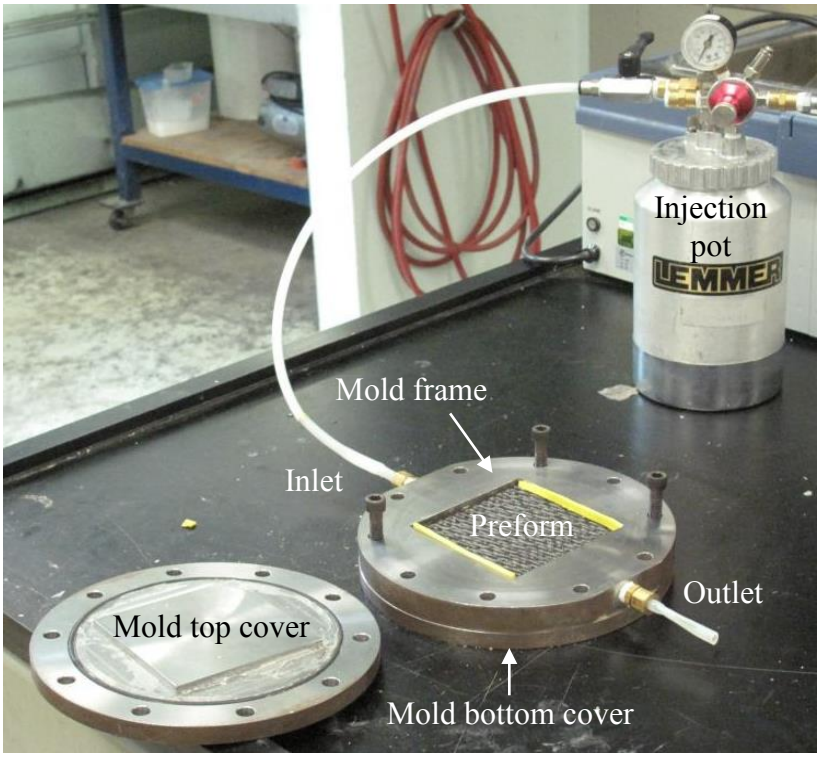


Figure 5-2: Photograph of the manufacturing setup.

After demolding, the injected specimens were cut into thin lamellas (i.e., slices) following a tow along the warp, the weft and through the thickness of the part. These lamellas will be used in the sequel to analyze the deformed architecture of the different fibrous reinforcements considered in this investigation.

5.3.3 Microscopic analysis

The cut-out surfaces were polished and analyzed with a digital microscope VHX-1000 from Keyence. A sufficient number of lamellas must be prepared to obtain a representative pore size and distribution. For the two in-plane directions (i.e., along the warp and weft), six slices were

cut from two different specimens for each fabric. A total of 60 slices were prepared in order to analyze the five interlock fabrics. Lamellas were not cut through the thickness of the specimens because this would not provide meaningful microscopic observations. Indeed the weaving pattern does not permit to observe correctly the fiber tows through a horizontal cross-section. As the tows connect multiple planes, their cross-sections differ in size depending on where the lamella is cut. These differences in tow width make macroscopic pores hardly observable.

The microscope allows two different modes of observation: the reflected light option is shown in Figure 5-3a, and the transmitted light option in Figure 5-3b. On the first hand, the reflected light option permits to distinguish the tows perpendicular to the observation direction (i.e., warp tows in the example diplayed). However, the low contrast between the other tows and the pores does not give a clear picture of the pores. On the other hand, the transmitted light option provides an easy identification of the tow boundaries, but the contrast between the warp and weft tows is lower. These two options result in complementary observations that were both used to carry out a thorough analysis of the pore size and distribution in each fabric.

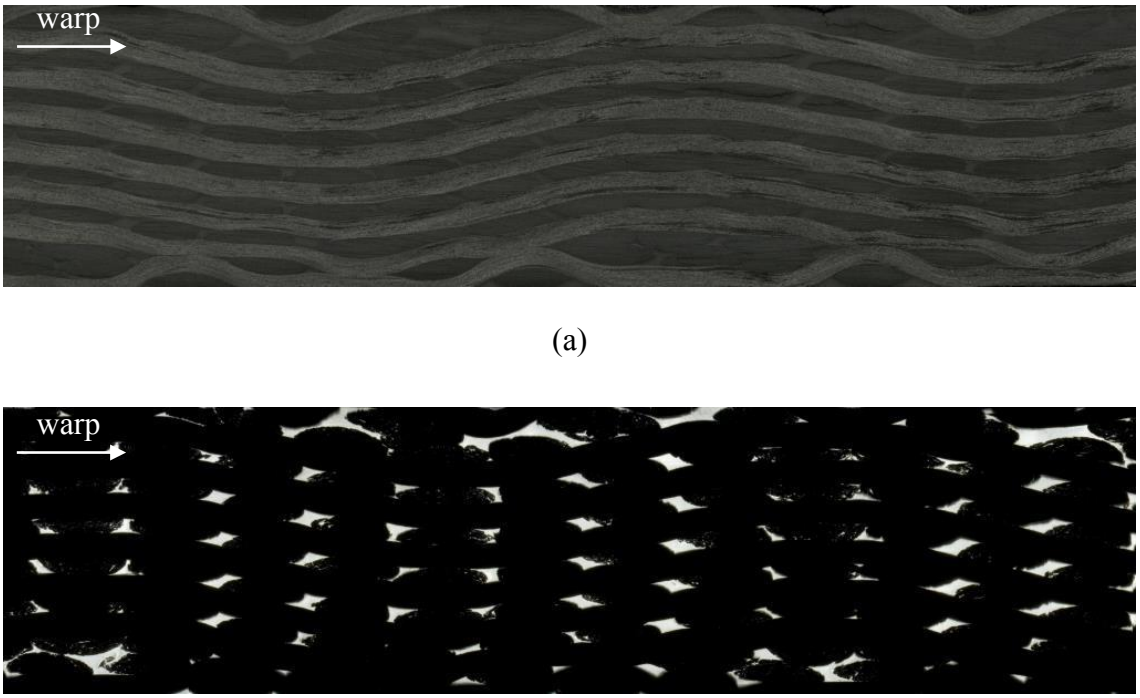


Figure 5-3: Part of a Fabric 2 lamella observed in the weft direction: (a) reflected light option; (b) transmitted light option (black tows and white pores).

5.4 Observation of pore size and distribution

The observation of the lamellas as in the example of Figure 5-3 provides information on the effect of mold closure on fiber architecture. Even if the thickness reached is much lower than that of the uncompressed fabric, the architecture remains well organized. As suggested in the introduction, there is almost no nesting (as defined in Figure 5-4) between the interlock plies. The absence of nesting allows the macroscopic pores to remain in place with repeatable cross-section dimensions in the entire reinforcement.

(a) (b)

Figure 5-4: Extreme nesting cases: (a) no nesting and (b) maximum nesting (Lomov et al., 2003).

As displayed in Figure 5-5, each lamella can be mapped and the pores numbered. Each pore is then magnified with the microscope in order to ensure a higher accuracy of analysis. An example of pore acquisition is shown in Figure 5-7a. This numbering permits also to identify the unit cell of each fabric. Indeed, as shown in Figure 5-5, the columns of tows numbered 10 to 12 appear to be the repetition of columns 2 to 4.

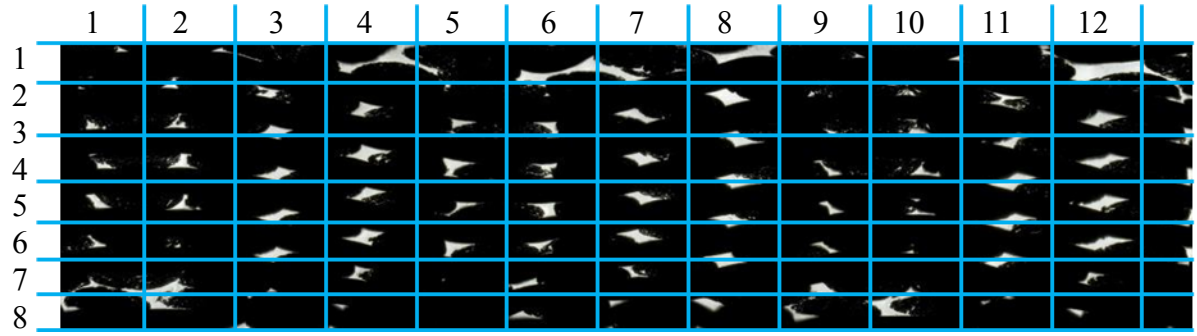


Figure 5-5: Mapping of part of a Fabric 2 lamella (vertical cross-section in the direction perpendicular to the weft).

The pore dimensions differ depending on the direction of observation, particularly when comparing the in-plane and through-thickness directions. It is thus necessary to distinguish each case before carrying out the analysis.

5.4.1 In-plane pore dimensions

5.4.1.1 Pore height and width

The average pore height and width in the warp and weft directions can be obtained for each fabric after analysis of a sufficient number of pores. The minimum number of pores required for that purpose must first be determined. In Figure 5-6, the pore area observed in the weft direction is plotted as a function of the number of measurements. It seems here that the average pore area reaches an almost constant value over approximately 110 pores. Combining the analyses of the pore height, width and area of the fabrics investigated, it appears that an average number of 150 pores is required to obtain representative pore dimensions. As each lamella is composed of at least 100 pores, the analysis of 6 lamellas in each direction is sufficient.

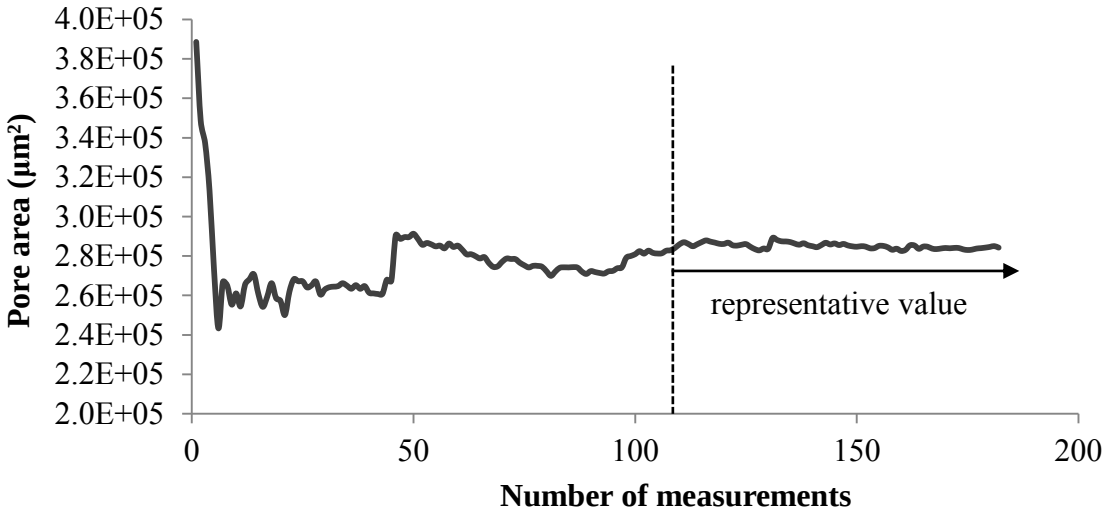


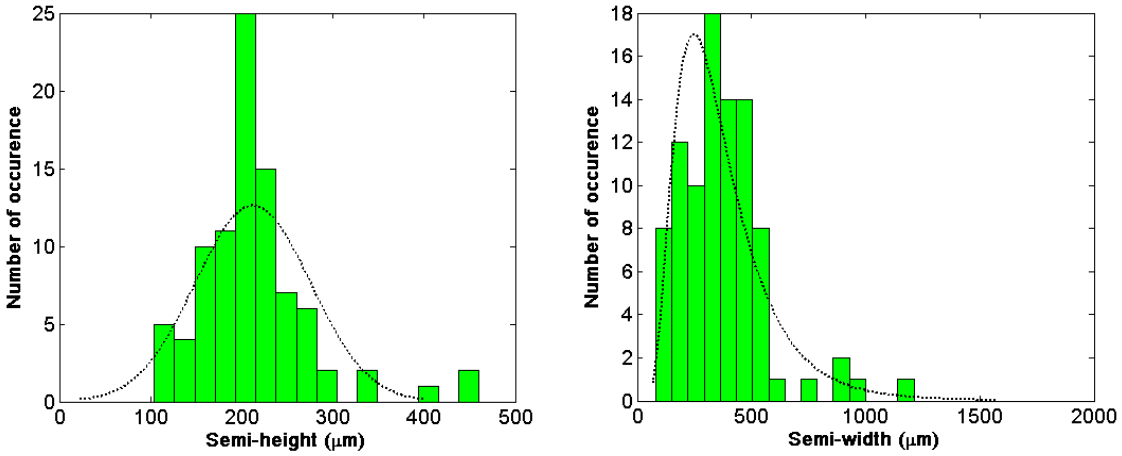
Figure 5-6: Mean pore area of Fabric 2 as a function of the number of measurements in the weft direction.

Figure 5-5 shows that the shape of the pore cross-section varies. However, the particular organisation of this kind of fabric resulted in a nearly rectangular shape for most of the specimens analyzed (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013). Therefore it was found appropriate to fit these cross-sections by an equivalent rectangle. The average pore cross-section size (i.e., the average rectangle) is determined by an image analysis function which processes raw images as

seen in Figure 5-7a in order to get a clear boundary between the tows and the pore. Firstly, the raw images are converted into binary format (see Figure 5-7b) using a particular threshold determined by the user after evaluation of the sharpness of the converted object. As observed in Figure 5-7a, the contrast between the tows and the pore is sufficiently important to ensure that a small variation of the threshold has a negligible effect on the binary result. The image is then filtered to eliminate anomalies. Pore properties such as the pore boundary and area can be determined properly after this step. Finally, a rectangular shape of identical area as the pore is obtained by least square fit (Figure 5-7c). The height, width, and orientation of the rectangle are recorded before going to the next pore. This procedure is applied to each lamella in order to calculate the average pore dimensions. An example of pore size distribution is shown in Figure 5-8 for a lamella of Fabric 2. This figure shows the pore semi-height (Figure 5-8a), semi-width (Figure 5-8b) and their statistical distribution for one lamella. In this example, the semi-height follows a normal distribution and the semi-width a lognormal distribution.

(a) (b) (c)

Figure 5-7: Pore image processing: (a) raw image; (b) processed image; (c) rectangular fit.



(a) (b)

Figure 5-8: Pore dimensions obtained for a lamella of Fabric 2: (a) semi-height and (b) semi-width. The dotted line is the equivalent statistical distribution: (a) normal distribution for the semi-height; and (b) lognormal distribution for the semi-width.

Once all the lamellas have been processed, the experimental data are compiled and plotted. The resulting average pore semi-height and semi-width for Fabrics 1 to 5 in the warp and weft directions are displayed in Figures 5-9a and 5-9b respectively. To simplify the interpretation, the analysis is carried out with respect to each different weaving parameter. The influences of the warp/weft ratio, of the number of fibers per tow and of the weaving pattern are discussed in detail below.

Influence of the warp/weft ratio

Note that the pore height in both the warp and weft directions drops from Fabric 1 to Fabric 3. Since the areal density decreases from Fabric 1 to Fabric 3, the thicknesses attained for these reinforcements must differ in order to reach the same fiber volume fraction. Fabric 1 should be less compacted (i.e., thicker) than Fabric 2, and Fabric 2 less than Fabric 3. Hence it is consistent to observe in Figure 5-9a decreasing pore heights from Fabric 1 to Fabric 3. On the other hand, when comparing the results along the warp with the weft for Fabrics 1, 2, 3 and 5, pores along the warp have a greater height than along the weft. Indeed, when the reinforcement is compacted, the

warp tows fill the inter-tow spaces and come in contact with their neighbors, while the weft tows do not fill all the free space. Thus, the warp tows cannot become as flat as the weft tows (i.e., the warp pores cannot reach a smaller height) because of the constraints coming from their neighbors. In the case of Fabric 4, the 72K weft tows have clearly a greater height than the 48K warp tows. The pore heights follow consequently the same trend.

Regarding the width of the pores, the difference between the warp and weft directions can easily be explained by the weaving parameters. Firstly, the same warp tow distribution ratio is the reason why in Figure 5-9b the warp pores have the same width for all the fabrics. On the other hand, the weft tow distribution ratio decreases from Fabric 1 to 3. This means that the inter-tow space increases from Fabric 1 to 3. Even if the weft tows are more flattened than the warp tows, the inter-tow space is sufficiently large to allow the width to increase in size when the fabric is compressed.

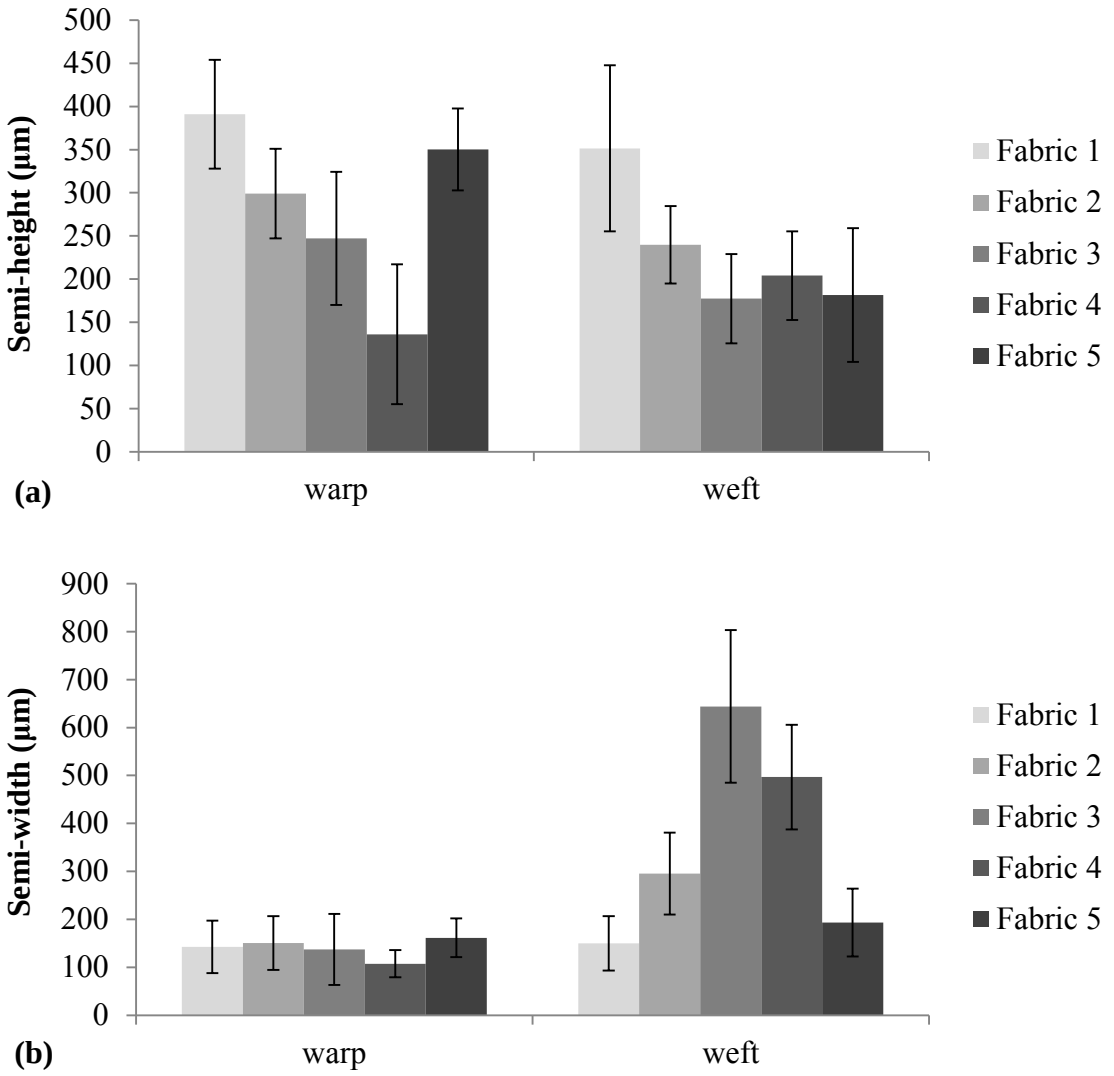


Figure 5-9: Average pore dimensions of each fabric in the warp and weft directions: (a) semi-height; (b) semi-width.

Influence of the number of fibers per tow

The influence of the number of fibers per tow on the macroscopic pore size is analyzed in this section. On the first hand, the warp pore height in Fabric 4 is lower than in Fabric 2 and the weft pore heights are relatively close. As the areal density is almost identical for these two reinforcements (11 770 and 11 686 g/m² for Fabrics 2 and 4 respectively), nearly the same thickness is reached after compaction. Thus almost identical pore heights would be expected in

the warp direction while along the weft, the higher number of fibers per tow in Fabric 4 should lead for the same fabric thickness to a larger pore height than in Fabric 2. However, this is not the case as displayed in Figure 5-9a. The difference in the warp tow height can be explained by the microscopic analysis, which shows that because of their size, the weft tows highly compress the warp tows and hence reduce significantly the warp pore height. The difference in weft tow height is explained by the important buckling of these larger tows where they are not compressed by warp tows (between the warp tows).

On the other hand, the pore semi-widths in the warp and weft directions are consistent with previous observations. Firstly, the higher flattening of warp tows observed in Figure 5-9a for Fabric 4 (due to the greater compaction force required) is responsible of a slightly lower warp pore width than in the other fabrics. Note also that the weft pore width is greater in Fabric 4 than in Fabric 2. As the warp/weft ratio is identical for both fabrics, the heavier weft fiber tows have more space between them, which explains the larger weft pore width in Fabric 4 than in Fabric 2.

Influence of the weaving pattern

The weaving pattern has also an influence on the macroscopic pore size. In Figure 5-9a, the warp pore semi-height is higher in Fabric 5 than in Fabric 2, while in the weft direction the high standard deviation observed for Fabric 5 does not permit to consider the difference as significant. Because of the weaving pattern, the warp tows in Fabric 5 are compressed by alternating weft columns of 7 and 8 tows. When the weft columns are composed of only 7 superposed tows, existing pores between the tows should have a greater height than when they are surrounded by 8 weft tows. Thus it is consistent to obtain a higher average pore height in Fabric 5 than in Fabric 2, in which weft tow columns always include 8 tows. The reorganization of the weft tows does not lead to the same observation in the weft direction. Weft tow in-plane slipping might explain why pores in the weft direction have nearly the same height in Fabric 5 as in Fabric 4. However, it is understandable that the alternating change in the number of weft tows from 7 to 8 can lead to a slightly larger scatter of pore height in both directions in Fabric 5 than in Fabric 2.

Comparing now the pore semi-widths in Fabrics 2 and 5, which have close areal densities, almost the same values are obtained in the warp direction, while in the weft direction the semi-width in Fabric 5 is lower than in Fabric 2. This latter difference is again correlated with the tow distribution ratios. Indeed, the warp tow distribution ratios are identical in both reinforcements, while the weft tow distribution ratio is slightly higher in Fabric 5 (0.7) than in Fabric 2 (0.66).

5.4.1.2 Number of pores

The theoretical and observed numbers of open pores are different because some of them disappear during the compaction of the fabric. It is thus necessary to count the effective numbers of pores in each lamella. The average number of pores obtained in 5 cm width parts of the lamellas are compiled and displayed in Figure 5-10. The number of pores in the warp direction is expected to remain constant in all the reinforcements because the warp tow distribution ratio is the same. This is verified except for Fabric 3. This fabric has the lowest areal density and consequently must be the most highly compressed one in order to reach the same fiber volume content of 58%. On the contrary to the other fabrics, the compaction force is sufficiently important in Fabric 3 to merge few warp tows together and thus close a significant number of pores. In the weft direction, the number of pores is also directly correlated with the weft tow distribution ratio. Indeed, this ratio decreases from Fabric 1 to 3 and remains almost identical between Fabrics 3 and 4 on one hand, and between Fabrics 2 and 5 on the other hand. We note the same pattern in Figure 5-10 for the number of pores in this direction.

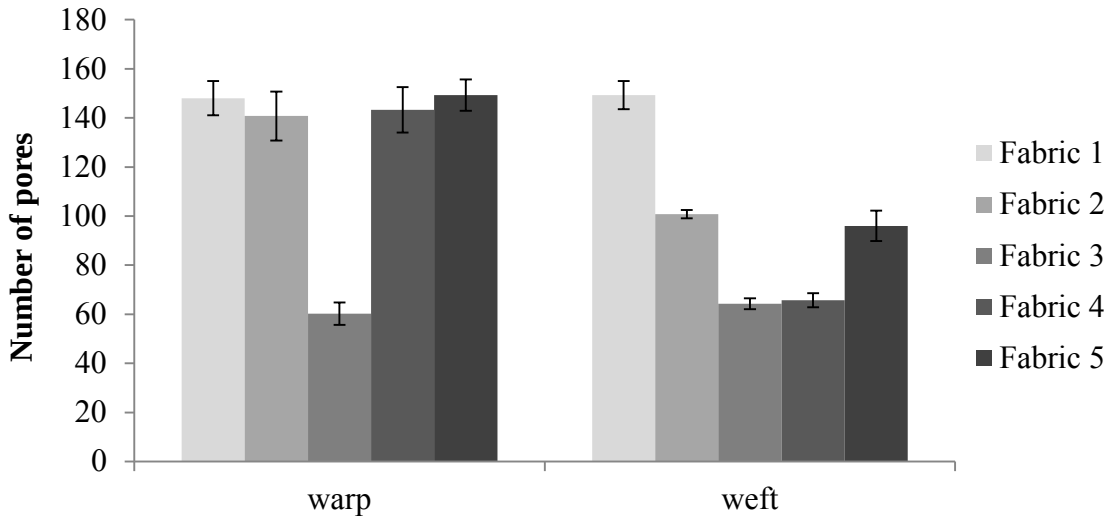


Figure 5-10: Average number of pores in each fabric along the warp and weft for 5 cm width lamellas.

5.4.1.3 Pore tortuosity

The open macroscopic pores present in the whole fabric are oriented along the warp and weft following the path of the tows. As the lamellas were cut in the tow directions, it is easier to study the tortuosity of the tows rather than that of the pores. Thus the tortuosity of the pores is assumed to be the same as that of the tows. The tortuosity of a tow is defined as the ratio between the total length of the tow and the length of the fabric sample. Figure 5-11 shows an example of how the tow length is measured to calculate the tortuosity. Five values of warp tow length were measured here for a fabric length of 42 766.7 μm. In this example, it appears that the two extreme warp tows (at the bottom and at the top) have a length (i.e., tortuosity) different than the inner tows. An average tortuosity is thus evaluated by weighting the inner and outer tortuosity values. Assuming that the tow and pore tortuosity are identical, the average pore tortuosity was calculated in the warp and weft directions and is displayed for each fabric in Figure 5-12.

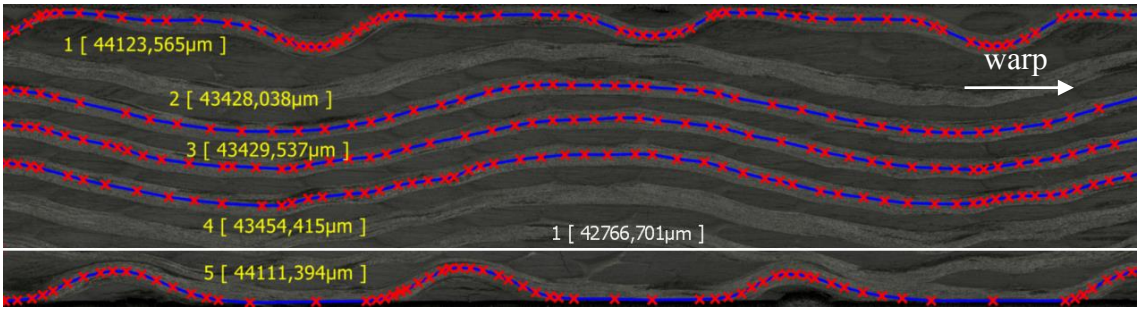


Figure 5-11: Measurement of tow tortuosity for a lamella of Fabric 2.

The tortuosity in Figure 5-12 remains close to 1 for all the fabrics considered. This means that tortuosity has a minor influence on the in-plane flow through the fibrous reinforcement, and hence on permeability. However, it is interesting to study the connection between the fabric architecture and tortuosity. Firstly, the pore tortuosity in both directions decreases from Fabric 1 to 3 with the warp/weft ratio. This observation is consistent because the tighter is the weaving (i.e., when tow distribution ratios are close to 1), the more important is tortuosity. The number of fibers per tow has also an influence. For example, warp pores in Fabric 4 have a higher tortuosity than in Fabric 2, while the contrary is observed for weft pores. These differences can be explained by the difficulty to bend the heavier weft tows of Fabric 4. Hence not only will the 72K tows have a lower tortuosity, but as observed in Figure 5-12 this will also tend to increase, under compression of the fabric, the tortuosity of warp tows. Finally, the lowest pore tortuosity along the weft in Fabric 5 can be explained by the difference in weaving pattern. The unit cell of Fabric 5 in the warp direction is longer than in Fabric 2. This means that the warp tows of Fabric 5 interlock a higher number of weft tows (i.e., have a greater length). Thus, even if the amplitude of undulation of the warp tows is identical for both fabrics, the length is higher in Fabric 5 than in Fabric 2. For this reason, as confirmed in Figure 5-12, the warp pore tortuosity is lower in Fabric 5 than in Fabric 2. Note that the weft pore tortuosity in Fabric 5 is slightly higher than in Fabric 2, but the scatter does not allow considering this difference as significant.

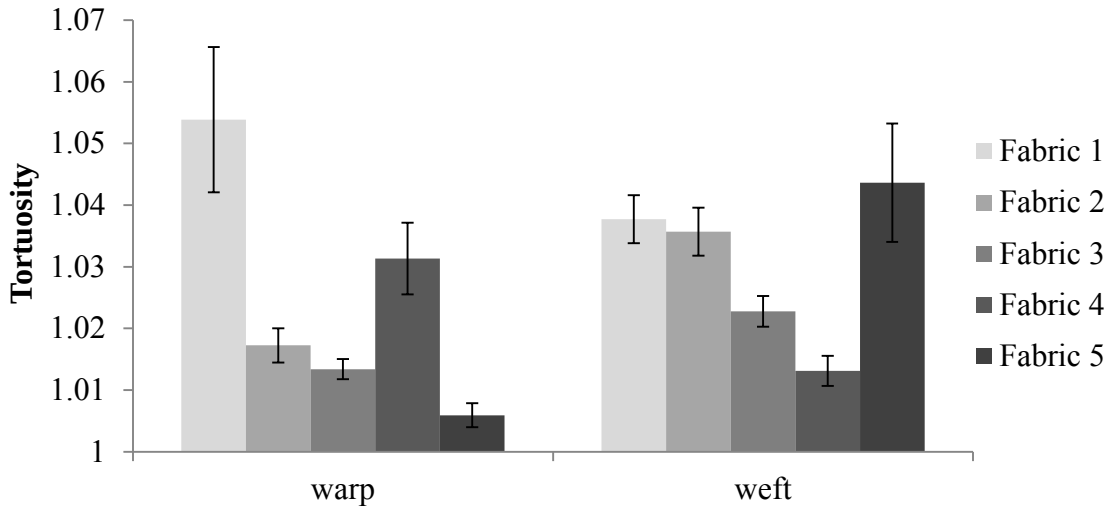


Figure 5-12: Average tow tortuosity of each fabric in the warp and weft directions.

5.4.2 Through-thickness pore dimensions

5.4.2.1 Pore height and width

As explained in section 2, the microscopic analysis of lamella cross-sections through the thickness of the fibrous reinforcements was not conclusive. However, the through-thickness pore size can be obtained from the measured in-plane semi-widths b_{WP} along the warp and b_{WT} along the weft. As observed in Figure 5-13, b_{WP} and b_{WT} give the dimensions of the through-thickness pores. This data has already been analyzed in the in-plane section.

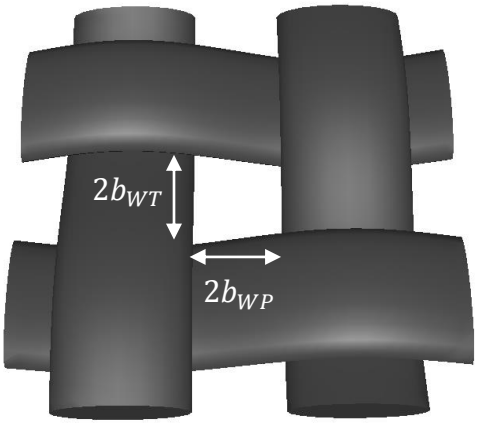


Figure 5-13: Through-thickness pore definition.

5.4.2.2 Number of pores

The number of open pores through the thickness of each fabric cannot be measured easily. An analysis on the surface of the fabrics could be carried out, but there would be no way to assess if the pores are open or not. Therefore the benefit of this analysis is questionable.

5.4.2.3 Pore tortuosity

The through-thickness pores are not deployed in a straight direction from the bottom to the top of the fabric. They are tortuous both in the warp and weft directions. Therefore the tortuosity τ_z of these pores can be decomposed in two parts: the tortuosity τ_{zWP} due to the warp tows and the tortuosity τ_{zWT} due to the weft tows:

$$\tau_z = \tau_{zWP} \cdot \tau_{zWT} \tag{5.1}$$

These two parameters can be determined by measuring the length of the through-thickness flow paths in the lamellas. The warp and weft tows contributions have to be considered separately in the fabric vertical cross-sections. However, as displayed in Figures 5-14a and 5-14b, the lamellas were cut along the tows in the warp and weft directions. This means that tows in both directions are present in all of them. Therefore it is necessary to suppose that the tows in a direction perpendicular to the observations are not present in each lamella to carry out the flow path

measurements. For example, the flow paths along the weft in Figures 5-14a and 5-14b for Fabrics 2 and 4 respectively are obtained by not considering the warp tows as in the schematic representations of Figures 5-14c and 5-14d. The tortuosity in each direction is finally calculated by dividing these flow path lengths by the distance from the bottom to the top of the fabric cross-sections.

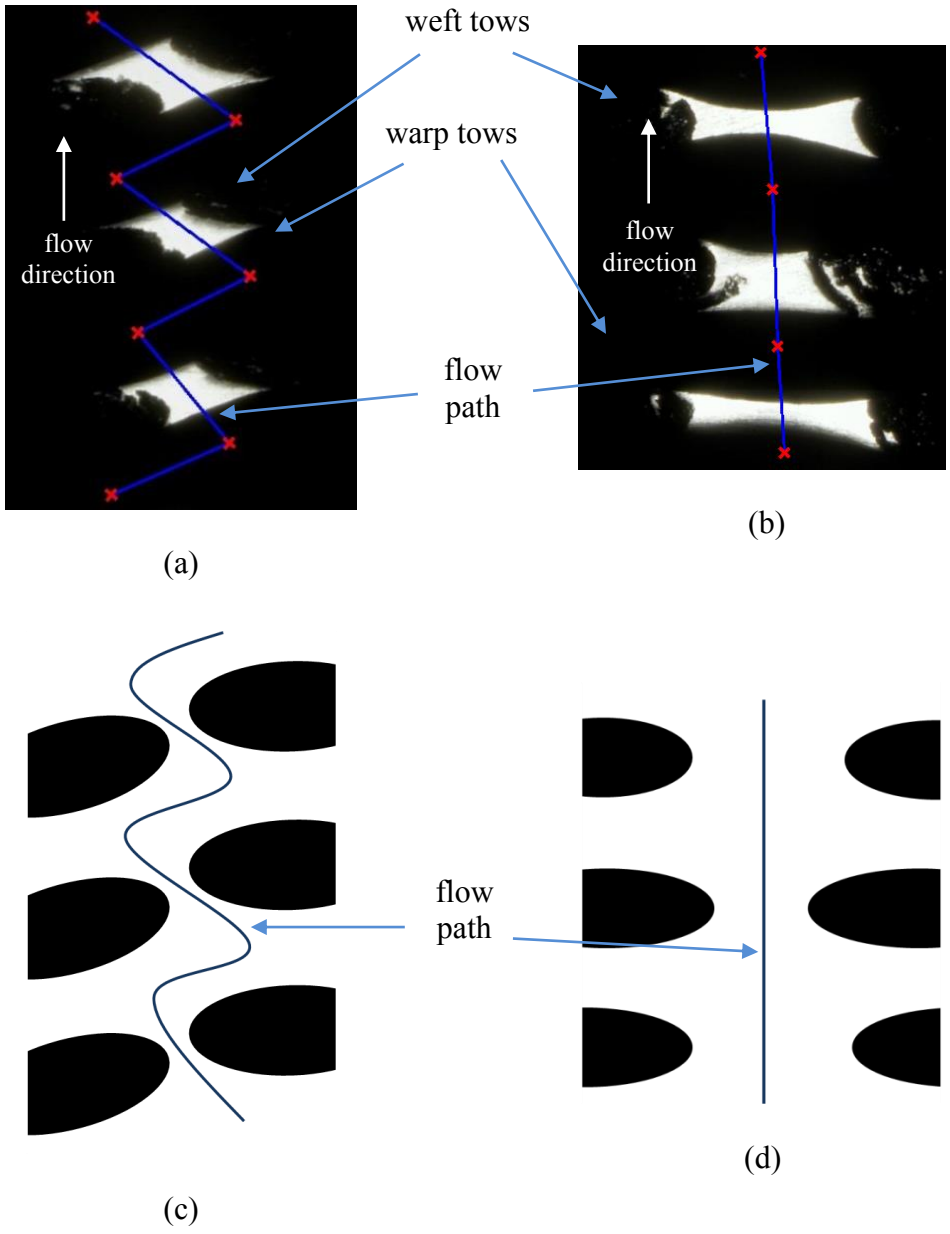


Figure 5-14: Transverse pore tortuosity due to weft tows: (a) microscopic observations of Fabric 2 cross-section; (b) microscopic observation of Fabric 4 cross-section; (c) representation of this microscopic observation if the lamellas were cut along the inter-tow pores instead of on the warp tows for Fabric 2; (d) idem for Fabric 4.

Figure 5-15 shows the average tortuosity obtained for each fabric in each direction. Firstly, it appears that the quantity of fiber tows along the warp and the weft (i.e., the warp/weft ratio) is

directly connected to the macroscopic through-thickness pore tortuosity. Indeed, the tortuosity values obtained for Fabrics 1 to 3 in both directions follow the same trend as the tow distribution ratios. The number of fibers per tow affects also the pore tortuosity. As observed in Figure 5-15, the values measured for Fabric 4 along the warp and weft are equal to 1 while for Fabric 2, the though-thickness pore tortuosity is much higher. In the warp direction of Fabric 4, the high compaction of the tows by heavier weft tows implies a large number of contacts between them. In addition, as observed in the examples of Figures 5-14b and 5-14d, compaction results in layers of tows displayed in the same plane, while in Fabric 2 the columns of tows are shifted through the thickness of the fabric (see Figures 5-14a and 5-14c). Therefore the through-thickness pores are straight in Fabric 4, which gives a tortuosity of 1. In the weft direction, the tows of Fabric 4 are widely spaced, thus allowing the fluid to flow straight through the thickness (giving also a tortuosity of one).

Finally, when comparing the results of Fabrics 2 and 5, the weaving pattern plays also a role on the through-thickness pore tortuosity. For Fabric 5 in the warp direction, the lamellas are composed of columns of 8 warp tows and either a column of 7 or 8 weft tows. This means that, depending where a lamella is cut, the pore tortuosity should be different. Indeed when observing lamellas cut along a column of 8 weft tows, the tortuosity should be identical to the warp pore tortuosity of Fabric 2. However, when it is cut along a column of 7 weft tows, the tortuosity should be lower because there is more free space than along a column of 8. Thus, as observed in Figure 5-15, the mean warp pore tortuosity of Fabric 5 is lower than in Fabric 2. In the weft direction, the through-thickness pores are surrounded by columns of 7 and 8 tows. The fluid has consequently more space to flow than when a pore is always surrounded by columns of 8 tows as in Fabric 2. This explains why the through-thickness pore tortuosity in the weft direction is also lower for Fabric 5 than for Fabric 2.

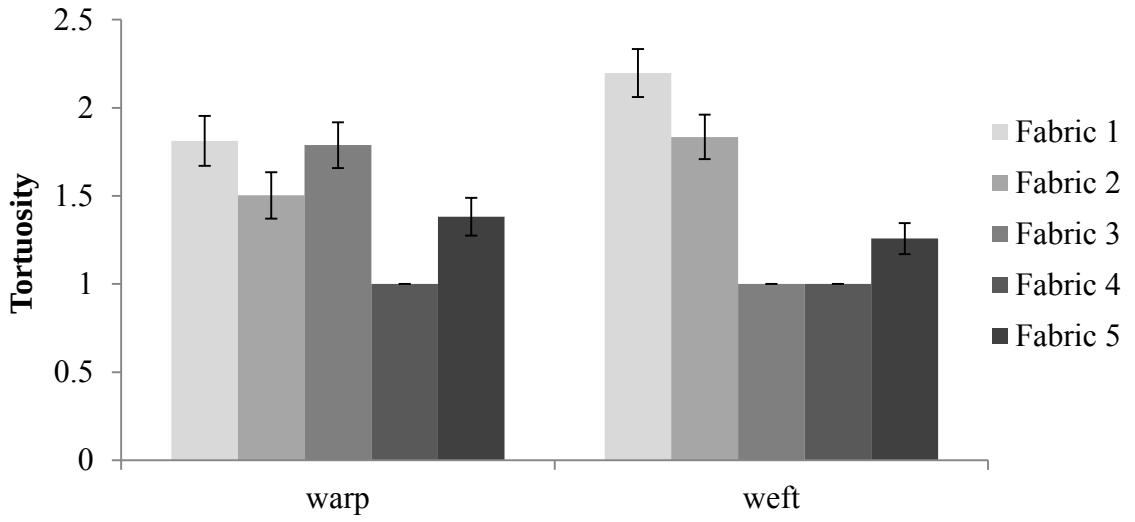


Figure 5-15: Average through-thickness pore tortuosity of each fabric in the warp and weft directions.

5.5 Permeability calculation

The pressure drop caused by a fully developed flow of an incompressible Newtonian liquid in an elongated pore of rectangular cross-section can be evaluated analytically as follows (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013):

$$\Delta P = \frac{3 \cdot v_x \cdot \mu \cdot l}{a_x^2 \cdot \left(1 - \frac{192 \cdot a_x}{\pi^5 \cdot b_x} \sum_{i=1,3,5\ldots}^{\infty} \frac{tanh(i \cdot \pi \cdot b_x / 2 \cdot a_x)}{i^5}\right)} \tag{5.2}$$

where v_x is the velocity of the fluid, μ its viscosity, l, a_x and b_x are the length, semi-height and semi-width of the pore respectively. The velocity v_x can be calculated as a function of the number of pores n_x, of the volumetric flow rate Q and of the pore dimensions a_x and b_x as follows:

$$v_x = \frac{Q}{4 \cdot n_x \cdot a_x \cdot b_x} \tag{5.3}$$

Following the case (in-plane or through-thickness flow), the permeability is determined using different parameters. The permeability results of the model calculated from the experimental pore

dimensions will be presented and discussed separately in the sequel for the in-plane and through-thickness permeability.

5.5.1 In-plane permeability

To calculate the pressure drop in the plane of the fabrics through the macroscopic pores, the lengths of the pores along the warp and weft (l_{WP} and l_{WT}) are required. They can be calculated from the length L_f of the fabric sample, the pore tortuosity τ_{WP} and τ_{WT} along the warp and weft determined in the previous section, and the tow distribution ratio in the direction perpendicular to the flow:

$$\begin{cases} l_{WP} = L_f \cdot \tau_{WP} \cdot r_{\mathrm{WT}} \\ l_{WT} = L_f \cdot \tau_{WT} \cdot r_{\mathrm{WP}} \end{cases} \tag{5.4}$$

It is now possible to determine the equivalent permeability tensor *K** for each fabric by integrating Darcy's law when the velocity of the injected fluid is constant (Darcy, 1856):

$$K_x^* = \frac{Q \cdot \mu \cdot L_f}{H_f \cdot W_f \cdot \Delta P_x} \tag{5.5}$$

where H_f and W_f denote respectively the thickness and width of the fabric sample. This equation connects directly the permeability of the flow through to macroscopic pores with the pore size and distribution.

Note that a microscopic impregnation of the tows also occurs during resin injection or in permeability measurement tests. Thus it is necessary to correct the above permeability estimation in dual-scale engineering textiles by a term reflecting the microscopic flow in fiber tows. This kind of correction was already proposed in (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013) to integrate the saturation of the fabrics in order to obtain the dual-scale effective permeability tensor *K* along the warp and weft as follows:

$$\begin{cases} K_{\mathrm{WP}} = K_{WP}^{*} \cdot S^{p_{WT}} \\ K_{\mathrm{WT}} = K_{WT}^{*} \cdot S^{p_{WP}} \end{cases} \tag{5.6}$$

Once the effective permeability values K_{WP} *and* K_{WT} along the warp and weft are known, the angle θ between the major axis of the flow ellipse and the warp direction must be determined in order to obtain the in-plane permeability ellipse. A simple relationship between the fabric architecture and the angle of the permeability ellipse can be inferred because of the absence of in-plane tow slippage (i.e., no nesting). In the case of 3D interlock fabrics, the pores remain open, and as detailed in (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013), the angle θ can be derived from the parameters of the fabric architecture as follows:

$$\theta = \beta_{pat} \cdot \frac{r_{WP}}{r_{WT}} \tag{5.7}$$

where β_{pat} corresponds to the angle between the warp and the interweaving directions for a particular fabric architecture when the reinforcement is balanced as shown in Figure 5-1a. Since the values of K_{WP}, K_{WT} and θ are known, the principal in-plane permeability values K_1 and K_2 can be calculated by the following formulas (Demaria et al., 2007):

$$\begin{cases} K_1 = \dfrac{2 \cdot K_{\mathrm{WP}} \cdot K_{\mathrm{WT}}}{K_{\mathrm{WP}} + K_{\mathrm{WT}} - (K_{\mathrm{WP}} - K_{\mathrm{WT}}) \cdot cos(2\theta)} \\ K_2 = \dfrac{2 \cdot K_{\mathrm{WP}} \cdot K_{\mathrm{WT}}}{K_{\mathrm{WP}} + K_{\mathrm{WT}} + (K_{\mathrm{WP}} - K_{\mathrm{WT}}) \cdot cos(2\theta)} \end{cases} \tag{5.8}$$

5.5.2 Through-thickness permeability

As in the in-plane case, the pressure drop due to the macroscopic through-thickness pores of the reinforcements can also be calculated. Additional parameters are required. Firstly, the pore length l_z is determined from the thickness H_f of the fibrous reinforcement, which represents the injected length, and the total pore tortuosity τ_z:

$$l_z = H_f \cdot \tau_z \tag{5.9}$$

Then, as the number of open through-thickness pores cannot be determined from microscopic observations, the theoretical number of pores n_z is calculated as follows (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013):

$$n_z = \mathrm{A}_f \cdot {n_{max}}^2 \cdot r_{WP} \cdot r_{WT} \tag{5.10}$$

where A_f, n_{max}, r_{WP} and r_{WT} denote respectively the area of the sample, the maximal tow count per centimeter and the tow distribution ratios in the warp and weft directions. Using the above parameters in equation (5.5) in the through-thickness case, the through-thickness permeability K_z^* through the macroscopic pores is given by:

$$K_z^* = \frac{Q \cdot \mu \cdot H_f}{A_f \cdot \Delta P_z} \tag{5.11}$$

Using the same kind of correction based on saturation in dual-scale flows as for the in-plane permeability, the principal through-thickness permeability K_3 can be directly related to the saturation of the fabric by the following equation (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013):

$$K_3 = K_z^* \cdot S \tag{5.12}$$

5.5.3 Model sensitivity

The sensitivity of the model is investigated by varying the different input parameters. On one hand, parameters such as the numbers of pores, the flow cross-sectional areas and the injected lengths result in a simple linear variation of the permeability. These parameters are in direct relation with the architecture of the woven fabric, and hence can be easily obtained. On the other hand, the pore size depends not only on the fabric structure, but also on its deformation during compaction. The observed variability of the average semi-heights and semi-widths is more important than the influence of the other parameters. Therefore it is relevant to investigate how this variability affects the calculated permeability. Figure 5-16 shows the evolution of permeability as a function of pore size. Each line corresponds to one pore semi-height. Other parameters were fixed to values representatives of the reinforcements considered in this

investigation. This figure shows how a small variation of pore dimensions affects permeability. In order to highlight this effect, a particular example will be studied in the sequel in Figure 5-17.

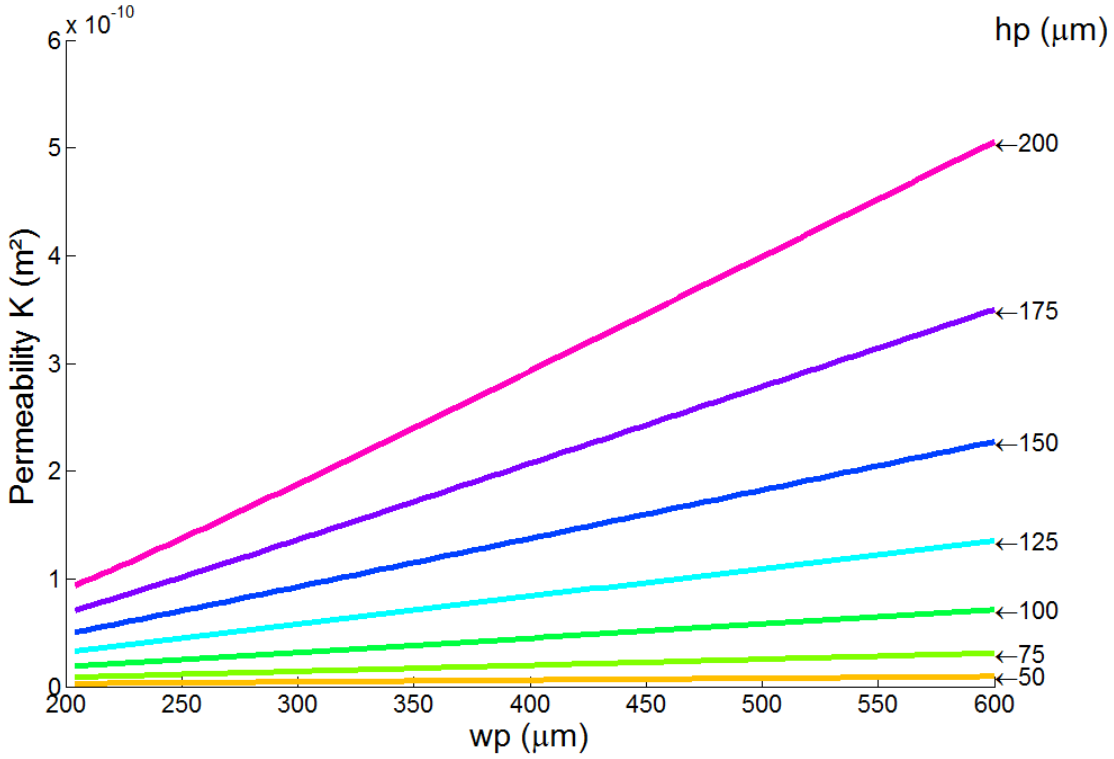


Figure 5-16: Evolution of permeability as a function of pore size.

Figure 5-17 sums up the effect of the pore size scatter on the permeability of Fabric 4 in the weft direction. The permeability calculated from the microscopic observations of pore size is represented by a square in the center. The window corresponds to the scatter obtained for variations of pore size up to 10%. This example shows that permeability becomes almost twice larger than the calculated value when the semi-height and semi-width are 10% greater.

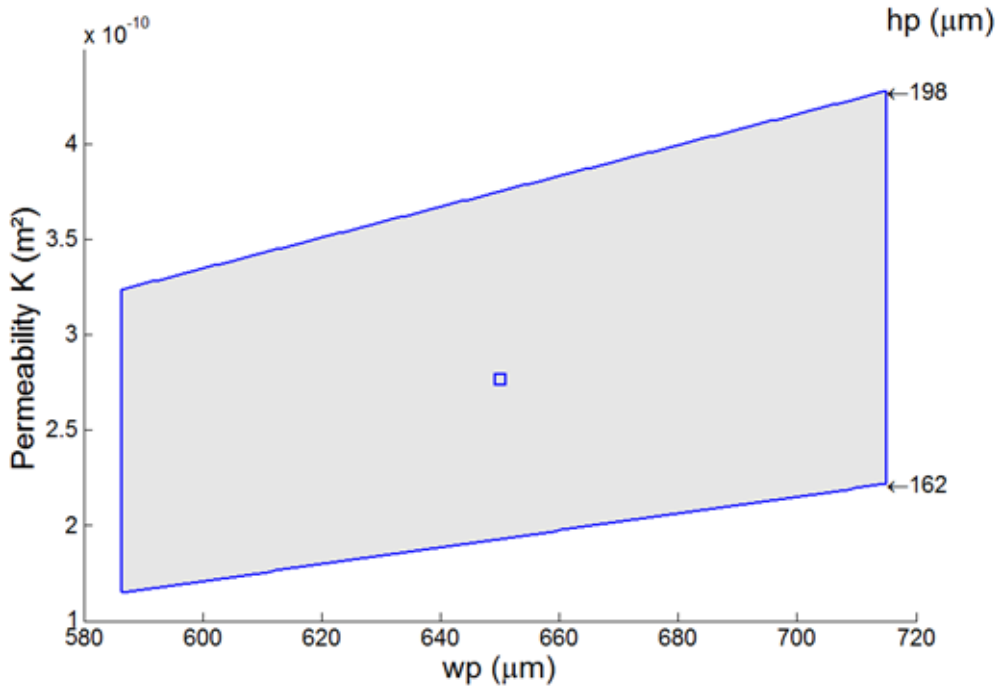


Figure 5-17: Variation of the permeability of Fabric 4 in the weft direction: the calculated value stands in the middle. This window represents the scatter of permeability for variations of pore size up to 10%.

5.5.4 In-plane permeability

Figures 5-18a to 5-18e show the measured in-plane permeability (plain line), the permeability predicted in the previous study (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013) (dotted line) and the calculated permeability ellipses from microscopic observations (dashed lines) at $V_f = 58\%$ for Fabrics 1 to 5 respectively. On each measured ellipses are displayed the three square points corresponding to the effective permeability values with their standard deviation. Regarding these deviations, it appears that a fairly good correlation is observed between the measured permeability and the permeability calculated by the model from the experimental pore dimensions. Hence the model gives better results when the pore dimensions are measured than when they are predicted. This means that the previously developed permeability model (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013) is more efficient with precise data on pore dimensions and distribution. These results further validate the in-plane permeability model of 3D interlock fabrics.

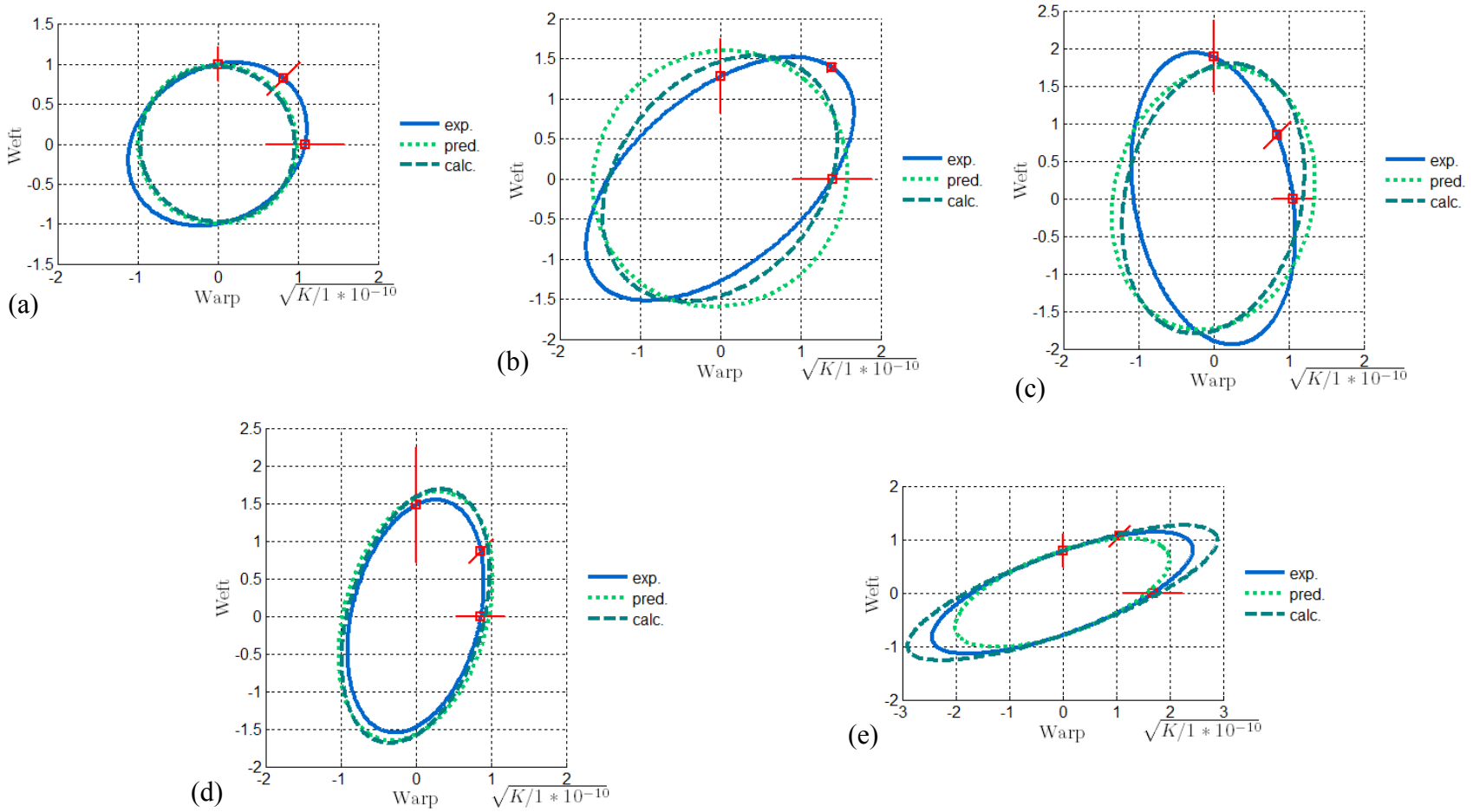


Figure 5-18: Experimental (plain line), predicted (dotted line) and calculated from microscopic data (dashed line) in-plane permeability ellipses for Fabrics 1 to 5 from (a) to (e) respectively. Square points correspond to experimental measurements with their standard deviation.

5.5.5 Through-thickness permeability

The measured through-thickness permeability is compared in Figure 5-19 to the values predicted in the previous study and to the permeability data calculated from more precise microscopic through-thickness observations at $V_f = 58\%$. As observed in the in-plane case, the values calculated by the model from the microscopic data on pore dimensions are very close to the experimental ones for each fabric considered. Here again, the model gives better results when the pore dimensions are measured rather than when they are predicted. This confirms the validity of the through-thickness permeability model of 3D interlock fabrics.

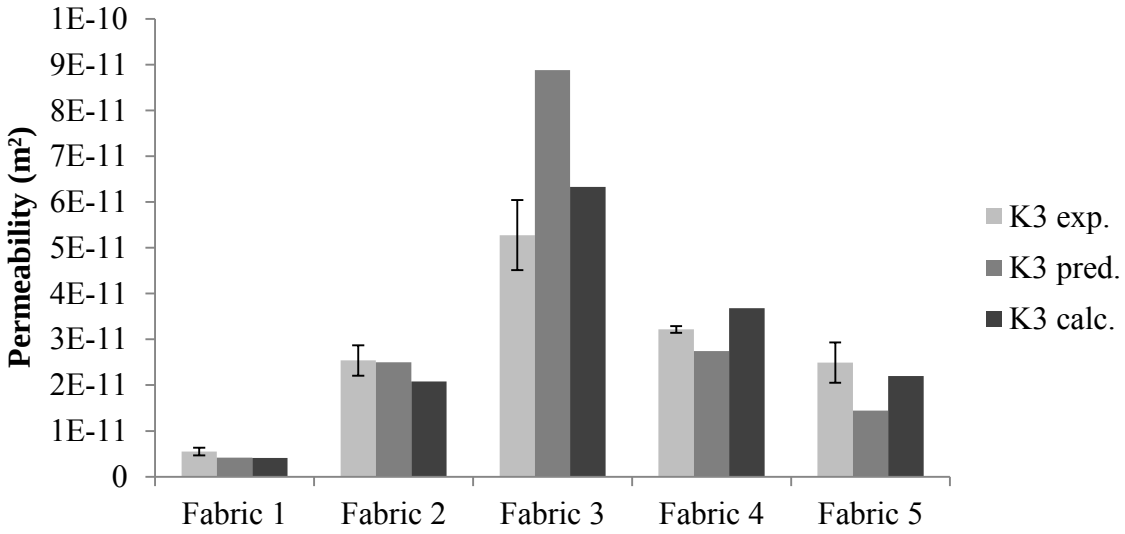


Figure 5-19: Comparison of the experimental through-thickness permeability with the values predicted by the model and calculated by the model from the microscopic data.

5.6 Conclusion

The macroscopic pore size and distribution of five different 3D interlock fabrics were measured after fabricating a series of composite specimens at a fiber volume fraction of 58%. The parameters investigated such as the height, width and the number of the pores depend on the weaving parameters and on the compaction of the fabric at the given fiber volume fraction. Other measurements such that of pore tortuosity have permitted to apply a previously developed

permeability model (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013) to predict the in-plane and through-thickness permeability of the five 3D interlock fibrous reinforcements considered. This model was created to determine the complete tensor of permeability including the in-plane principal anisotropic permeability terms K_1 and K_2 and the through-thickness permeability K_3. A good correlation was observed for each fabric considered when comparing the experimental permeability with the permeability calculated by the model from the microscopic observations of the pore dimensions and distribution. The permeability obtained by using the measured pore data with the model are closer to the experimental values than the model predictions based on an estimation of the pore dimensions at the same fiber volume fraction. As mentioned in (Vernet & Trochu, submitted: 10/11/2013), this means that the minor divergences between the experimental results and the model are mainly due to an incorrect prediction of the pore dimensions and distribution. Hence this further validates the previously proposed permeability model of 3D interlock fibrous reinforcements.

5.7 Acknowledgements

The authors thank Safran and the Canada Research Chair program for funding this investigation and providing the fibrous reinforcements used in the experiments. The contributions of the National Science and Engineering Research Council (NSERC) of Canada, of the Fonds Québécois pour la Recherche sur la Nature et les Technologies (FQRNT), of the Canada Foundation for Innovation (CFI) and of the Ministère de l'Éducation du Québec to the infrastructure and expenses of the composite laboratory are also gratefully acknowledged. Authors are especially thankful to Sébastien Oger and Thomas Balfourier for their technical support during this investigation.

5.8 References

Bale H, Blacklock M, Begley MR, et al. (2012) Characterizing three-dimensional textile ceramic composites using synchrotron x-ray micro-computed-tomography. Journal of the American Ceramic Society 95: 392-402.

Darcy H. (1856) The public fountains of the city of Dijon, Paris: Dalmont.

Demaria C, Ruiz E and Trochu F. (2007) In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. Polymer Composites 28: 797-811.

Desplentere F, Lomov SV, Woerdeman DL, et al. (2005) Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture. Composites Science and Technology 65: 1920-1930.

Endruweit A and Long AC. (2010) Analysis of compressibility and permeability of selected 3D woven reinforcements. Journal of Composite Materials 44: 2833-2862.

Hoes K, Dinescu D, Sol H, et al. (2004) Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 35: 1407-1418.

Karahan M, Lomov SV, Bogdanovich AE, et al. (2010) Internal geometry evaluation of non-crimp 3D orthogonal woven carbon fabric composite. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 41: 1301-1311.

Keyence. http://www.keyence.com/products/microscope/digital-microscope/vhx-1000/index.jsp.

Labat L, Breard J, Pillut-Lesavre S, et al. (2001) Void fraction prevision in LCM parts. The European Physical Journal Applied Physics 16: 157-164.

Liu HL and Hwang WR. (2012) Permeability prediction of fibrous porous media with complex 3D architectures. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 43: 2030-2038.

Lundstrom S and Gebart R. (1994) Influence from process parameters on void formation in resin transfer molding. Polymer Composites 15: 25-33.

Lundstrom TS. (1993) Void formation in RTM. Journal of Reinforced Plastics and Composites 12: 1339-1349.

Mahadik Y, Brown KAR and Hallett SR. (2010) Characterisation of 3D woven composite internal architecture and effect of compaction. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 41: 872-880.

Parnas RS, Flynn KM and Dal-Favero ME. (1997) A permeability database for composites manufacturing. Polymer Composites 18: 623-633.

Qin L, Zhang Z, Li X, et al. (2012) Full-field analysis of shear test on 3D orthogonal woven C/C composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 43: 310-316.

Stig F and Hallström S. (2012) A modelling framework for composites containing 3D reinforcement. Composite Structures 94: 2895-2901.

Vanaerschot A, Cox BN, Lomov SV, et al. (2013) Stochastic framework for quantifying the geometrical variability of laminated textile composites using micro-computed tomography. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 44: 122-131.

Vernet N and Trochu F. (submitted: 10/10/2013) Analysis and modeling of 3D interlock fabric compaction behavior. Polymer Composites.

Vernet N and Trochu F. (submitted: 10/11/2013) In-plane and through-thickness permeability modeling of 3D interlock fabrics. Journal of Composites Materials.

Zeng XS, Endruweit A, Long AC, et al. (2010) CFD flow simulation for impregnation of 3D woven reinforcements. 10th International Conference on Textile Composites: Recent Advances in Textile Composites, TEXCOMP 10, October 26, 2010 - October 28, 2010. Lille, France: DEStech Publications Inc., 455-462.

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE

Ce dernier chapitre vise à effectuer une synthèse générale de la thèse. Un ultime retour sur les buts à atteindre, les méthodologies employées et les limitations de ce travail sont exposés.

L'objectif principal de cette thèse était d'améliorer notre compréhension et de modéliser deux étapes importantes de la mise en œuvre des renforts fibreux pendant la fabrication d'un composite par injection. Pour mener à bien cette recherche, une démarche expérimentale a été privilégiée. En effet, la complexité des phénomènes physiques qui interviennent lors de la mise en œuvre des renforts rend difficile l'établissement de modèles numériques. De plus, la simulation à partir de modèles existants requiert un grand nombre de paramètres dont certains ne peuvent être déterminés facilement. Il est donc souvent nécessaire d'avoir recours à l'expérience pour les obtenir. Par ailleurs, l'analyse des résultats expérimentaux est souvent plus simple à réaliser.

Dans la majeure partie de ce travail, on s'est intéressé plus particulièrement aux renforts tissés 3D interlock. Les recherches effectuées reposent principalement sur l'observation de la géométrie déformée des renforts. À cette fin, il a fallu élaborer une procédure originale permettant d'immobiliser les renforts après compaction afin d'analyser leur déformation. Un moule RTM a donc été conçu afin de réaliser des pièces composites aux taux de fibres désirés en ajustant la hauteur de cavité grâce à un système de cales. Les fabrications ont été effectuées à température ambiante pour limiter les contraintes de mise en œuvre. Une fois que toutes les pièces ont été fabriquées, deux méthodes possibles ont été considérées pour analyser l'architecture des spécimens. Tout d'abord, on aurait pu utiliser un micro-tomographe à rayons X, qui permet d'obtenir un modèle numérique de la pièce à partir des différences d'absorption des rayons X. On aurait ainsi obtenu une reconstruction volumique fidèle de la pièce sans avoir à la découper. Cependant, le peu de disponibilité de l'appareil ainsi que la nécessité d'établir des procédures complexes de traitement d'image adaptées ont sérieusement limité cette option. La deuxième possibilité consistait à découper la pièce en fines lamelles afin de les analyser à l'aide d'un

microscope digital. Cette approche a été retenue en raison de sa facilité de mise en œuvre et de la disponibilité du microscope. Le principal désavantage de la méthode reste cependant le temps de préparation des échantillons à analyser. En effet, un soin particulier est requis au cours de la découpe et du polissage des échantillons afin d'obtenir des résultats exploitables. Malgré cela, ce travail a été réalisé sur cinq renforts différents dans les trois directions de l'espace afin de pouvoir comprendre et modéliser leur compressibilité et leur perméabilité.

La suite de la discussion se déroule suivant les deux étapes de mise en œuvre étudiées dans la thèse : (1) l'étude de la compaction de divers renforts fibreux ; (2) la mesure et la modélisation de la perméabilité des renforts 3D interlock.

6.1 Compaction des renforts

Tout d'abord, le comportement en compaction de différents renforts a été étudié en fonction des paramètres qui gouvernent leur mise en forme. On a ainsi pu observer des différences importantes entre les résultats de compaction obtenus pour les différents types de renforts considérés (mats, renforts 2D et tissés 3D). Cependant, cette étude demeure incomplète puisqu'il existe une grande variété de renforts et de nombreux paramètres de mise en forme. Une revue plus complète du comportement en compaction de renforts 2D a été effectuée par (Robitaille & Gauvin, 1998a, 1998b, 1999). En ce qui concerne les renforts 3D, moins de travaux ont été réalisés, c'est pourquoi l'étude menée sur la compression des renforts tissés 3D interlock est novatrice. Les essais de compaction réalisés dans l'article 1 ont permis de mieux comprendre comment certains paramètres de mise en forme peuvent affecter la réponse de ce type de renfort. Cependant, ces essais pourrait être complétés afin d'améliorer notre compréhension des phénomènes régissant leur compaction.

En particulier, il serait intéressant d'étudier en profondeur l'influence de la lubrification sur la compaction. Dans ce sens, une partie des essais de compression sur ces tissus a été réalisée à sec et saturés à 90% de lubrifiant (chapitre 2). Il serait intéressant de vérifier s'il est possible de relier les forces maximales requises pour atteindre un même taux de fibres lorsque les renforts sont secs

et lubrifiés comme dans le chapitre 3 (article 2) où un modèle reliant la force de compaction maximale et la force atteinte à la fin de la relaxation a été formulé. Ainsi, en se basant sur l'équation (3.6) reliant la force atteinte à la fin de la relaxation F_{tr} aux différentes contributions à la force maximale (écrasement F_{flat} et flexion F_{bend} des mèches), il est possible de définir la force de compaction maximale F_l pour un renfort lubrifié par la formule :

$$F_l = (1 - C_5) \cdot F_{flat} + (1 - C_6) \cdot F_{bend} \tag{6.1}$$

où les coefficients C_5 et C_6 représentent le pourcentage de gain obtenu grâce à la lubrification sur la force nécessaire pour écraser et fléchir les mèches respectivement. Comme dans le cas de la relaxation, ces deux constantes sont des caractéristiques de ce type de renfort. Elles sont déterminées en calculant le plus petit écart possible au sens des moindres carrés entre les données expérimentales et celles obtenues par l'équation (6.1). Cependant, afin de déterminer C_5 et C_6 avec plus de précisions et améliorer la comparaison entre les forces calculées et celles obtenues par l'expérience, des essais de compaction complémentaires ont été réalisés sur d'autres renforts 3D disponibles.

Après calcul, il est apparu que la lubrification contribue à réduire d'environ 18% la résistance des mèches à l'écrasement tandis qu'une diminution autour de 62% de la force de flexion des mèches est obtenue. Les forces calculées correspondant à ces valeurs de C_5 et C_6 et celles mesurées expérimentalement sont comparées à la Figure 6-1. On remarque sur cette figure qu'il y a une excellente corrélation entre les deux cas de figure pour les quatre premiers tissus, tandis qu'il existe un écart significatif dans le cas du dernier renfort. Cela provient probablement du fait que le modèle ne prend pas en compte le troisième phénomène observé lors des analyses microscopiques effectuées sur ce renfort. En effet, la réorganisation des mèches n'est pas considérée dans ce modèle car elle était jugée négligeable ici. Ce dernier résultat montre que ce n'est cependant pas le cas lorsque le patron de tissage autorise cette réorganisation comme c'est le cas pour le tissu 5 dans lequel le nombre de mèches par colonne est variable.

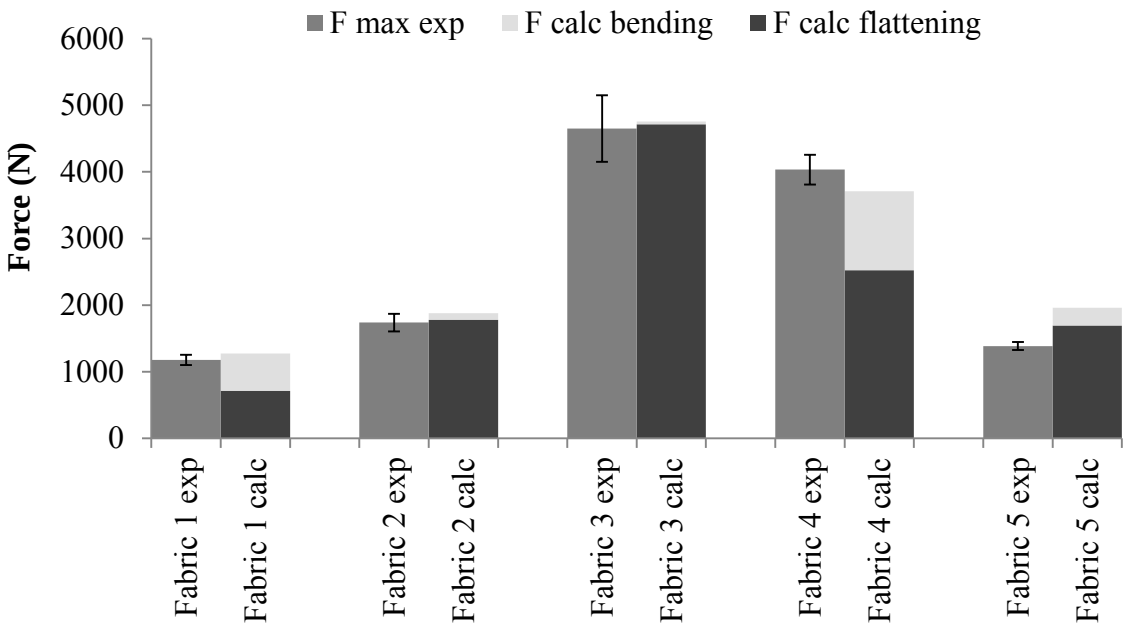


Figure 6-1: Comparaison entre les forces de compaction expérimentales et calculées nécessaires pour atteindre $V_f = 58\%$.

Tous les essais présentés jusqu'à maintenant sont des cas de compactions statiques simples, c'est à dire que les renforts sont soumis à une seule compression. On n'a pas étudié la réponse en compaction des renforts soumis à plusieurs cycles de chargement/déchargement ou à des vibrations. Plusieurs chercheurs ont étudié ce type de sollicitation car elle peut permettre de diminuer la force de compaction requise pour fermer un moule, réduisant ainsi les contraintes à prendre en compte lors de sa conception (Gutierrez et al., 2013; Kruckenberg et al., 2008; Robitaille & Gauvin, 1998b; Somashekar et al., 2006). Si l'on utilise le modèle de compaction développé dans cette thèse, on devrait être capable de prédire l'évolution de la proportion de la force d'écrasement et de flexion des mèches en fonction du cycle de compaction ou de la fréquence et de la durée des vibrations. Cependant, il est possible que des contributions négligeables ou considérées comme telles lors de la compaction statique simple apparaissent (comme la réorganisation des mèches dans le plan par exemple). Il faudrait alors adapter le modèle afin de prendre en compte tous ces phénomènes.

Après l'analyse des essais de compaction, une modélisation analytique a été proposée. Cependant, il aurait aussi été possible de concevoir un modèle numérique. Tel qu'expliqué dans la revue bibliographique, il existe plusieurs limitations à ce type de modèle. Le fait de considérer une mèche comme un milieu homogène d'une forme donnée (elliptique dans la plupart des travaux) apporte une limitation supplémentaire. En effet, ce type d'hypothèse oblige à déterminer les propriétés mécaniques de la mèche dans toutes les directions de l'espace. Or, comme il s'agit en réalité d'un regroupement de fibres, certaines déformations nécessiteraient de définir des valeurs de modules n'ayant aucun sens physique, rendant ainsi la modélisation difficilement utilisable.

L'utilisation d'un de ces logiciels, nommé WiseTex, a été étudiée lors de cette recherche. Ce logiciel permet de modéliser le tissage des renforts de manière assez précise. De plus, un de ses modules permet de simuler la compaction des préformes à n'importe quel taux de fibres. Toutefois, le principal mode de déformation appliqué est géométrique car seuls quelques modèles mécaniques de comportement des mèches sont intégrés dans le logiciel. Lorsque le renfort est comprimé, la variation de section des mèches, et donc leur taux de fibres, n'est pas réaliste. On obtient en effet des mèches très peu aplaties avec des taux de fibres très élevés, proche de 90% (limite géométrique théorique). Or, d'après les mesures effectuées sur des pièces réelles, les mèches peuvent être très écrasées avec un taux de fibres ne dépassant jamais 72%. Les déformations obtenues par WiseTex sont significativement différentes de celles observées expérimentalement. Malgré cela, le modèle analytique de compaction développé dans l'article 2 (chapitre 3) a été appliqué à partir des données issues de la géométrie numérique déformée donnée par WiseTex. Les résultats sont extrêmement différents de ceux obtenus par l'expérience et par le calcul analytique. Il serait donc important d'améliorer la modélisation de la déformation des renforts dans ce type de logiciel avant de l'utiliser dans ce type de chaîne prédictive.

6.2 Perméabilité des renforts

La suite de cette thèse a été consacrée à l'étude de la perméabilité des tissus 3D interlock. La validation du modèle prédictif décrit au chapitre quatre (article 3) a été effectué en comparant les

résultats obtenus avec des essais de perméabilité. Cependant, il est important de noter que l'étude expérimentale de la perméabilité des renforts fibreux fait l'objet d'un grand nombre de recherches depuis une quinzaine d'année. En particulier, dans un travail de comparaison de mesures de perméabilité (Arbter et al., 2011), il est apparu qu'il existe une grande variabilité de la perméabilité planaire des renforts suivant la méthode et le montage expérimental utilisés. En effet, les différences observées dans cette étude sont de plus d'un ordre de grandeur pour un taux de fibres donné. Cette importante variabilité fut imputée à l'époque aux incertitudes liées à l'expérimentateur telles que la découpe des renforts, leur mise en place dans le moule et la réalisation pratique de l'injection. Cependant, dans un tout récent travail de (Vernet et al., submitted: 19/07/2013) soumis à la revue *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* et disponible à l'Annexe 2, on a mis en évidence qu'il est possible de réduire cette variabilité en suivant une procédure déterminée (Alms, Correia, Advani, & Ruiz, 2010). En effet, l'emploi de cette procédure permet d'obtenir un écart entre les différentes institutions (i.e., différents montages) équivalent à l'écart observé pour chacune d'entre elles. La concordance entre les valeurs de perméabilité mesurées par différents laboratoires permet d'affirmer que la procédure expérimentale suivie est répétable et que le facteur humain n'est plus la principale source de l'erreur. L'utilisation de cette procédure dans le cadre de cette thèse assure ainsi que les valeurs de perméabilité mesurées peuvent être obtenues en ayant recours à des ressources différentes de celles utilisées lors de la réalisation des essais.

La prédiction de la perméabilité des renforts 3D interlock peut s'effectuer à l'aide d'approches analytiques et numériques. Du point de vue analytique, un modèle a été présenté dans le chapitre 4 (article 3), puis une validation supplémentaire à partir de la mesure des dimensions des pores a été effectuée au chapitre 5 (article 4). Sur le plan numérique, un travail a aussi été effectué. Comme pour l'étude de la compaction des renforts, il a été possible d'obtenir une modélisation numérique de l'architecture des tissus 3D à l'aide du logiciel WiseTex. Grâce aux nombreux utilitaires développés par Safran, les données géométriques de WiseTex ont été transformées en maillage exploitable. Ainsi, la représentation numérique des renforts a été «voxelisée», c'est-à-dire découpée en cubes, afin d'obtenir une grille dans laquelle chaque élément appartient à une phase (i.e., les fibres et les pores) tel qu'illustré à la Figure 6-2. Ce type de modèle a déjà été utilisé avec succès afin de calculer les propriétés mécaniques des composites. Cependant,

plusieurs limitations sont apparues concernant son utilisation pour prédire la perméabilité. Tout d'abord, la modélisation de la géométrie déformée est significativement différente de ce que l'on a pu observer expérimentalement. Cela crée des écarts importants sur la taille des macropores, et donc de l'écoulement à l'intérieur de ceux-ci. De plus, il est apparu lors de la «voxelisation» que l'appartenance à l'une des deux phases des éléments situés à la frontière des fibres du renfort est un paramètre critique. En effet, non seulement cette définition affecte directement le taux de fibres global du modèle, mais elle est également responsable de la présence d'éléments ou de groupes d'éléments de l'une des phases isolés dans l'autre phase. Cela provoque des divergences importantes sur le calcul numérique de l'écoulement d'un fluide à l'intérieur du renfort. Ainsi, les quelques résultats obtenus, bien qu'encourageants, n'ont pas répondu aux critères garantissant le bon déroulement des simulations numériques. C'est pourquoi cet aspect des travaux sur la perméabilité n'a pas été approfondi.

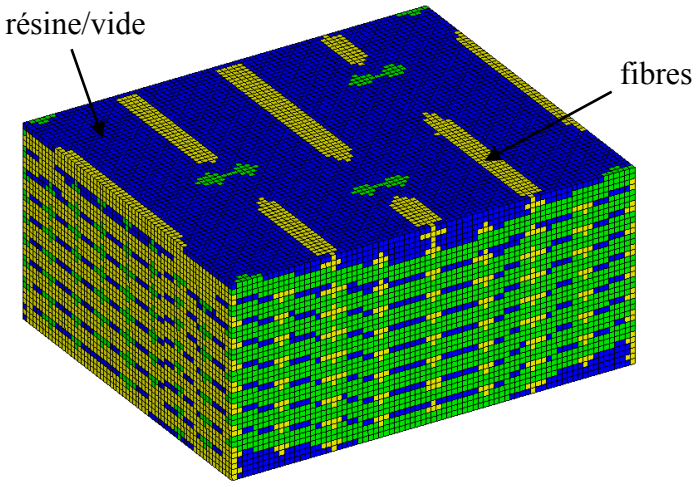


Figure 6-2: Représentation d'une cellule unitaire d'un renfort tissé 3D modélisé avec le logiciel WiseTex après «voxelisation».

Le modèle analytique de prédiction de la perméabilité développé dans la thèse repose sur la taille et la distribution des macropores à l'intérieur des renforts tissés 3D interlock. La première partie de ce modèle ainsi que l'analyse microscopique associée a permis de déterminer la taille et la distribution des macropores. Cependant, il serait intéressant de compléter ce travail en analysant également la taille et distribution des micropores intra-mèches. Pour cela, un appareil appelé

«poromètre par écoulement capillaire» pourrait être utilisé. Le principe de fonctionnement de cet appareil est très simple : (1) le milieu poreux (renfort) est saturé d'un liquide totalement mouillant, (2) ce liquide est expulsé des pores par de l'air sous pression, (3) lorsque tous les pores sont vidés, leur taille est déterminée à partir de la courbe de la pression appliquée sur l'échantillon en fonction du débit de fluide le traversant. Il est important de noter que seuls les pores interconnectés et présents à travers l'échantillon sont mesurables. De manière générale, la pression à laquelle un pore se vide est inversement proportionnelle à sa taille. La taille moyenne des pores peut être évaluée par l'équation de Washburn qui relie le rayon des pores r_p à la tension de surface du liquide σ_{lv}, à l'angle de contact θ entre le liquide et le milieu poreux et à la pression d'air d'éjection du fluide p :

$$r_p = \frac{2 \cdot \sigma_{lv} \cdot \cos\theta}{p} \tag{6.2}$$

La gamme de tailles de pores que l'appareil peut mesurer dépend des capteurs à l'intérieur de l'appareil ainsi que des propriétés physico-chimiques du liquide totalement mouillant utilisé. En ce qui concerne le poromètre disponible au laboratoire, il est possible de détecter tous les pores de diamètre compris entre 0.04 µm et 500 µm. Cette gamme de détection est suffisante pour obtenir les micropores à l'intérieur de nos renforts 3D. Cependant, les outils et montages disponibles à l'achat de cet appareil limitent son utilisation pour les composites. En effet, la taille maximale des échantillons dans les conditions actuelles est de 25*25 mm² avec une épaisseur maximale de 5 mm. Or, la taille des cellules unitaires des tissus 3D disponibles est souvent supérieure à cette valeur tandis que leur plus petite épaisseur est 6 mm. Il est donc difficile d'utiliser le poromètre sur ces renforts dans les conditions actuelles. Il faudrait donc concevoir et valider les outils nécessaires pour réaliser ce type d'essais.

RECOMMANDATIONS ET CONCLUSION

6.3 Recommandations

La discussion générale a permis de mettre en évidence quelques limitations ainsi que certaines possibilités d'études complémentaires à cette thèse. À partir de cette discussion, plusieurs recommandations peuvent être émises concernant l'étude de la compaction et de la perméabilité des renforts fibreux.

6.3.1 Compaction des renforts

Tel que mentionné dans les discussions, l'étude expérimentale du comportement en compaction des renforts fibreux mériterait d'être complétée. En effet, il est apparu lors de ce travail qu'il est possible d'isoler l'influence de certains paramètres expérimentaux sur ce comportement selon le renfort utilisé. Il serait certainement intéressant d'effectuer cette analyse sur un plus grand nombre de renforts afin de définir des groupes selon le comportement observé en compaction. De plus, il serait aussi souhaitable de pousser plus loin l'analyse des résultats afin de déterminer s'il est possible d'éliminer de façon simple l'influence de certains paramètres expérimentaux sur la réponse en compaction des renforts. Une fois ces travaux complétés, il serait possible d'utiliser des modèles plus adaptés avec la méthode du krigeage afin d'améliorer la prédiction.

Concernant la suite des travaux sur les renforts 3D interlock, plusieurs voies de recherche sont possibles. Tout d'abord, il serait intéressant d'étudier le comportement en compaction et la déformation de renforts possédant une architecture différente de ceux déjà étudiés. Cela permettrait, dans un premier temps, d'améliorer notre compréhension des phénomènes régissant la compaction, puis de vérifier la validité du modèle dans des cas précis. Si le modèle ne donne pas les résultats attendus, il serait alors possible de le raffiner grâce aux nouvelles données expérimentales. Ensuite, l'étude pourrait être approfondie en prenant en compte l'influence du taux de fibres sur la réponse en compression. Il serait alors nécessaire d'effectuer de nouveaux essais afin de relier la déformation microscopique à la compaction macroscopique. Cela

permettrait d'analyser l'évolution de chacune des contributions à la force de compression et de relaxation en fonction du taux de fibres.

La compaction de ces renforts 3D pourrait être aussi modélisée numériquement. Dans la discussion générale, les limitations de certains logiciels comme WiseTex ont été décrites. La principale voie explorée actuellement afin de remédier à ces difficultés consiste à modéliser les mèches par un regroupement de macro-fibres (Durville, 2010; Moustaghfir et al., 2013). Dans ce type d'approche, chaque macro-fibre représente un ensemble de fibres. Cette simplification est nécessaire afin de réduire le temps de calcul. Il est en effet facile d'imaginer la difficulté de modéliser une cellule unitaire d'un renfort composé de dizaine de milliers de fibres. À l'heure actuelle, les comparaisons entre l'expérience et ce genre de modèle sont principalement visuelles, car les résultats numériques dépendent d'un paramètre de friction entre les fibres difficile à déterminer expérimentalement.

6.3.2 Perméabilité des renforts

Certaines améliorations sont possibles concernant la perméabilité des renforts 3D interlock. Tout d'abord, il serait intéressant d'observer l'évolution de la perméabilité en fonction de la déformation de renforts d'architecture différente de ceux étudiés. Il serait ainsi possible d'obtenir des résultats confirmant les hypothèses faites pour élaborer le modèle. S'il apparaît que le modèle ne donne pas les résultats attendus, il serait alors possible de le raffiner grâce aux nouvelles données expérimentales. L'étude pourrait aussi être approfondie en prenant en compte de manière plus exhaustive l'influence du taux de fibres sur la perméabilité. Il serait alors nécessaire d'effectuer de nouveaux essais afin de vérifier si la déformation des renforts est toujours modélisable par les paramètres définis dans le chapitre 4.

La modélisation numérique pourrait également servir à obtenir la perméabilité de ce type de renfort. Dans la discussion générale, les limitations des modèles de compaction des renforts ont été abordées. Il semble important d'améliorer la modélisation géométrique avant et après compaction avant de calculer la perméabilité. À cette fin, deux solutions sont envisageables :

effectuer la prédiction au moyen d'une simulation numérique obtenue à partir de relevés expérimentaux ou améliorer la description du renfort non déformé et la prédiction de son comportement en compaction. La première proposition est la plus simple à mettre en œuvre puisqu'il suffirait d'utiliser les données disponibles pour construire la géométrie des renforts compactés. Cependant, cela ne pourrait être utilisé que pour valider l'approche décrite dans le chapitre 4 car ces données sont plus difficiles à obtenir que d'effectuer une mesure de perméabilité directe. En ce qui concerne la deuxième proposition, l'amélioration de WiseTex reste limitée par l'approche de modélisation utilisée. Il est donc recommandé dans le futur de considérer les mèches comme composées d'une multitude de fibres plutôt que de les définir comme homogènes.

6.4 Conclusion

Les procédés d'injection sur renforts permettent de fabriquer des pièces composites à haute performance. L'étude de la mise en œuvre de renforts fibreux dans les procédés d'injection sur renforts doit permettre l'amélioration des outils destinés à faciliter leur utilisation. En effet, la prédiction des efforts subis par les renforts lors de leur compaction est essentielle afin de concevoir le moule dans lequel le composite sera fabriqué. De plus, l'obtention de leur perméabilité est nécessaire lorsqu'une simulation de remplissage est effectuée dans le but d'optimiser la stratégie d'injection. Ce sont principalement ces raisons qui sont à l'origine de ce projet de doctorat.

Dans un premier temps, divers renforts 2D et 3D ont été compressés entre deux plateaux parallèles dans le but de mieux comprendre l'influence de l'architecture du tissu et de certains paramètres de mise en forme sur leur réponse à cette sollicitation. De ces expériences, on a conclu que de multiples approches théoriques pouvaient être utilisées, mais que celles-ci devaient être adaptées à chaque type de renforts. L'interpolation multidimensionnelle par krigeage, s'adaptant aisément à tous les renforts et à tous les paramètres de mise en forme, a été utilisée afin d'obtenir de nouveaux résultats à partir des expériences effectuées. Cette méthode originale

ne peut cependant être employée que lorsque des données expérimentales sont disponibles. C'est pourquoi un modèle analytique reliant la force de compaction avec les paramètres de tissage a été développé. Ce modèle créé pour la famille de renforts 3D interlock établit que deux phénomènes sont prépondérants lors de la compression de ce type de tissu : l'écrasement et la flexion des mèches. L'excellente corrélation obtenue entre les résultats expérimentaux et les prédictions vient corroborer la pertinence de l'approche utilisée ici pour la modélisation.

Dans un deuxième temps, le travail effectué dans cette thèse s'est attaché à mieux comprendre et à modéliser la perméabilité des renforts 3D précédemment étudiés en compaction. Ainsi, la perméabilité a tout d'abord été déterminée expérimentalement pour chaque tissu. Ensuite, un modèle analytique original a été élaboré afin d'obtenir cette perméabilité en fonction des paramètres de tissage. La première partie de ce modèle sert à calculer la géométrie déformée de chaque renfort, tandis que la deuxième partie établit un lien entre cette géométrie et la perte de charge associée lorsqu'un liquide circule à l'intérieur. La prise en compte de l'écoulement entre les mèches et à l'intérieur de celles-ci grâce à l'ajout de la saturation a permis d'obtenir une bonne correspondance entre la prédiction et l'expérience. Cependant, dans le but de valider complètement le modèle, une analyse microscopique de la taille des espaces inter-mèches a été réalisée. Les données recueillies ont été utilisées pour recalculer la perméabilité des renforts à partir des équations du modèle. La bonne corrélation entre ce calcul, l'expérience et la prédiction a finalement permis de compléter la validation de ce modèle.

La compréhension des phénomènes physiques régissant la compaction des renforts 3D interlock et l'écoulement d'un liquide dans les pores de ce type de renfort représente la contribution majeure de cette thèse au domaine des composites. Les méthodologies expérimentales développées ainsi que les modèles analytiques élaborés sur cette famille de renforts pourraient être appliquées à d'autres renforts 3D interlock. Leur généralisation à d'autres architectures de renforts 3D tels que les tissés orthogonaux semble possible. Cependant, il semble important de compléter l'étude du comportement en compaction et de la perméabilité en considérant d'autres types de renforts 3D et d'autres variables de mise en forme dans le but de distinguer les phénomènes communs et de pouvoir ainsi raffiner ces modèles.

BIBLIOGRAPHIE

Adams, K. L., Miller, B., & Rebenfeld, L. (1986). Forced in-plane flow of an epoxy resin in fibrous networks. *Polymer Engineering and Science, 26*(Compendex), 1434-1441.

Alms, J. B., Correia, N., Advani, S. G., & Ruiz, E. (2010). *Experimental procedures to run longitudinal injections to measure unsaturated permeability of LCM reinforcements*. Communication présentée à FCPM Collaboration.

Alms, J. B., Correia, N., Advani, S. G., Ruiz, E., & Gonçalves, C. T. (2010). Experimental procedures to run longitudinal injections to measure unsaturated permeability of LCM reinforcements.

Ansar, M., Xinwei, W., & Chouwei, Z. (2011). Modeling strategies of 3D woven composites: A review. *Composite Structures, 93*(8), 1947-1963.

Arbter, R., Beraud, J. M., Binetruy, C., Bizet, L., Breard, J., Comas-Cardona, S., . . . Ziegmann, G. (2011). Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 42*(9), 1157-1168.

Archer, E., Buchanan, S., McIlhagger, A., & Quinn, J. (2010). The effect of 3D weaving and consolidation on carbon fiber tows, fabrics, and composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 29* 3162-3170.

Badel, P., Maire, E., Vidal-Salle, E., & Boisse, P. (2010). *Mesoscopic mechanical analyses of textile composites: Validation with X-Ray tomography.* Communication présentée à The 10th International Conference on Flow Processes in Composite Materials, Monte Verità, Switzerland.

Badel, P., Vidal-Salle, E., Maire, E., & Boisse, P. (2008). Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Science and Technology, 68*(Compendex), 2433-2440.

Bale, H., Blacklock, M., Begley, M. R., Marshall, D. B., Cox, B. N., & Ritchie, R. O. (2012). Characterizing three-dimensional textile ceramic composites using synchrotron x-ray

micro-computed-tomography. *Journal of the American Ceramic Society, 95*(1), 392-402. doi: 10.1111/j.1551-2916.2011.04802.x

Belov, E. B., Lomov, S. V., Verpoest, I., Peters, T., Roose, D., Parnas, R. S., . . . Sol, H. (2004). Modelling of permeability of textile reinforcements: Lattice Boltzmann method. *Composites Science and Technology, 64*(7-8), 1069-1080.

Berdichevsky, A. L., & Cai, Z. (1993). Preform permeability predictions by self-consistent method and finite elements simulation. *Polymer Composites, 14*(2), 132-143.

Bickerton, S., Advani, S. G., Mohan, R. V., & Shires, D. R. (2000). Experimental analysis and numerical modeling of flow channel effects in resin transfer molding. *Polymer Composites, 21*(1), 134-153.

Bickerton, S., & Buntain, M. J. (2007). Modeling forces generated within rigid liquid composite molding tools. Part B: Numerical analysis. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 38*(7), 1742-1754.

Bickerton, S., Buntain, M. J., & Somashekar, A. A. (2003). The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 34* 431-444.

Birkefeld, K., Roder, M., von Reden, T., Bulat, M., & Drechsler, K. (2011). Characterization of biaxial and triaxial braids: fiber architecture and mechanical properties. (Compendex), 1-15.

Breard, J., Henzel, Y., Trochu, F., & Gauvin, R. (2003). Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements. *Polymer Composites, 24*(3), 391-408.

Cai, Z., & Gutowski, T. (1992). 3-D deformation behavior of a lubricated fiber bundle. *Journal of Composite Materials, 26*(Compendex), 1207-1237.

Cao, J., Akkerman, R., Boisse, P., Chen, J., Cheng, H. S., de Graaf, E. F., . . . Zhu, B. (2008). Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: experimental methods and benchmark results. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39*(6), 1037-1053. doi: 10.1016/j.compositesa.2008.02.016

Carman, P. C. (1937). Fluid flow through granular beds. *Transactions of the Institution of Chemical Engineers, 15*(Suppl), 150-156.

Carnaby, G. A., & Pan, N. (1989). Theory of the compression hysteresis of fibrous assemblies. *Textile Research Journal, 59*(Compendex), 275-284.

Charmetant, A., Orliac, J. G., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2012). Hyperelastic model for large deformation analyses of 3D interlock composite preforms. *Composites Science and Technology, 72*(12), 1352-1360. doi: 10.1016/j.compscitech.2012.05.006

Chen, B., & Chou, T.-W. (1999). Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite molding processes: Single-layer deformation. *Composites Science and Technology, 59*(Compendex), 1519-1526.

Chen, B., & Chou, T.-W. (2000). Compaction of woven-fabric preforms: Nesting and multi-layer deformation. *Composites Science and Technology, 60* 2223-2231.

Chen, Z.-R., & Ye, L. (2006). A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part II: Multilayer. *Composites Science and Technology, 66*(18), 3263-3272.

Chen, Z.-R., Ye, L., & Kruckenberg, T. (2006). A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part I: Single layer. *Composites Science and Technology, 66*(16), 3254-3262.

Chen, Z.-R., Ye, L., & Lu, M. (2010). Permeability predictions for woven fabric preforms. *Journal of Composite Materials, 44*(13), 1569-1586.

Cheng, J. J. J., Kelly, P. A., & Bickerton, S. (2010). *A rate-independent thermomechanical constitutive model for fibrous reinforcements.* Communication présentée à The 10th International Conference on Flow in Composite Materials, Monte Verita, Switzerland.

Comas-Cardona, S., Bickerton, S., Deleglise, M., Walbran, W. A., Binetruy, C., & Krawczak, P. (2008). *Influence of textile architectures on the compaction and saturated permeability spatial variation.* Communication présentée à International Conference on Textile Composites, Newark, Delaware, USA.

Curiskis, J. I., & Carnaby, G. A. (1985). Continuum mechanics of the fiber bundle. *Textile Research Journal, 55* 334-344.

Darcy, H. (1856). *The public fountains of the city of Dijon* (P. Bobeck, Trad.). Paris: Dalmont.

de Jong, S., Snaith, J. W., & Michie, N. A. (1986). Mechanical model for the lateral compression of woven fabrics. *Textile Research Journal, 56* 759-767.

De Luycker, E., Morestin, F., Boisse, P., & Marsal, D. (2009). Simulation of 3D interlock composite preforming. *Composite Structures, 88*(4), 615-623. doi: http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2008.06.005

Demaria, C., Ruiz, E., & Trochu, F. (2007). In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. *Polymer Composites, 28*(6), 797-811. doi: http://dx.doi.org/10.1002/pc.20107

Desplentere, F., Lomov, S. V., Woerdeman, D. L., Verpoest, I., Wevers, M., & Bogdanovich, A. (2005). Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture. *Composites Science and Technology, 65*(13), 1920-1930. doi: DOI 10.1016/j.compscitech.2005.04.008

Diallo, L., Gauvin, R., & Trochu, F. (1997). *Key factors affecting the permeability measurement in continuous fiber reinforcements.* Communication présentée à International Conference on Composite Materials, Gold Cost (Australia).

Dominguez, J. C., Oliet, M., Alonso, M. V., Rojo, E., & Rodriguez, F. (2013). Structural, thermal and rheological behavior of a bio-based phenolic resin in relation to a commercial resol resin. *Industrial Crops and Products, 42*(1), 308-314. doi: 10.1016/j.indcrop.2012.06.004

Durville, D. (2010). Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers. *International Journal of Material Forming, 3*(SUPPL. 2), 1241-1251. doi: 10.1007/s12289-009-0674-7

Endruweit, A., & Long, A. C. (2010). Analysis of compressibility and permeability of selected 3D woven reinforcements. *Journal of Composite Materials, 44* 2833-2862.

Endruweit, A., McGregor, P., Long, A. C., & Johnson, M. S. (2006). Influence of the fabric architecture on the variations in experimentally determined in-plane permeability values. *Composites Science and Technology, 66*(Compendex), 1778-1792.

Ferland, P., Guittard, D., & Trochu, F. (1996). Concurrent methods for permeability measurement in resin transfer molding. *Polymer Composites, 17*(1), 149-158.

Foley, M. F., & Gutowski, T. (1991). *Effect of process variables on permeability in the Flexible Resin Transfer Molding (FRTM) process.* Communication présentée à 23rd International SAMPE Conference, October 21, 1991 - October 24, 1991, Kiamesha Lake, NY, USA (vol. 23, p. 326-340).

Francucci, G., Rodriguez, E. S., & Vazquez, A. (2010). Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(1), 16-21. doi: 10.1016/j.compositesa.2009.07.012

Francucci, G., Rodriguez, E. S., & Vazquez, A. (2012). Experimental study of the compaction response of jute fabrics in liquid composite molding processes. *Journal of Composite Materials, 46*(2), 155-167. doi: 10.1177/0021998311410484

Gasser, A., Boisse, P., & Hanklar, S. (2000). Mechanical behaviour of dry fabric reinforcements. 3D simulations versus biaxial tests. *17*(1), 7-20. doi: http://dx.doi.org/10.1016/s0927-0256(99)00086-5

Gauvin, R., & Chibani, M. (1988). *Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding.* Communication présentée à Proceedings - Technical Sessions of the 43rd Annual Conference, Composites Institute, Febrary 1, 1988 - Febrary 5, 1988, Cincinnati, OH, USA (p. 22C.21-22C.24).

Gauvin, R., Lemenn, Y., Clerk, P., & Trochu, F. (1994). *Compaction and creep behavior of glass reinforcements for liquid composites molding.* Communication présentée à 10th ASM/ESD technical conference (p. 357-367).

Gebart, B. R. (1992). Permeability of unidirectional reinforcements for RTM. *Journal of Composite Materials, 26*(8), 1100-1133.

Gillham, R. W., Klute, A., & Heermann, D. F. (1976). Hydraulic properties of a porous medium; measurement and empirical representation. *Soil Science Society of America Journal, 40*(2), 203-207.

Gommers, B., Verpoest, I., & Van Houtte, P. (1998). Analysis of knitted fabric reinforced composites. I. Fibre orientation distribution. *Composites Part A (Applied Science and Manufacturing), 29A*(12), 1579-1588. doi: 10.1016/s1359-835x(98)00095-5

Grishanov, S. A., Lomov, S. V., Harwood, R. J., Cassidy, T., & Farrer, C. (1997). Simulation of the geometry of two-component yarns. Part I: The mechanics of strand compression: Simulating yarn cross-section shape. *Journal of the Textile Institute, 88*(2), 118-131.

Grosberg, P. (1963). Strength of twistless slivers. *Textile Institute Journal, 54*(6), 223-233.

Grosberg, P., & Smith, P. A. (1966). Strength of slivers of relatively low twist. *Textile Institute Journal, 57*(1), 15-23.

Gutierrez, J., Ruiz, E., & Trochu, F. (2013). Exploring the behavior of glass fiber reinforcements under vibration-assisted compaction. doi: 10.1080/00405000.2013.770197

Gutowski, T. (1997). *Advanced composites manufacturing*. New York: John Wiley & sons.

Gutowski, T. G., Cai, Z., Bauer, S., Boucher, D., Kingery, J., & Wineman, S. (1987). Consolidation experiments for laminate composites. *Journal of Composite Materials, 21*(Copyright 1988, IEE), 650-669.

Gutowski, T. G., Cai, Z., Kingery, J., & Wineman, S. J. (1986). Resin flow/fiber deformation experiments. *SAMPE Quarterly, 17*(4), 54-58.

Gutowski, T. G., Kingery, J., & Boucher, D. (1986). *Experiments in composites consolidation: fiber deformation.* Communication présentée à ANTEC 86, Boston, Massachusetts, USA (p. 1316-1320).

Gutowski, T. G., Wineman, S. J., & Cai, Z. (1986). *Applications of the resin flow/fiber deformation model.* Communication présentée à 31st International SAMPE Symposium and Exhibition 1986: Materials Sciences for the Future., Los Angeles, CA, USA (p. 245-254).

Hallal, A., Younes, R., Nehme, S., & Fardoun, F. (2011). A corrective function for the estimation of the longitudinal Young's modulus in a developed analytical model for 2.5D woven composites. *Journal of Composite Materials, 45*(17), 1793-1804.

Hammami, A. (2001). Effect of reinforcement structure on compaction behavior in the vacuum infusion process. *Polymer Composites, 22*(3), 337-348. doi: 10.1002/pc.10542

Hearle, J. W. S. (1969). On theory of mechanics of twisted yarns. *Journal of the Textile Institute, 60*(3), 95-101.

Hexcel. (2010). Technical fabrics handbook. Les Avenieres, France.

Hoes, K., Dinescu, D., Sol, H., Parnas, R. S., & Lomov, S. (2004). Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 35*(Compendex), 1407-1418.

Hou, T. H. (1986). *Resin flow model for composite prepreg lamination process.* Communication présentée à ANTEC 86 - Conference Proceedings - Society of Plastics Engineers 44th Annual Technical Conference & Exhibit., Boston, MA, USA (p. 1300-1305).

Huimin, F., & Yongbo, Z. (2010). On the distribution of delamination in composite structures and compressive strength prediction for laminates with embedded delaminations. *18*(3), 253-269.

Huysmans, G., Gommers, B., & Verpoest, I. (1996). *Mechanical properties of (2D) warp knitted fabric composites: an experimental and numerical investigation.* Communication présentée à The 17th International SAMPE Europe Conference, Basel, Switzerland (p. 97-108).

Jiahua, Z., Suying, W., Yadav, A., & Zhanhu, G. (2010). Rheological behaviors and electrical conductivity of epoxy resin nanocomposites suspended with in-situ stabilized carbon nanofibers. *Polymer Composites, 51*(12), 2643-2651. doi: 10.1016/j.polymer.2010.04.019

Jingjiang, N., Yongdong, X., Litong, Z., Xiaowei, Y., Laifei, C., & Junqiang, M. (2008). Effect of stitch spacing on mechanical properties of carbon/silicon carbide composites. *Composites Science and Technology, 68*(12), 2425-2432. doi: 10.1016/j.compscitech.2008.04.012

Karahan, M., Lomov, S. V., Bogdanovich, A., Mungalov, D., & Verpoest, I. (2010. En attente de publication.). Internal geometry evaluation of non-crimp 3D orthogonal woven carbon fabric composite. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*.

Karahan, M., Lomov, S. V., Bogdanovich, A. E., Mungalov, D., & Verpoest, I. (2010). Internal geometry evaluation of non-crimp 3D orthogonal woven carbon fabric composite. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(9), 1301-1311. doi: 10.1016/j.compositesa.2010.05.014

Karbhari, V. M., & Simacek, P. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: II - effect of sizing on bundle level micromechanics. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15*(8), 837-861.

Kelly, P. A., Umer, R., & Bickerton, S. (2004). *Compaction of dry and wet fibrous materials during infusion processes.* Communication présentée à 36th International SAMPE Technical Conference - Materials and Processing:Sailing into the Future, November 15, 2004 - November 18, 2004, San Diego, CA, United states (p. 785-797).

Kelly, P. A., Umer, R., & Bickerton, S. (2006). Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 37* 868-873.

Keyence. Tiré de http://www.keyence.com/products/microscope/digital-microscope/vhx-1000/index.jsp.

Kim, Y. R., McCarthy, S. P., Fanucci, J. P., Nolet, S. C., & Koppernaes, C. (1991). Resin flow through fiber reinforcements during composite processing. *S.A.M.P.E. quarterly, 22*(3), 16-22.

Komori, T., & Itoh, M. (1991). Theory of the general deformation of fiber assemblies. *Textile Research Journal, 61*(Compendex), 588-594.

Komori, T., & Itoh, M. (1997). Analyzing the compressibility of a random fiber mass based on the modified theory of fiber contact. *Textile Research Journal, 67*(Compendex), 204-210.

Komori, T., Itoh, M., & Takaku, A. (1992). Model analysis of the compressibility of fiber assemblies. *Textile Research Journal, 62*(Compendex), 567-574.

Koponen, A., Kandhai, D., Hellen, E., Alava, M., Hoekstra, A., Kataja, M., . . . Timonen, J. (1998). Permeability of three-dimensional random fiber webs. *Physical Review Letters, 80*(Compendex), 716-716.

Krige, D. G. (1953). Statistical approach to some basic mine valuation problems on Witwatersrand. *Institute of Mine Surveyors of South Africa Journal, 7*(4), 145-154.

Kruckenberg, T., Ye, L., & Paton, R. (2008). Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 39* 488-502.

Kuentzer, N., Simacek, P., Advani, S. G., & Walsh, S. (2006). Permeability characterization of dual scale fibrous porous media. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(Compendex), 2057-2068.

Labat, L., Breard, J., Pillut-Lesavre, S., & Bouquet, G. (2001). Void fraction prevision in LCM parts. *The European Physical Journal Applied Physics, 16*(2), 157-164. doi: 10.1051/epjap:2001104

Lai, Y.-H., Khomami, B., & Kardos, J. L. (1997). Accurate permeability characterization of preforms used in polymer matrix composite fabrication processes. *Polymer Composites, 18*(3), 368-377.

Lebel, F. (2012). *Controle de la fabrication des composites par injection sur renforts.* (École Polytechnique de Montréal, Montréal).

LeBel, F., Fanaei, A. E., Ruiz, E., & Trochu, F. (2012). Prediction of optimal flow front velocity to minimize void formation in dual scale fibrous reinforcements. 1-24. doi: 10.1007/s12289-012-1111-x

Leclerc, J. S., & Ruiz, E. (2008). Porosity reduction using optimized flow velocity in resin transfer molding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39*(Copyright 2009, The Institution of Engineering and Technology), 1859-1868.

Lee, D. H., & Lee, J. K. (1985). Initial compressional behaviour of a fibre assembly. Dans R. P. a. M. N. S. Kawabata (Édit.), *Objective measurement: Applications to product design and procees control* (p. 613-622). Osaka.

Liu, H. L., & Hwang, W. R. (2012). Permeability prediction of fibrous porous media with complex 3D architectures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 43*(11), 2030-2038. doi: 10.1016/j.compositesa.2012.07.024

Lomov, S. V., Belov, E. B., Bischoff, T., Ghosh, S. B., Truong Chi, T., & Verpoest, I. (2002). Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms.1. Geometry of the preform. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 33A*(9), 1171-1183.

Lomov, S. V., & Verpoest, I. (2000). Compression of woven reinforcements: A mathematical model. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 19* 1329-1350.

Lomov, S. V., & Verpoest, I. (2003). *WiseTex - Virtual textile reinforcement software.* Communication présentée à Advancing Materials in the Global Economy, Long Beach, California, USA (vol. 48 II, p. 1320-1334).

Lomov, S. V., Verpoest, I., Peeters, T., Roose, D., & Zako, M. (2003). Nesting in textile laminates: Geometrical modelling of the laminate. *Composites Science and Technology, 63*(7), 993-1007.

Lomov, S. V., Willems, A., Verpoest, I., Zhu, Y., Barburski, M., & Stoilova, T. (2006). Picture frame test of woven composite reinforcements with a full-field strain registration. *Textile Research Journal, 76*(3), 243-252. doi: 10.1177/0040517506061032

Lundstrom, S., & Gebart, R. (1994). Influence from process parameters on void formation in resin transfer molding. *Polymer Composites, 15* 25-33.

Lundstrom, T. S. (1993). Void formation in RTM. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 12* 1339-1349.

Lundstrom, T. S. (2000). Permeability of non-crimp stitched fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 31* 1345-1353.

Lundstrom, T. S., Gebart, B. R., & Sandlund, E. (1999). In-plane permeability measurements on fiber reinforcements by the multi-cavity parallel flow technique. *Polymer Composites, 20*(1), 146-154.

Lundstrom, T. S., Stenberg, R., Bergstrom, R., Partanen, H., & Birkeland, P. A. (2000). In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 31A*(1), 29-43.

Luo, Y., Verpoest, I., Hoes, K., Vanheule, M., Sol, H., & Cardon, A. (2001). Permeability measurement of textile reinforcements with several test fluids. *Composites - Part A:*

Applied Science and Manufacturing, 32(10), 1497-1504. doi: 10.1016/s1359-835x(01)00049-5

Luthy, T. (2003). *Three-dimensional permeability measurements based on direct current and ultrasound monitoring techniques.* (ETH, Neuchatel).

Mahadik, Y., Brown, K. A. R., & Hallett, S. R. (2010). Characterisation of 3D woven composite internal architecture and effect of compaction. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(7), 872-880. doi: 10.1016/j.compositesa.2010.02.019

Mahadik, Y., & Hallett, S. R. (2010). Finite element modelling of tow Geometry in 3D woven fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(9), 1192-1200.

Mahadik, Y., Robson Brown, K. A., & Hallett, S. R. (2010). Characterisation of 3D composite internal architecture and effect of compaction. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(7), 872-880.

Masoodi, R., Pillai, K. M., Grahl, N., & Tan, H. (2012). Numerical simulation of LCM mold-filling during the manufacture of natural fiber composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*.

Michaud, V., & Mortensen, A. (2001). Infiltration processing of fibre reinforced composites: Governing phenomena. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 32A*(8), 981-996.

Michaud, V. J., Compton, L. M., & Mortensen, A. (1994). Capillarity in isothermal infiltration of alumina fiber preforms with aluminum. *Metallurgical and Materials Transactions A (Physical Metallurgy and Materials Science), 25A*(10), 2145-2152.

Mouritz, A. P., Bannister, M. K., Falzon, P. J., & Leong, K. H. (1999). Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 30*(12), 1445-1461. doi: 10.1016/s1359-835x(99)00034-2

Moustaghfir, N., El-Ghezal Jeguirim, S., Durville, D., Fontaine, S., & Wagner-Kocher, C. (2013). Transverse compression behavior of textile rovings: finite element simulation and experimental study. *Journal of Materials Science, 48*(1), 462-472. doi: 10.1007/s10853-012-6760-0

Nguyen, Q. T., Vidal-Salle, E., Boisse, P., Breard, J., & Laine, B. (2010). *Experimental and numerical analysis of the deformation of a woven composite reinforcement - Consequence on the permeability.* Communication présentée à The 10th International Conference on Flow Processes in Composite Materials, Monte Verità, Switzerland.

Nguyen, Q. T., Vidal-Salle, E., Boisse, P., Park, C. H., Saouab, A., Breard, J., & Hivet, G. (2013). Mesoscopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction. *Composites Part B: Engineering, 44*(1), 231-241. doi: 10.1016/j.compositesb.2012.05.028

Okonkwo, K., Simacek, P., Advani, S. G., & Parnas, R. S. (2011). Characterization of 3D fiber preform permeability tensor in radial flow using an inverse algorithm based on sensors and simulation. (Compendex).

Pam-RTM. Tiré de http://www.esi-group.com

Pan, N., & Carnaby, G. A. (1989). Theory of the shear deformation of fibrous assemblies. *Textile Research Journal, 59*(5), 285-292.

Papathanasiou, T. D. (2001). Flow across structured fiber bundles: a dimensionless correlation. *International Journal of Multiphase Flow, 27*(Copyright 2001, IEE), 1451-1461.

Parnas, R. S., Flynn, K. M., & Dal-Favero, M. E. (1997). A permeability database for composites manufacturing. *Polymer Composites, 18*(5), 623-633.

Parnas, R. S., & Phelan Jr, F. R. (1991). Effect of heterogeneous porous media on mold filling in resin transfer molding. *S.A.M.P.E. quarterly, 22*(2), 53-60.

Patel, N. (1994). *Micro scale flow behavior, fiber wetting and void formation in Liquid Composite Molding.* (Ohio State University).

Patel, N., Rohatgi, V., & Lee, L. J. (1995). Micro scale flow behavior and void formation mechanism during impregnation through a unidirectional stitched fiberglass mat. *Polymer Engineering and Science, 35*(10), 837-851.

Pearce, N., & Summerscales, J. (1995). Compressibility of a reinforcement fabric. *Composites manufacturing, 6*(1), 15-21.

Perié, G. (2011). *Compression behavior of carbon tows: measurements made on LPMT compression device*. Snecma internal report.

Perrot, Y., Davies, P., Kerboul, A., & Baley, C. (2008). Marine composites based on low styrene content resins. influence of lamination procedure and peel plies on interlaminar resistance. *Applied Composite Materials, 15* 87-97.

Phelan, F. R., Jr., & Wise, G. (1996). Analysis of transverse flow in aligned fibrous porous media. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 27*(Compendex), 25-25.

Pillai, K. M. (1997). *Flow modeling in dual scale porous media.* (University of Delaware).

Pillai, K. M. (2002). Governing equations for unsaturated flow through woven fiber mats. Part 1. Isothermal flows. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 33A*(7), 1007-1019.

Pillai, K. M. (2004). Modeling the unsaturated flow in liquid composite molding processes: A review and some thoughts. *Journal of Composite Materials, 38*(23), 2097-2118.

Polyworrx. Tiré de http://www.polyworx.com

Potluri, P., Hogg, P., Arshad, M., Jetavat, D., & Jamshidi, P. (2012). Influence of fibre architecture on impact damage tolerance in 3D woven composites. *Applied Composite Materials* 1-14. doi: 10.1007/s10443-012-9256-9

Potluri, P., & Manan, A. (2007). Mechanics of non-orthogonally interlaced textile composites. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 38*(4), 1216-1226. doi: 10.1016/j.compositesa.2006.04.008

Potluri, P., & Sagar, T. V. (2008). Compaction modelling of textile preforms for composite structures. *Composite Structures, 86* 177-185.

Qin, L., Zhang, Z., Li, X., Yang, X., Feng, Z., Wang, Y., . . . Gong, X. (2012). Full-field analysis of shear test on 3D orthogonal woven C/C composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 43*(2), 310-316. doi: 10.1016/j.compositesa.2011.11.006

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1998a). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. *Polymer Composites, 19* 198-216.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1998b). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. II: Compaction and relaxation of dry and H2O-saturated woven reinforcements. *Polymer Composites, 19* 543-557.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1999). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network. *Polymer Composites, 20* 48-61.

Saunders, R. A., Lekakou, C., & Bader, M. G. (1998). Compression and microstructure of fibre plain woven cloths in the processing of polymer composites. *Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 29* 443-454.

Sharma, S., & Siginer, D. A. (2010). Permeability measurement methods in porous media of fiber reinforced composites. *Applied Mechanics Review, 63*(Copyright 2010, The Institution of Engineering and Technology), 020802 (020819 pp.).

Shojaei, A., Trochu, F., Ghaffarian, S. R., Karimian, S. M. H., & Lessard, L. (2004). An experimental study of saturated and unsaturated permeabilities in resin transfer molding based on unidirectional flow measurements. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 23*(Copyright 2005, IEE), 1515-1536.

Simacek, P., & Advani, S. G. (2006). *Modeling and simulation of resin flow in resin infusion processes such as VARTM, VAP and compression RTM.* Communication présentée à 38th SAMPE Fall Technical Conference: Global Advances in Materials and Process Engineering, November 6, 2006 - November 9, 2006, Dallas, TX, United states.

Simacek, P., & Karbhari, V. M. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: I - micromechanics at the fiber bundle level. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15*(1), 86-122.

Simacek, P., Neacsu, V., & Advani, S. G. (2010). A phenomenological model for fiber tow saturation of dual scale fabrics in liquid composite molding. *Polymer Composites, 31*(11), 1881-1889.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2006). *An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing* (vol. 37, p. 858-867).

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2007). Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements. *Composites Science and Technology, 67*(2), 183-200. doi: 10.1016/j.compscitech.2006.07.032

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2011). Compression deformation of a biaxial stitched glass fibre reinforcement: Visualisation and image analysis using X-ray micro-CT. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 42*(2), 140-150.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2012). Modelling the viscoelastic stress relaxation of glass fibre reinforcements under constant compaction strain during composites manufacturing. *Composites - Part A, 43* 1044-1052.

Spitz, K., & Moreno, J. (1996). *A practical guide to groundwater and solute transport modeling*. New York: Wiley.

Stankovic, S. B. (2008). Compression hysteresis of fibrous systems. *Polymer Engineering and Science, 48*(Compendex), 676-682.

Stig, F., & Hallström, S. (2012). A modelling framework for composites containing 3D reinforcement. *Composite Structures, 94*(9), 2895-2901. doi: 10.1016/j.compstruct.2012.03.009

Sung Hoon, A., Woo Il, L., & Springer, G. S. (1995). Measurement of the three-dimensional permeability of fiber preforms using embedded fiber optic sensors. *Journal of Composite Materials, 29*(6), 714-733.

Tan, H., & Pillai, M. (2010). Multiscale modeling of unsaturated flow in dual-scale fiber preforms of Liquid Composite Molding I: Isothermal flows. *Composites - Part A*.

Terzaghi, K. (1943). *Theoretical soil mechanics*.

Tong, L., Mouritz, A. P., & Bannister, M. K. (2002). *3D fibre reinforced polymer composites*: Elsevier.

Trochu, F. (1993). Contouring program based on dual kriging interpolation. *Engineering with Computers, 9*(3), 160-177.

Trochu, F. (2003). *Krigeage en CAO et CFAO* (vol. Notes de cours): École Polytechnique de Montréal.

Truesdell, C. (1965). *Continuum Mechanics III - Foundations of elasticity theory*: Gordon and Breach.

van Luijk, C. J., Carr, A. J., & Carnaby, G. A. (1985). Mechanics of staple-fibre yarns - Part I: Modelling assumptions. *Journal of the Textile Institute, 76*(Compendex), 11-18.

Van Wyk, C. M. (1946). Note on compressibility of wool. *Journal of the Textile Institute, 37*(12), 285-292.

Vanaerschot, A., Cox, B. N., Lomov, S. V., & Vandepitte, D. (2013). Stochastic framework for quantifying the geometrical variability of laminated textile composites using micro-computed tomography. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 44*(1), 122-131. doi: 10.1016/j.compositesa.2012.08.020

Vectorply. Tiré de http://www.vectorply.com/index.html.

Verleye, B., Croce, R., Griebel, M., Klitz, M., Lomov, S. V., Morren, G., . . . Roose, D. (2008). Permeability of textile reinforcements: Simulation, influence of shear and validation. *Composites Science and Technology, 68*(13), 2804-2810.

Verleye, B., Lomov, S. V., Long, A., Verpoest, I., & Roose, D. (2010). Permeability prediction for the meso-macro coupling in the simulation of the impregnation stage of Resin Transfer Moulding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(1), 29-35.

Vernet, N., Ruiz, E., Advani, S. G., Alms, J. B., Aubert, M., Barburski, M., . . . Ziegmann, G. (submitted: 19/07/2013). Experimental determination of the permeability of engineering textiles: Benchmark II. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*.

Vernet, N., & Trochu, F. (submitted: 10/10/2013). Analysis and modeling of 3D interlock fabric compaction behavior. *Polymer composites*.

Vernet, N., & Trochu, F. (submitted: 10/11/2013). In-plane and through-thickness permeability modeling of 3D interlock fabrics. *Journal of Composite Materials*.

Vidal-Salle, E., Nguyen, Q. T., Charmetant, A., Breard, J., Maire, E., & Boisse, P. (2010). Use of numerical simulation of woven reinforcement forming at mesoscale: Influence of

transverse compression on the global response. *International Journal of Material Forming, 3*(SUPPL. 1), 699-702. doi: 10.1007/s12289-010-0866-1

Walther, J., Simacek, P., & Advani, S. G. (2012). The effect of fabric and fiber tow shear on dual scale flow and fiber bundle saturation during liquid molding of textile composites. *International Journal of Material Forming, 5*(1), 83-97. doi: 10.1007/s12289-011-1060-9

Weitzenbock, J. R., Shenoi, R. A., & Wilson, P. A. (1999). Radial flow permeability measurement. Part B: application. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 30*(6), 797-813. doi: 10.1016/s1359-835x(98)00184-5

Xuekun, S., & Changjie, S. (2004). Mechanical properties of three-dimensional braided composites. *Composite Structures, 65*(3-4), 485-492. doi: 10.1016/j.compstruct.2003.12.009

Younes, R., & Zaki, W. (2011). Optimal weaving for 2.5D interlocks. *Composite Structures, 93* 1255-1264.

Zeng, X. S., Endruweit, A., Long, A. C., & Clifford, M. J. (2010). *CFD flow simulation for impregnation of 3D woven reinforcements.* Communication présentée à 10th International Conference on Textile Composites: Recent Advances in Textile Composites, TEXCOMP 10, October 26, 2010 - October 28, 2010, Lille, France (p. 455-462).

Zhu, S. I. J., Weng, X.-T., & Chen, G. (2003). Modelling of the stiffness of elastic body. *Journal of Sound and Vibration, 262*(1), 1-9. doi: 10.1016/s0022-460x(02)01028-3

ANNEXES

ANNEXE 1 – MODÈLES ANALYTIQUES DU COMPORTEMENT EN COMPACTION D'UN RENFORT FIBREUX 2D

A1.1 Les premiers modèles

Komori et al. ont proposé une formule pour calculer le nombre de contacts entre les fibres dans n'importe quel assemblage tridimensionnel lorsque les fibres sont représentées par une série de segments de même longueur (Komori, Takashi & Itoh, 1991; Komori, T. & Itoh, 1997; Komori, Takashi et al., 1992). Ils ont aussi incorporé dans leur modèle la possibilité de prendre en compte des fibres non aléatoirement réparties, représentées par des poutres courbes, en considérant l'existence probable d'encombrements de fibres empêchant leur déplacement. A partir de ces travaux, d'autres chercheurs ont calculé les valeurs initiales des modules d'Young et coefficients de Poisson d'assemblages tridimensionnels et homogènes de fibres d'orientations quelconques et démontré l'anisotropie de leurs propriétés mécaniques (Lee & Lee, 1985). En suivant une démarche similaire, d'autres chercheurs ont obtenu les modules élastiques initiaux en cisaillement de ces mêmes assemblages (Carnaby & Pan, 1989; Pan & Carnaby, 1989).

Tous ces travaux permettent la définition géométrique d'un réseau tridimensionnel de fibres homogènes réparties aléatoirement dans l'espace. Cependant beaucoup de questions restent en suspens comme l'effet de l'ordonnancement des segments d'orientation diverses ou encore leur répartition statistique. En résumé, dans les travaux mentionnés jusqu'à maintenant, le phénomène de compaction des fibres a été modélisé par une simple flexion aux points de contact.

(De Jong et al., 1986) utilisent le modèle de Van Wyk pour déterminer le comportement en compression d'un tricot. Ils considèrent le tissu comme constitué de trois couches : une couche incompressible (comparée aux deux autres couches) au centre et une de chaque côté de celle-ci suivant le modèle de (Van Wyk, 1946). Ce modèle est légèrement modifié pour réduire à deux le nombre de paramètres qui gouvernent le comportement en compaction.

La prise en compte des hypothèses de (Van Wyk, 1946 ; Lee & Lee, 1985 ; Carnaby & Pan, 1989) implique que le réseau de fibres ne se réarrange pas au cours du temps. Cela signifie que l'on ne peut appliquer ces modèles qu'à de petites déformations du renfort. Or, pour satisfaire aux critères de performance mécanique reliés à certaines applications des matériaux composites, la compaction du tissu doit être importante afin d'assurer un taux de fibres élevé. Il est donc essentiel de poursuivre d'une manière plus approfondie en considérant les phénomènes comme le réarrangement des fibres, le changement de géométrie de la mèche, etc.

(Van Luijk et al., 1985) prennent en compte la migration et le glissement des fibres. Ils utilisent le principe du travail virtuel pour calculer les contraintes et les déformations d'un assemblage subissant de grandes déformations. La géométrie du renfort fibreux est définie comme un assemblage axisymétrique torsadé constitué de fibres hélicoïdales.

(Curiskis & Carnaby, 1985) ont utilisé une méthode provenant de la mécanique des milieux continus afin de calculer les déformations d'un assemblage de fibres considérées comme élastiques et anisotropes. Ils considèrent que l'on peut définir un volume élémentaire représentatif de l'assemblage. L'hypothèse requise est que le nombre total de fibres de l'assemblage soit suffisamment élevé pour que la moyenne de leurs propriétés mécaniques sur une fraction du volume représente l'assemblage au complet. Ils estiment que les fibres sont principalement orientées selon une seule direction pour déterminer la rigidité du milieu homogène. Les auteurs considèrent qu'il existe un couplage entre les différents modes de déformation et que la rigidité du milieu dépendant de l'historique de son chargement. Cependant, ils ne disposent d'aucune formule pour déterminer la rigidité tangentielle et utilisent une méthode numérique d'ajustement des valeurs expérimentales.

L'effet du glissement aux points de contact fut introduit par (Carnaby & Pan, 1989) dans un modèle de compaction d'un assemblage de segments arbitraires. Ils ont intégré dans cette approche une loi de comportement (Grosberg, 1963; Grosberg & Smith, 1966) pour modéliser le

contact entre deux fibres. Cette loi relie de manière linéaire la force nécessaire pour retirer une fibre d'un assemblage de fibres parallèles avec la pression de compaction totale. Cette loi fut modifiée afin de l'utiliser pour représenter le glissement entre les fibres.

Les résultats obtenus par (Carnaby & Pan, 1989) montrés sur la Figure A1-1 représentent le module de compression en fonction du cube du taux de fibres. Ils effectuent une comparaison de leur modèle avec celui de Lee et Lee et avec des résultats expérimentaux. On constate ici qu'ils sont beaucoup plus proches des valeurs expérimentales que Lee et Lee. Toutefois le module de compression qu'ils obtiennent reste très supérieur à ce qu'ils ont observé par l'expérience.

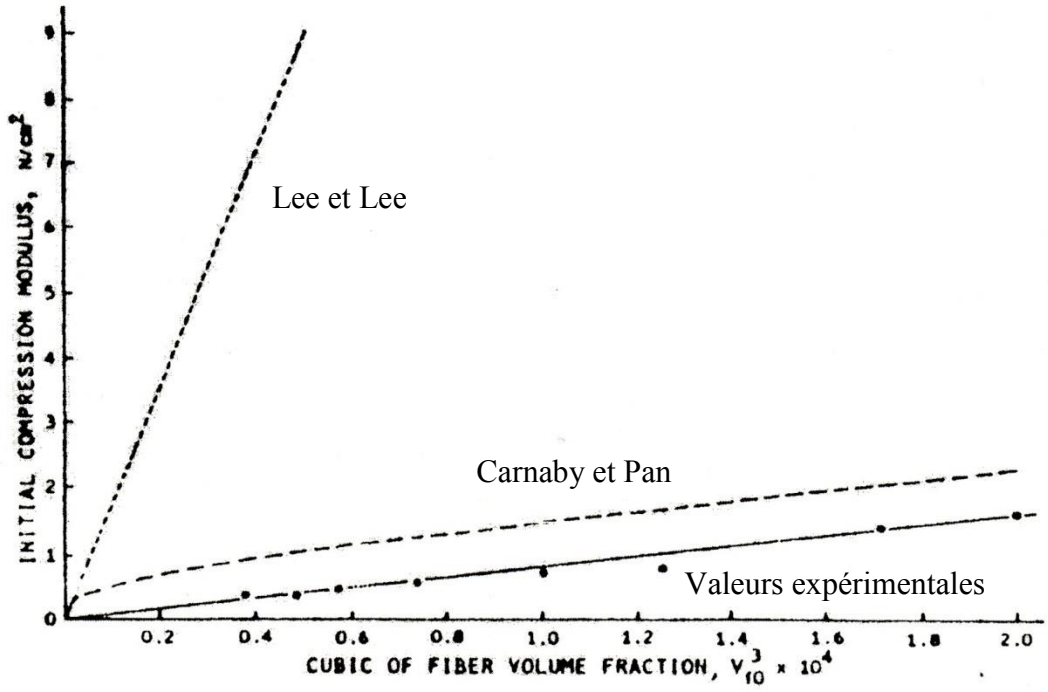


Figure A1-1: Comparaison de résultats (Carnaby & Pan, 1989).

A1.2 Modèle de Simacek et Karbhari

Ces chercheurs (Karbhari & Simacek, 1996; Simacek & Karbhari, 1996) se sont concentrés sur la compaction de renforts non lubrifiés (secs) en adaptant le modèle de (Cai & Gutowski, 1992). Les auteurs postulent que la principale différence entre le comportement mécanique d'un préimprégné et d'un tissu sec résulte de la présence ou non de lubrifiant. Cette hypothèse est exploitée en supposant que le tenseur de déviation des contraintes est indépendant du taux de déformation. Le contact entre les fibres est modélisé par une loi de Coulomb dans laquelle la lubrification a un effet prépondérant. Toutefois, les auteurs mentionnent que lors du cisaillement transverse, la géométrie des fibres a un effet plus important sur le comportement mécanique global du renfort que la lubrification. Cela contredit directement la première hypothèse sur la différence entre un préimprégné et un tissu sec. (Simacek & Karbhari, 1996) remarquent que leur modèle n'autorise pas rigoureusement de déplacements relatifs entre les fibres alors qu'ils estiment ce mécanisme dominant lors de la compaction. Ils proposent donc d'ajouter un terme de pression fictive de valeur finie à la contrainte normale transverse dans le calcul des contraintes de cisaillement maximales afin d'éviter une dispersion des fibres lorsqu'une faible pression de compaction est appliquée dans un espace non confiné. Cette pression est obtenue expérimentalement. Ils ajoutent aussi dans le modèle un second terme afin de prendre en compte de manière approximative la déformation en cisaillement de l'assemblage dans le plan perpendiculaire aux fibres. Ce terme est déterminé par le calcul des énergies de déformation en flexion et en torsion des fibres lors du chargement. Malheureusement, aucun résultat n'est exposé concrètement concernant l'ajout du cisaillement dans le modèle.