



HAL
open science

Analyse expérimentale et numérique de la compaction des renforts fibreux : Application pour la perméabilité

Quang Thanh Nguyen

► **To cite this version:**

Quang Thanh Nguyen. Analyse expérimentale et numérique de la compaction des renforts fibreux : Application pour la perméabilité. Autre. INSA de Lyon, 2011. Français. NNT : 2011ISAL0092 . tel-00695726

HAL Id: tel-00695726

<https://theses.hal.science/tel-00695726>

Submitted on 9 May 2012

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

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

Thèse

**Analyse expérimentale et numérique de la
compaction des renforts fibreux. Application pour la
perméabilité.**

Présentée devant
L'Institut National Des Sciences Appliquées De Lyon

Pour obtenir
Le grade de docteur

Formation doctorale
Ecole doctorale Mécanique, Energetique, Génie Civil, Acoustique (MEGA)
Specialité : Mécanique

Par
Quang Thanh NGUYEN

Soutenue le 06/10/2011 devant la commission d'examen

Jury

P.BOISSE	Professeur (INSA de Lyon)	Directeur
J.BREARD	Professeur (Université du Havre)	Directeur
A.SAOUAB	Professeur (Université du Havre)	Rapporteur
D.SOULAT	Professeur (ENSAIT de Roubaix)	Rapporteur
G.COFFIGNAL	Professeur (Arts et Métiers de Paris)	Président
E. VIDAL-SALLE	Maître de Conférence HDR (INSA de Lyon)	Examineur
C.H.PARK	Maître de Conférence HDR (Université du Havre)	Examineur

Laboratoire de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures
(LaMCoS) - UMR5259

Remerciement

Le présent travail a été réalisé au sein du labo LAMCOS INSA de Lyon en collaboration avec le labo LOMC d'Université du Havre.

Je remercie Monsieur Gérard.COFFIGNAL qui m'a fait l'honneur d'accepter de présider le jury.

Je remercie mes directeurs de thèse Monsieur Philippe BOISSE et Monsieur Joël BREARD pour m'avoir permis d'entreprendre ce travail de recherche et pour la confiance qu'ils ont su m'accorder au cours de cette étude.

Mes remerciements vont également à Monsieur SAOAUB et Monsieur Damien SOULAT qui ont accepté d'être les rapporteurs de ce travail ainsi qu'à l'ensemble des examinateurs.

Plusieurs personnes ont largement contribué à la mise en forme de ce travail. Je tiens à remercier en particulier Madame Emmanuelle VIDAL-SALLE pour la partie mécanique de la thèse ainsi que Monsieur Tariq OUAHBI et Monsieur Chung-Hae PARK pour la partie fluide.

Enfin, je voudrais adresser mes plus sincères remerciements à l'ensemble de mes collègues au troisième étage du laboratoire pour l'ambiance de travail sympathique qu'ils ont su créer.

Analyse expérimentale et numérique de la compaction des renforts fibreux. Application pour la perméabilité.

Résumé

Au cours de la phase de préformage, le renfort sec peut être soumis à plusieurs déformations : la tension, le cisaillement mais aussi la compression. Si les autres déformations ont été bien explorées dans plusieurs études ces dernières années, ce n'est pas le cas de la compression. Pourtant, ce type de déformation affecte de manière importante la perméabilité du renfort lors de l'injection de la résine, car il change la porosité du renfort tant au niveau de la forme qu'au niveau de la dimension. La présente thèse propose d'étudier le comportement du renfort en compression et l'influence de cette déformation sur la perméabilité. Pour cela, des essais de compression sont menés pour étudier l'impact de la compaction sur la déformation globale du renfort ainsi que des différents facteurs susceptibles de l'affecter. Parallèle aux essais expérimentaux, des simulations numériques à l'échelle mésoscopique par éléments finis ont été mises en place. Les simulations réalisées sont validées à partir des essais mécaniques. La géométrie déformée obtenue par les simulations mécaniques ont été ensuite traitées par une chaîne de maillage pour l'obtention d'un maillage 3D régulière d'un VER fluide. La prédiction de la perméabilité du renfort fibreux est réalisée en résolvant les équations de Stokes et Brinkman et l'utilisation de l'homogénéisation sur le maillage précédemment cité.

Mots-Clés:

Composites, renforts fibreux, hypo-élasticité, propriétés mécaniques, analyse mésoscopique,

Experimental and numerical analysis of fibrous reinforcements compactions. Application for permeability simulation.

Abstract

During the preforming phase, the dry reinforcement may be subjected to several deformations: tension, shear, but also compression. If other deformations have been well explored in several studies in recent years, this is not the case of compression. However, this type of deformation significantly affects the permeability of the reinforcement during resin injection because it changes the porosity of the reinforcement both in terms of form and size. This thesis proposes to study the behavior of the reinforcement in compression and the influence of this type of deformation on its permeability. For this purpose, compression tests have been conducted in order to study the impact of compaction on the overall deformation of the reinforcement and the various factors that may affect it. In parallel to this experimental study, finite element-based numerical simulations at the mesoscopic level were also carried out. The simulations are validated by the mechanical tests. The deformed geometry obtained by the mechanical simulations was then processed by a meshing chain to obtain a 3D regular mesh of the RVE fluid. The prediction of the permeability of the woven reinforcement is achieved by solving the Stokes and Brinkman equations and by using the homogenization on the grid mentioned above.

Key words:

Woven reinforcements, composites, forming, mechanical properties, mesoscopic analysis, hypoelasticity, finite elements

INSA Direction de la Recherche - Ecoles Doctorales

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://sakura.cpe.fr/ED206 M. Jean Marc LANCELIN Insa : R. GOURDON	M. Jean Marc LANCELIN Université de Lyon – Collège Doctoral Bât ESCPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://www.insa-lyon.fr/eea Gérard SCORLETTI Insa : C. PLOSSU ede2a@insa-lyon.fr AM. 64.43 – Fax : 64.54	Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60 97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr Secrétariat : M.C. HAVGOUDOUKIAN
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION http://biomserv.univ-lyon1.fr/E2M2 M.Gundrun BORNETTE Insa : H. CHARLES	M.Gundrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04.72.43.12.94 e2m2@biomserv.univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE Sec : Safia Boudjema M. Didier REVEL Insa : M. LAGARDE	M. Didier REVEL Hôpital Louis Pradel Bâtiment Central 28, Avenue Doyen Lépine - 69500 BRON Tél : 04 72 68 49 09 - Fax :04 72 35 49 16 Didier.revel@creatis.uni-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr M. Johannes KELLENDONK	M. Johannes KELLENDONK Université Claude Bernard Lyon 1 INFOMATHS Bâtiment Braconnier 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 44.82.94 Fax 04 72 43 16 87 infomaths@univ-lyon1.fr
MATERIAUX	MATERIAUX DE LYON Pr. Jean-Yves BUFFIERE Secrétariat : M. LABOUNE	Pr. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon École Doctorale Matériaux Bâtiment Antoine de Saint-Exupéry 25bis Avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Tel : 04 72 43 71 70 Fax : 04 72 43 72 37 ed.materiaux@insa-lyon.fr
MEGA	MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE Pr. Philippe BOISSE Secrétariat : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12	Pr. Philippe BOISSE INSA de Lyon École Doctorale MEGA Bâtiment Antoine de Saint-Exupéry 25bis Avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Tel : 04 72 43 71 70 Fax : 04 72 43 72 37 mega@insa-lyon.fr Site web : http://www.ed-mega.com
ScSo	ScSo* M. OBADIA Lionel Sec : Viviane POLSINELLI INSA de Lyon : J.Y Toussaint	Lionel OBADIA Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.69.72.76 Fax : 04.37.28.04.48 Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Table des matières

1	Introduction	8
2	Procédés LCM et leur simulation.....	11
2.1	Matériaux composites	11
2.1.1	Les constituants	11
2.1.2	Les procédés LCM	15
2.1.3	Simulation des procédés LCM	18
2.2	Comportement mécanique du renfort fibreux	21
2.2.1	Non-glissement entre chaîne et trame	21
2.2.2	Allongement dans la direction des mèches.....	22
2.2.3	Déformation de cisaillement dans le plan du tissu	22
2.2.4	Déformation de flexion.....	23
2.2.5	Compression transverse.....	23
2.3	Essais de caractérisation des composites fibreux.....	23
2.3.1	Essais de tension bi axiale	23
2.3.2	Essais de cisaillement	25
2.3.3	Essais de compression	28
2.3.4	Flexion.....	29
2.3.5	Simulation de la mise en forme du tissu.....	30
2.3.6	Simulation à l'échelle mésoscopique	32
2.4	Imprégnation du renfort fibreux par la résine en liquide	34
2.4.1	Renforts fibreux : milieux poreux	34
2.4.2	Ecoulement en milieu fibreux	40
2.4.3	Perméabilité des renforts fibreux.....	45
2.5	Présentation du projet LCM3M	54
3	Analyse expérimentale et simulation de la compression .	58
3.1	Étude expérimentale de la compression du renfort fibreux	58
	58	
3.1.1	Dispositif d'essais.....	58
3.1.2	Traitement des résultats d'essais	60
3.1.3	Compression mono-pli	60
3.1.4	Influence du nombre de plis	62
3.1.5	Impact du cisaillement.....	65
3.1.6	Influence de l'orientation relative des plis	67
3.1.7	Répétabilité des essais	69
3.1.8	Conclusion des essais de compression du renfort	70
3.2	Modélisation à l'échelle mésoscopique de la compression du renfort fibreux	71
3.2.1	Modèle géométrique :.....	71
3.2.2	Loi de comportement de la mèche.....	73

3.2.3	Identification des paramètres matériaux.....	76
3.2.4	Simulation numérique des tests de compression.....	85
3.3	Conclusion.....	100
4	Calcul de la perméabilité.....	102
4.1	Modèles de calcul de la perméabilité.....	102
4.1.1	Les approches analytiques.....	102
4.1.2	Les approches numériques.....	104
4.1.3	Méthodes d'homogénéisation.....	105
4.1.4	Présentation du CELPER.....	108
4.1.5	Stratégie de génération des maillages.....	110
4.1.6	Taille des voxels.....	112
4.2	Résultat des calculs et interprétation.....	113
4.2.1	Calcul de la perméabilité Brinkman.....	113
4.2.2	La perméabilité d'un mono-pli.....	116
4.2.3	Influence du choix du VER.....	118
4.2.4	Influence du nombre de plis.....	122
4.2.5	Influence du nesting.....	126
4.2.6	Influence des séquences d'empilements des plis.....	132
4.2.7	Validité des approches de perméabilité équivalente.....	134
4.3	Conclusion.....	138
5	Conclusion.....	140

1 Introduction

Au cours de deux dernières décennies, les matériaux composites ont connu un essor important en particulier dans le domaine des moyens de transport et le pourcentage de ces matériaux ne cesse pas d'augmenter dans ces domaines. L'utilisation massive de ces matériaux est liée à leurs propriétés avantageuses par rapport aux matériaux classiques (polymères, métaux). Il en est ainsi des gains de masse, de la quasi-absence de corrosion, de l'amortissement des vibrations, de la complexité des formes réalisables et surtout du rapport masse/résistance qui, face aux enjeux économiques et environnementaux, est de plus en plus intéressant.

Les développements des matériaux composites motivent de nombreuses études dans ce domaine. Parmi eux, deux axes de recherche majeurs portent sur les procédés de mise en forme et les matériaux.

Étant donné l'augmentation de la taille et la complexité des pièces fabriquées, les procédés menés par les essais-erreurs ne sont plus possibles et la simulation des procédés de la mise en forme devient plus que jamais indispensable.

La mise en forme des pièces par les procédés LCM comporte plusieurs étapes : mise en forme du renfort sec et puis injection de la résine constituant la matrice.

Au cours de la phase de préformage, le renfort sec peut être soumis à plusieurs déformations : la tension, le cisaillement, mais aussi la compression. La connaissance du comportement très particulier du renfort est alors indispensable pour garantir le succès de la mise en forme et la qualité des pièces fabriquées. Si les autres déformations ont été bien explorées dans plusieurs études ces dernières années, ce n'est pas le cas de la compression.

Pourtant ce comportement est très particulier et change fortement la porosité du renfort tant au niveau du volume des pores que la morphologie des pores. Cela peut avoir des influences importantes sur la perméabilité du renfort, considérée comme un paramètre primordial pour les simulations des procédés.

En général, la perméabilité du renfort est obtenue par des expériences. Cependant, le changement des architectures des renforts et l'influence des déformations rendent cette approche difficile.

Les études qui s'inscrivent dans cette thèse se proposent d'étudier d'une part, le comportement du renfort en compression et d'autre part, la prédiction de la perméabilité des renforts par les outils numériques en tenant compte de ce mode de déformation.

Pour ce faire, cette thèse se divise en 5 chapitres.

Le chapitre 2 est consacré à l'état de l'art sur les procédés LCM, la déformation des renforts fibreux ainsi que la physique des écoulements dans les milieux poreux.

Le chapitre 3 présente des essais de compression effectués pour étudier l'impact de la compaction sur la déformation globale du renfort ainsi que des différents facteurs susceptibles de l'affecter. De plus, des simulations numériques à l'échelle mésoscopique par éléments finis 3D et une loi de comportement spécifique sont exposées.

Le chapitre 4 présente la prédiction de la perméabilité du renfort déformé avec la géométrie déformée du renfort obtenue dans le chapitre 3.

Pour finir, le chapitre 5 expose les principales conclusions de ce travail de thèse ainsi que les perspectives envisagées.

2 Procédés LCM et leur simulation

2.1 Matériaux composites

- 2.1.1 Les constituants
- 2.1.2 Les procédés LCM
- 2.1.3 Simulation des procédés LCM

2.2 Comportement mécanique du renfort fibreux

- 2.2.1 Non-glissement entre chaîne et trame
- 2.2.2 Allongement dans la direction des mèches
- 2.2.3 Déformation de cisaillement dans le plan du tissu
- 2.2.4 Déformation de flexion
- 2.2.5 Compression transverse

2.3 Essais de caractérisation des composites fibreux

- 2.3.1 Essais de tension bi axiale
- 2.3.2 Essais de cisaillement
- 2.3.3 Essais de compression
- 2.3.4 Flexion
- 2.3.5 Simulation de la mise en forme du tissu
- 2.3.6 Simulation à l'échelle mésoscopique

2.4 Imprégnation du renfort fibreux par la résine en liquide

- 2.4.1 Renforts fibreux : milieux poreux
- 2.4.2 Ecoulement en milieu fibreux
- 2.4.3 Perméabilité des renforts fibreux

2.5 Présentation du projet LCM3M

2 Procédés LCM et leur simulation

Les technologies LCM restent aujourd'hui les procédés de mise en œuvre des composites les plus avantageux par leur coût de réalisation, leur productivité élevée et leur capacité à élaborer des structures composites de forme complexe et de caractéristiques mécaniques remarquables. L'objectif de ce chapitre est de faire une synthèse bibliographique des travaux réalisés sur la caractérisation des renforts et sur l'analyse de leur imprégnation par la résine. Nous débuterons par la présentation des différents types de renforts utilisés et les différentes techniques de mise en œuvre LCM. L'accent est ensuite mis sur le comportement mécanique des renforts fibreux ainsi que sur les essais de caractérisation et la simulation de leur mise en forme aux différentes échelles. Ensuite, nous poursuivrons par une analyse des écoulements en milieux poreux et plus particulièrement appliquée aux milieux fibreux. Pour terminer, nous présenterons le projet LCM3M dans lequel s'inscrit cette thèse ce qui permettra de situer nos recherches dans leur contexte scientifique et industriel.

2.1 Matériaux composites

2.1.1 Les constituants

Les matériaux composites sont, par définition, des matériaux qui se composent d'au moins deux composants non miscibles. L'objectif de leur assemblage est d'attribuer au produit final des propriétés qu'un seul constituant ne possède pas et donc de les rendre adaptables à plusieurs objectifs et de franchir ainsi plusieurs obstacles technologiques. Les matériaux composites sont omniprésents : ils sont, soit d'origine naturelle (association de terre et fibres végétales), soit issus de produits synthétiques (le caoutchouc armé, le composite fibreux). Les principaux constituants du composite sont le renfort et sa matrice.

2.1.1.1 Les matrices

Les matrices ont pour principal but de transmettre les efforts mécaniques aux renforts. Elles permettent de protéger le renfort vis-à-vis des conditions environnementales et de donner la forme souhaitée au produit réalisé. Parmi les matrices actuellement utilisées, les matrices organiques sont les plus répandues à l'échelle industrielle. Les autres matrices, telles que les matrices céramiques et les matrices métalliques, sont utilisées pour des

applications spécifiques quand les contraintes de température ou d'hygrométrie sont sévères.

Dans le cadre de notre étude, nous nous intéresserons uniquement aux composites à matrice organique (CMO). Les matrices CMO peuvent être divisées en deux catégories différentes : les polymères thermodurcissables et les polymères thermoplastiques.

Les polymères thermodurcissables sont composés des chaînes réticulées ou tridimensionnelles. Ils sont infusibles, insolubles et leurs transformations sont irréversibles. La faible viscosité des résines thermodurcissables les rend plus compatibles avec les procédés de mise en œuvre nécessitant un écoulement de résine au travers du renfort fibreux. En effet, la viscosité de la matrice doit être inférieure à certaines valeurs pour que la mise en œuvre de celle-ci soit envisageable dans un renfort fibreux. Cette valeur dépend du procédé de mise en œuvre, par exemple pour le procédé RTM, elle est de l'ordre de 0.1-1 Pa.s

Les polymères thermoplastiques sont composés de chaînes linéaires, monodimensionnelles, ramifiées ou bidimensionnelles. Ils sont fusibles et solubles. Ces résines nécessitent un chauffage pour atteindre un état suffisamment pâteux et les rendre aptes à la mise en œuvre.

2.1.1.2 Les renforts

Les renforts assurent la résistance et la ténacité du matériau composite. Ils peuvent être composés de carbone, de verre, d'aramide ou de matières plus spécifiques telles que la silice. Suivant leur géométrie, les renforts fibreux peuvent être classés en deux familles : les fibres discontinues et les fibres continues.

Les fibres discontinues de longueur maximale de quelques cm sont essentiellement utilisées dans les applications non structurelles. Souvent, leur ajout a pour objectif d'améliorer les caractéristiques mécaniques de la matrice, l'orientation très variée des fibres rend le comportement de la pièce obtenue plutôt isotrope, mais non maîtrisé.

Les fibres continues sont utilisées pour des applications structurales. Si leur diamètre est très petit, de l'ordre de quelques micromètres, leur longueur est de quelques mètres à quelques kilomètres. Pour le matériau composite fabriqué avec des fibres continues, la direction des fibres est la direction privilégiée de la pièce obtenue. La présente étude concerne les matériaux composites à base de renforts à fibres continues.

Les fibres continues sont juxtaposées parfois torsadées ou superposées pour créer des paquets, appelés des mèches (ou toron). Ces dernières sont finalement assemblées pour former le tissu (la préforme).

Plusieurs types d'agencement de mèches peuvent être rencontrés :

Les renforts unidirectionnels Non-Crimp Fabric (NCF)

Ces renforts offrent la possibilité de profiter au maximum de la rigidité des fibres, car les mèches ne sont pas ondulées. Par contre, la mise en forme de ces tissus est difficile, car les renforts sont fragiles. Ils sont donc généralement présentés sous forme d'empilements de plusieurs plis superposés de manières identiques ou orientées de manière différente.

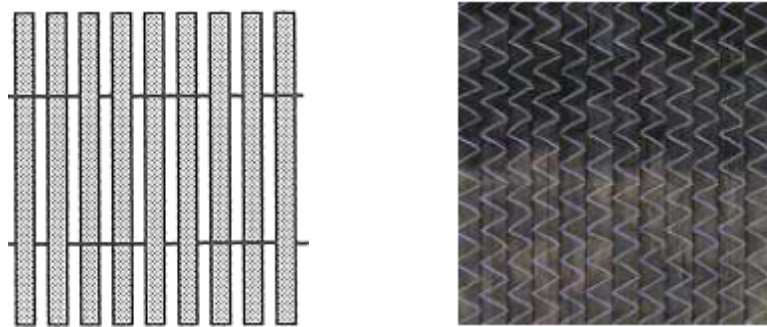


Figure 2.1 : Renfort NCF

Les renforts tissés

Il existe également une autre famille de renforts tissés dans lesquels les mèches sont entrelacées par tissage dans différentes directions. L'architecture de ces renforts permet une rigidité accrue des tissus par rapport au renfort NCF ainsi que la rotation des mèches qui est très importante pour la mise en forme des structures non développables.

Le comportement d'un tissé dépend fortement de ses constituants et de la manière dont ceux-ci ont été élaborés. Dès lors, on peut le caractériser par :

- Le type des fibres (matériau, diamètre des fibres,...) ;
- L'armure ;
- L'embuvage.

$$\text{embuvage} = \frac{\text{longueur mèche} - \text{longueur tissu}}{\text{longueur tissu}} \cdot 100 \quad (2.1)$$

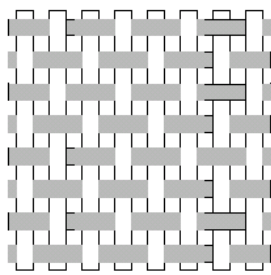
Les types d'armure des renforts tissés sont très variables. On distingue d'une part, des tissés 2D qui n'ont que deux réseaux de mèches perpendiculaires (chaîne et trame) et

d'autre part, les tissés 3D dans lesquelles on ajoute des mèches qui relient un certain nombre de plis.

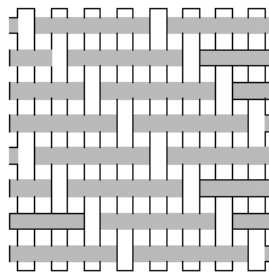
Les tissus 2D :

Il existe trois grandes familles des tissés 2D :

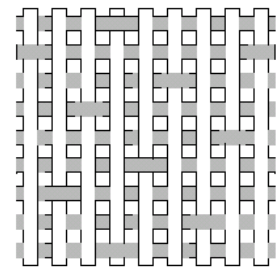
- La toile ou taffetas : le fil de trame passe alternativement dessus puis dessous chaque mèche de chaîne. Le produit obtenu est plat et relativement rigide, mais peu déformable.
- Le sergé $n \times m$: le fil de trame passe au-dessus de m fils de chaîne, chacun passant à son tour sur n fils de trame. Les points de liage successifs forment une diagonale. Cette armure est à la fois souple et dense.
- Le satin de n : chaque fil de trame flotte au-dessus de $(n-1)$ fils de chaîne et les points de liage ne sont pas consécutifs. Ces tissus sont très souples, plats et déformables.



a. Taffetas



b. Sergé 3x1



c. Satin de 8

Figure 2.2 : Différents types de renfort 2D

Les tissus 3D interlocks :

De la même manière que les tissus bidimensionnels, les tissus tridimensionnels (Figure 2.3) sont tissés, mais au lieu de s'entrecroiser sur deux plans, les mèches de trame croisent plusieurs plans de mèches de chaîne. Le tissu ainsi obtenu peut alors atteindre une épaisseur d'une dizaine de centimètres.

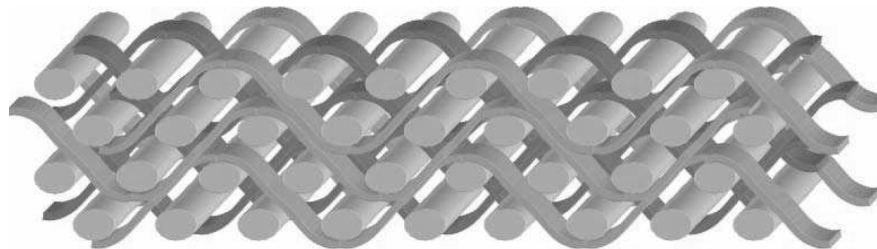


Figure 2.3 : Renfort tissés 3D interlocks

Renforts utilisés :

Le renfort étudié dans le cadre de ce travail est un tissu de la société Hexcel : le G986 (Figure 2.4). Le G986 est un tissé 2D présentant les caractéristiques suivantes :

- Armure : sergé 2/2 équilibré ;
- Contexture chaîne : 3,5 fils/cm ;
- Fil de chaîne : HTA 5131 6K ;
- Contexture trame : 3,5 fils/cm ;
- Fil de trame : HTA 5131 6K ;
- Masse surfacique : 285gr/m².



Figure 2.4 : Renfort sergé G986

2.1.2 Les procédés LCM

Il existe une grande variété de procédés de mise en œuvre qui ne cessent d'évoluer et d'être améliorés pour s'adapter au volume, aux géométries complexes et la qualité souhaitée des pièces fabriquées.

Les premiers procédés tels le moulage au contact et le moulage par projection sont de moins en moins utilisés surtout pour les applications de haute technologie du fait de leur rendement limité, l'incertitude et la mauvaise qualité des pièces finales. C'est la raison pour laquelle, on ne s'intéresse dans le cadre de nos études qu'aux procédés dits LCM (Liquid Composite Moulding).

Le terme LCM regroupe plusieurs procédés tels que : RTM (Resin Transfer Moulding), VARTM (Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding), RFI (Resin Film Infusion)

Nous pouvons distinguer deux grandes familles suivant le type de l'infiltration de résine : infiltration par injection et infiltration par infusion. La nature du front d'écoulement dans les procédés peut être longitudinale, transversale ou une combinaison des deux. Le tableau

suivant présente la synthèse des types d'écoulement et des types de moule (flexible/rigide) rencontrés dans les procédés LCM.

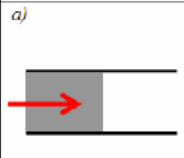
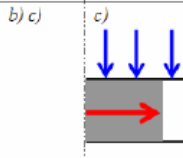
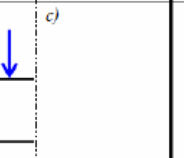

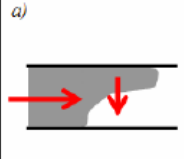
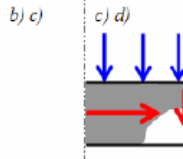
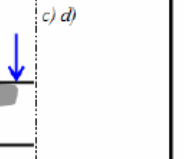

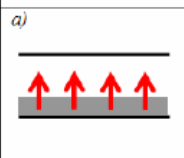
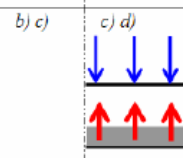
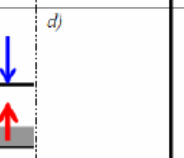

		RTM	CRTM	RTM Light	Infusion	Process
Mold		rigid		semi-rigid	flexible	Infusion
Flow Control	L	a) 	b) c) 	c) 	c) 	VARI
	L + T	a) 	b) c) 	c) d) 	c) d) 	SCRIMP LRI FASTRAC
	T	a) 	b) c) 	c) d) 	d) 	RFI
Mold Control		Fixed gap	Imposed displacement or stress			

Tableau 2.1 : Les principaux procédés LCM en fonction de leurs conditions aux limites d'après [BRE07]

Au niveau de la simulation numérique, il est intéressant de classer les procédés LCM en deux catégories, les procédés à volume fixe et les procédés à volume variable, car le régime d'écoulement change avec le type de variation du volume.

Nous proposons de décrire ici brièvement les grands principes qui sous-tendent les procédés actuellement les plus utilisés à savoir les procédés par injection type RTM puis les procédés par infusion type RFI.

2.1.2.1 Procédé RTM

Le moulage par injection de résine (RTM) est un procédé de mise en œuvre des composites dans lequel une résine thermodurcissable est injectée à basse pression, à travers un renfort sec placé préalablement dans un moule fermé (Figure 2.5).

Les étapes du procédé sont les suivantes :

- Placement du renfort fibreux (préforme) dans le moule,
- Injection de la résine,
- Polymérisation de la résine,
- Démoulage.

Lors de l'injection de la résine, un paramètre important entre en jeu : celui de la viscosité. Elle doit être assez faible pour pouvoir entièrement infiltrer la préforme. Dans les procédés RTM, les deux parties du moule sont rigides de telle façon qu'il est possible d'injecter la résine avec une pression de l'ordre 1-10 bars. En général, la pièce réalisée par RTM doit être de taille limitée, mais elle peut être d'une grande complexité.

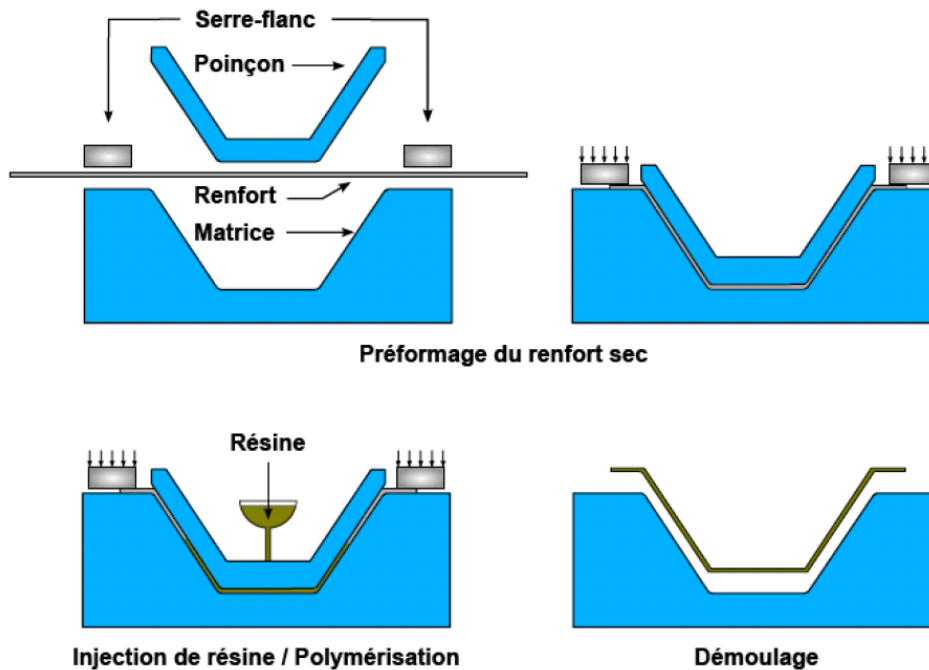


Figure 2.5 : Procédé RTM

2.1.2.2 Procédé RFI

L'infusion de film de résine (RFI) (Figure 2.6) est un procédé de mise en œuvre de matériaux composites qui a pour principal objectif l'élaboration de pièces de grandes dimensions.

Le principe de ce procédé consiste à faire pénétrer sous vide une résine de faible viscosité dans un renfort préformé à travers son épaisseur. La compression du renfort est la conséquence de l'équilibre entre la pression atmosphérique (ou autre pression imposée à l'évent) et la pression de la résine, suivant la relation de Terzaghi. Contrairement au procédé RTM, l'infiltration de la résine et la compression du renfort se déroulent simultanément [OUA07].

Le procédé RFI présente un avantage par rapport au procédé RTM avec la possibilité de mise en œuvre de pièces de grandes tailles.

Ses principales étapes sont :

- Placement de la couche de résine
- Placement du renfort fibreux dans le moule,
- Mise en place des plis spécifiques (tissu de drainage, bâche à vide...),
- Infusion de la résine,
- Polymérisation de la résine,
- Démoulage.

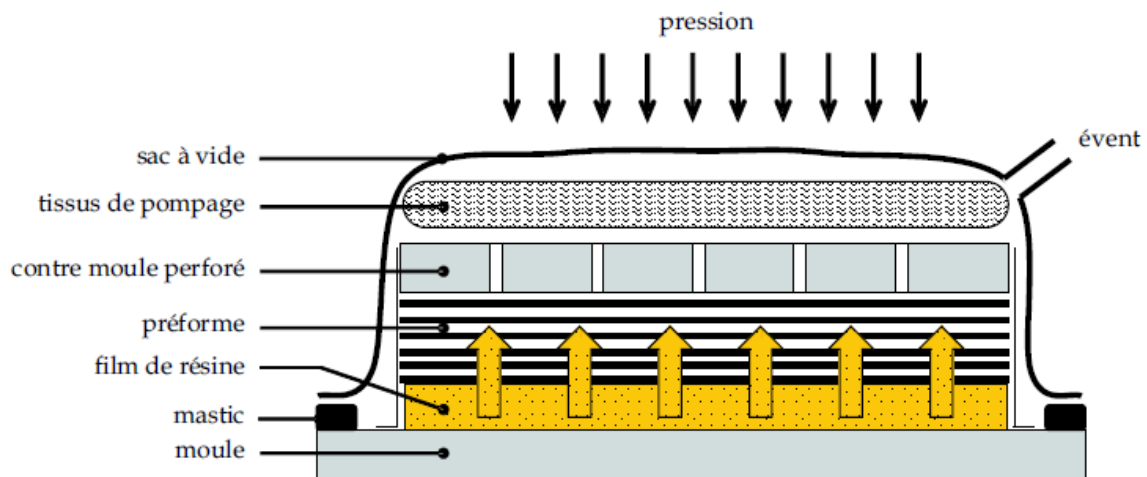


Figure 2.6 : Procédé RFI [OUA08]

2.1.3 Simulation des procédés LCM

Des évolutions notables dans le domaine des matériaux composites, particulièrement celui des procédés s'effectuent dans un contexte où les objectifs résident dans : la maîtrise des coûts, le raccourcissement de la durée du cycle de fabrication d'un produit, l'obtention d'un haut niveau de performance (résistance, durabilité, etc.), l'assurance d'une sécurité d'utilisation supérieure comparée à d'autres matériaux.

Dans les procédés LCM, un grand nombre de variables de conception sont susceptibles d'affecter la performance des procédés tels que la température du moule, la pression d'entrée, la déformation du renfort, la position des points d'injection, comme indiqué dans la figure 2.7. La détermination des paramètres de procédé adéquats est essentielle pour assurer le succès du procédé et atteindre les objectifs cités ci-dessus.

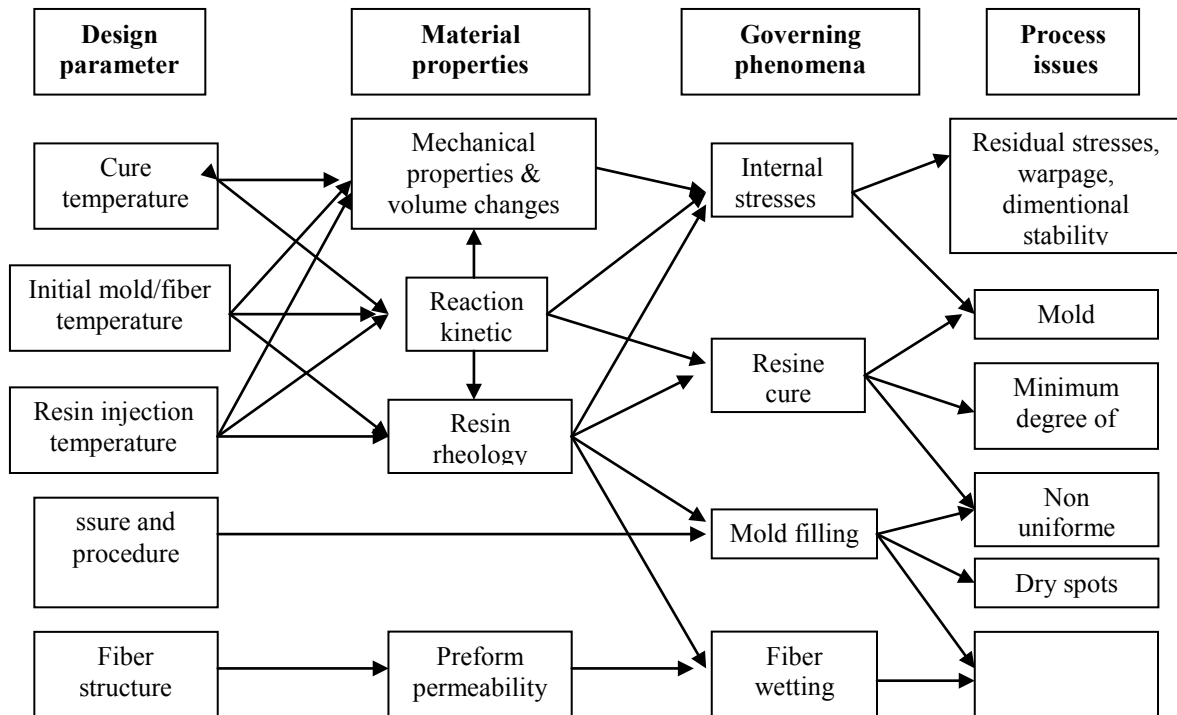


Figure 2.7 : Différents paramètres du procédé LCM et issus de l'optimisation

[RUI05]

Historiquement, la mise au point de ces procédés pour déterminer ces paramètres est effectuée à partir de longues et onéreuses campagnes essais-erreurs. Ces campagnes sont coûteuses et de moins en moins efficaces pour la fabrication de grandes pièces avec des géométries complexes. Le développement des outils de simulation numérique des procédés est nécessaire pour remplacer ces essais.

L'avantage principal de la simulation réside dans la possibilité de modifier les conditions d'injection et les paramètres sans engager des coûts de fabrication. La simulation permet donc une réduction des coûts d'outillage et du temps de mise au point des moules.

Parmi les outils numériques, ceux qui portent sur la simulation de l'étape de l'injection jouent un rôle important. En effet, le temps de cycle dépend directement du temps d'injection. De même, la performance des matériaux est très fortement dépendante des défauts telles que les porosités et autres zones sèches susceptibles d'être générées lors de l'étape d'injection de résine.

La simulation de cette étape d'injection est également indispensable à l'évaluation des deux paramètres : temps d'injection et santé matière du composite. La simulation d'une injection est une tâche complexe, car plusieurs phénomènes sont couplés. La figure 2.8

décrit les différents outils et paramètres nécessaires à la réalisation d'une simulation d'injection :

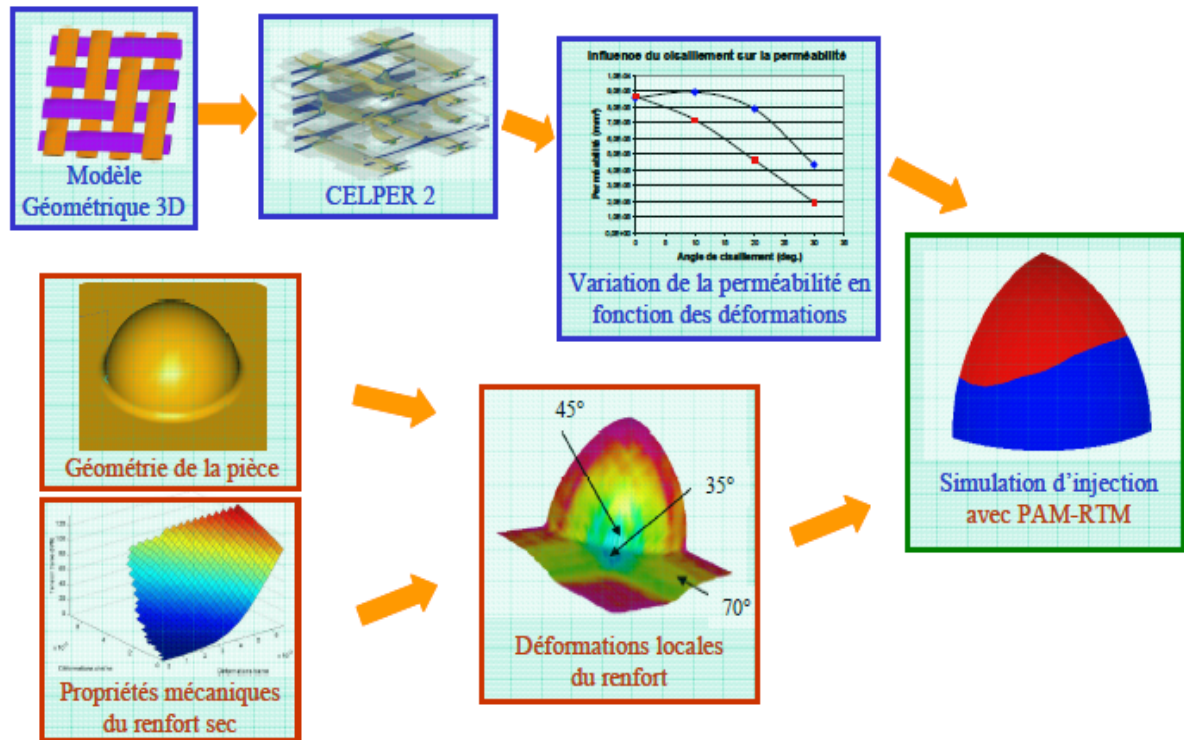


Figure 2.8 : Différent étapes de simulation de l'injection [LAI08]

On peut distinguer deux branches qui composent ce diagramme :

- La détermination des propriétés mécaniques des renforts secs et la simulation de leur mise en forme (préformage).
- La détermination de la perméabilité des renforts en fonction de leurs déformations.

2.2 Comportement mécanique du renfort fibreux

La description du renfort fibreux met en évidence trois échelles (Figure 2.9) qui le caractérisent : l'échelle macroscopique (échelle du tissu), l'échelle mésoscopique (échelle des mèches) et l'échelle microscopique (échelle des fibres).

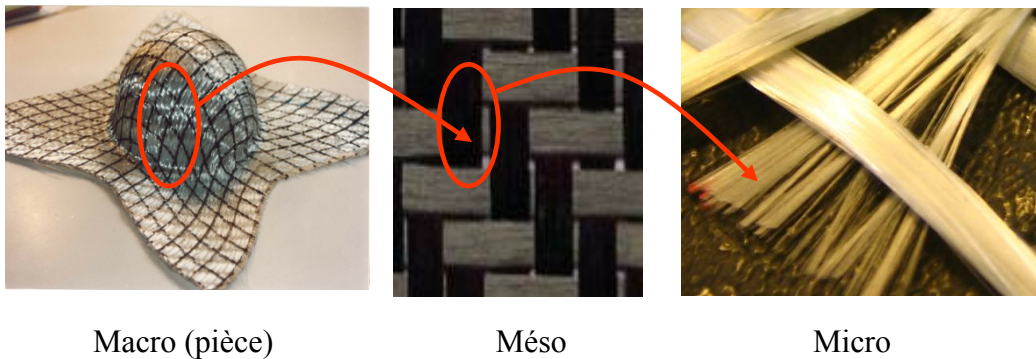


Figure 2.9 : Trois échelles de comportement

Le comportement mécanique à l'échelle macroscopique du renfort est fortement lié à celui des deux échelles inférieures. À l'échelle microscopique, les fibres possèdent une rigidité longitudinale en tension très importante par contre les autres rigidités telles que la rigidité en compression, la rigidité en flexion sont très faibles. Les mèches constituées de fibres héritent donc aussi de ces caractères. Le tissu obtenu par tissage des mèches possède aussi une rigidité très élevée dans la direction des mèches, mais le tissage apporte au tissu une non-linéarité à l'échelle macroscopique. Celle-ci est due au changement d'ondulation lors des extensions du renfort.

On s'intéresse par la suite aux différentes modes de déformation du renfort fibreux.

2.2.1 Non-glissement entre chaîne et trame

En général, les réseaux de chaîne et de trame d'un renfort fibreux ne glissent pas relativement l'un à l'autre. Les essais de formage avec les renforts sur lesquels on a tracé deux réseaux de lignes droites suivant la direction des mèches le montrent (Figure 2.10). Au cours de ces essais, on constate que les lignes se courbent, mais restent continues. Cela accrédite l'hypothèse de non-glissement de translation entre mèches ce qui est très important pour la simulation à l'échelle mésoscopique.

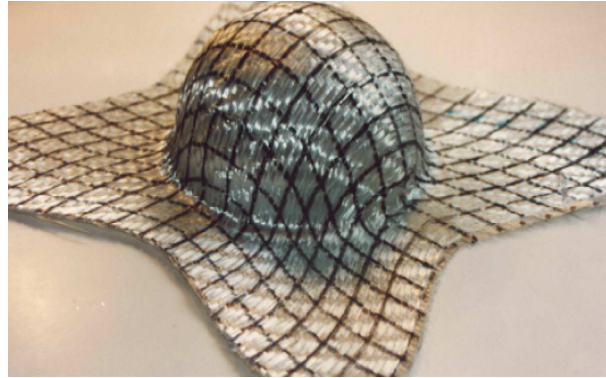


Figure 2.10 : Non-glissement entre les mèches de chaîne et de trame

2.2.2 Allongement dans la direction des mèches

Si les mèches subissent des sollicitations dans leur direction, elles auront des allongements qui sont souvent associés à leur variation d'ondulation. L'élongation des mèches (Figure 2.11) est faible, mais l'énergie de déformation est par contre très importante parce que la rigidité de la mèche suivant la direction des fibres est très élevée. Si le tissu est sollicité en traction dans toutes les directions des mèches, l'allongement des mèches peut provoquer des écrasements au niveau des croisements entre les mèches.

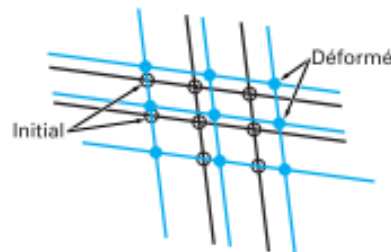


Figure 2.11 : Élongation d'un renfort fibreux dans son plan

2.2.3 Déformation de cisaillement dans le plan du tissu

Le cisaillement du fibreux est dû à la rotation au tour des points d'intersection entre deux réseaux de mèches (Figure 2.12). Cette rotation est très libre et l'angle de cisaillement peut atteindre une valeur assez importante. C'est le type de déformation principale dans le plan du fibreux, même si les efforts de sollicitation sont faibles.

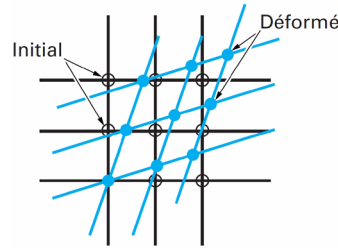


Figure 2.12 : Cisaillement d'un renfort fibreux dans son plan

2.2.4 Déformation de flexion

Les fibres qui constituent le tissu ont des diamètres très petits, des glissements entre elles sont possibles. C'est pour cela que la rigidité de flexion du fibreux est généralement faible sauf pour les fibreux épais.

2.2.5 Compression transverse

Lors d'une sollicitation de compression perpendiculaire au plan du tissu, les tissus s'écrasent facilement. L'écrasement devient plus difficile lorsque le tissu acquiert une rigidité plus grande parce que les vides se combent.

2.3 Essais de caractérisation des composites fibreux

2.3.1 Essais de tension bi axiale

Les essais de tension bi axiale [KAW73][BUE98][WIL08] sont nécessaires pour mettre en évidence l'interaction entre les réseaux des mèches du fibreux. Des outils d'essais spécifiques sont utilisés pour effectuer ces essais. Il consiste à tendre une croix de tissu suivant les directions des mèches (Figure 2.13). On mesure les efforts et la déformation des mèches.

Dans le cas général, les deux réseaux sont tendus et l'on définit le coefficient k comme le rapport des déformations du tissu dans les directions chaîne et trame de l'échantillon testé. Le coefficient k peut alors être défini par la relation suivante (ou son inverse) :

$$k = \frac{\varepsilon_{chaîne}}{\varepsilon_{trame}} \quad (2.2)$$

Les résultats des essais (Figure 2.14) montrent la présence d'une rigidification progressive suivie d'une linéarité du comportement. La non-linéarité de début de chargement s'explique par des phénomènes ayant lieu à des échelles inférieures, les

variations d'ondulation de mèches. Du fait même du tissage et de l'alternance des fils, le tissu présente une ondulation naturelle de ses mèches (Figure 2.15).

Les résultats obtenus permettent aussi de constater que la variation du rapport de déformation dans deux directions affecte de manière significative le comportement du fibreux. Cela est dû au fait que les mèches sont écrasées au niveau d'intersection entre les chaînes et les trames, lorsque les trames (chaînes) sont tendues. En effet, plus la sollicitation qui agit sur les trames (chaînes) est élevée par rapport à celle qui agit sur les chaînes (trames), plus les chaînes (trames) s'allongent.

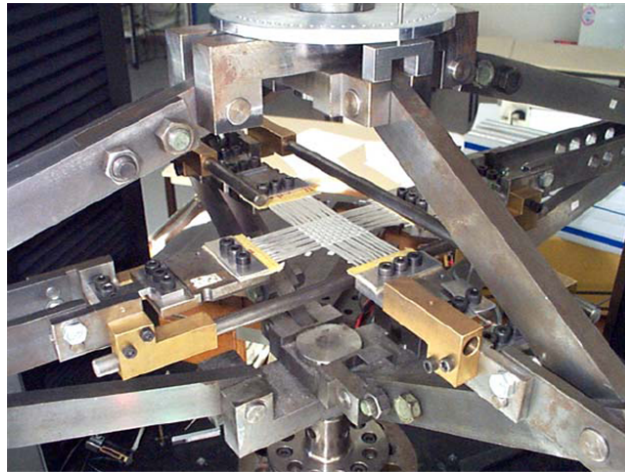


Figure 2.13: Dispositif de l'essai de tension biaxiale [BUE98]

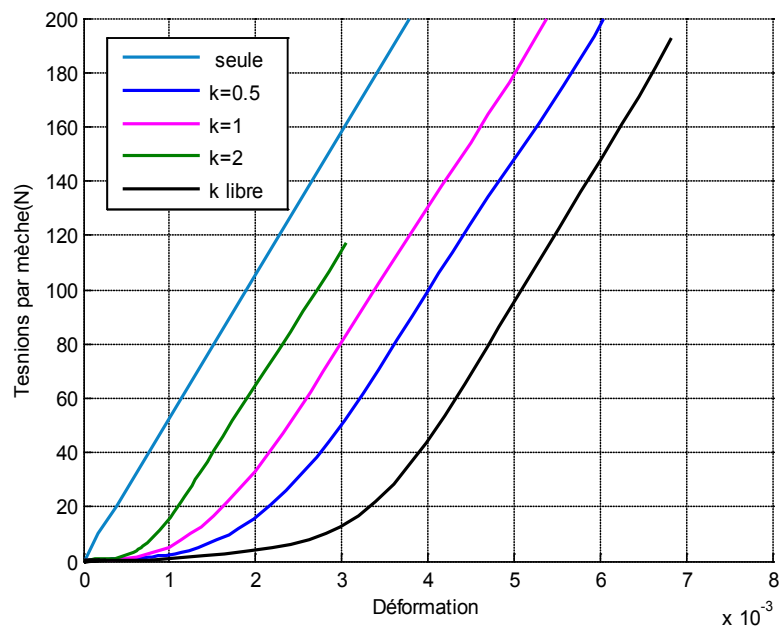


Figure 2.14 : Résultat des essais de tension biaxiale [BUE98]

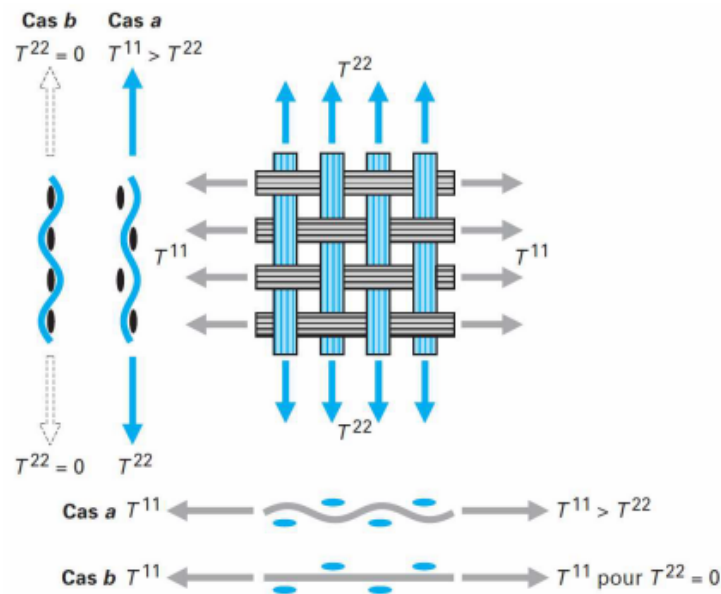


Figure 2.15 : Variations d'ondulation pour des tensions chaîne et trame

2.3.2 Essais de cisaillement

Lors de la mise en forme d'un tissu, le cisaillement est le mode de déformation principale, la variation des angles entre les fils de chaînes et les fils de trame qui peuvent être assez grandes permettent l'obtention de formes complexes et non développables. Pour déterminer le comportement en cisaillement, il existe plusieurs tests notamment le « bias test » [CAO08] [HAR08] [LOM08] et le « Picture frame test » [DUM03][CAO08].

(a) Essais « Picture frame »

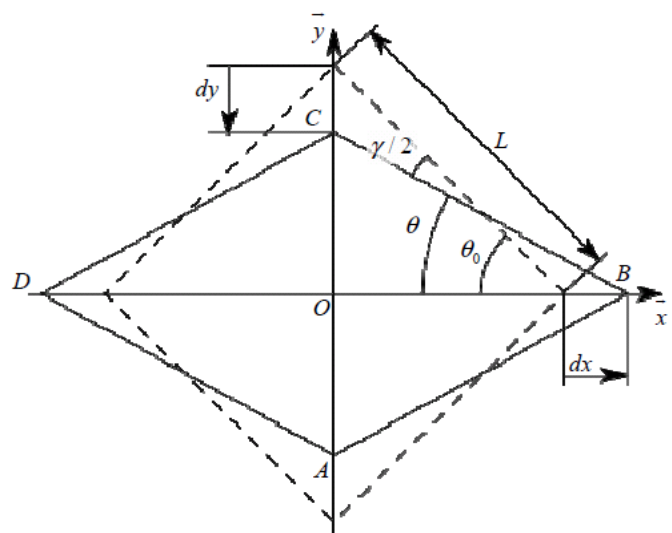
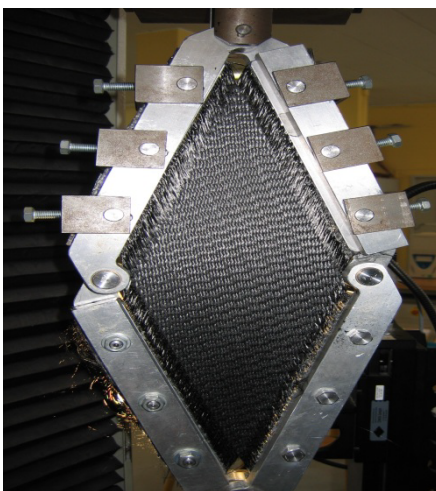


Figure 2.16 : Essais de Picture frame

Le « Picture frame » est un test permettant d'imposer une cinématique de cisaillement pur à un tissu. L'éprouvette est montée dans un cadre qui est articulé à ses quatre coins, dont deux coins opposés sont placés dans la machine de traction. Elle se présente sous la forme d'une croix de la même dimension que le cadre et est maintenue par l'intermédiaire de talons réalisés par collage de plaques d'aluminium. L'angle de cisaillement est lié au déplacement imposé au cadre par une simple relation géométrique. La cinématique est schématisée sur la figure 2.16. L'angle de cisaillement est défini par la relation suivante:

$$\gamma = \theta_0 - 2\theta = \frac{\pi}{2} - 2\theta \quad (2.3)$$

À partir du déplacement relatif des mors de la machine de traction, on peut piloter la déformation en cisaillement du renfort.

(b) Essais Bias test

Les « bias tests » sont une alternative permettant de caractériser le comportement en cisaillement d'un fibreux. Ils consistent à imposer une élongation à une éprouvette dans la direction de biais (direction qui fait un angle de 45° avec la direction initiale des mèches) (Figure 2.17). La cinématique induite permet de créer un cisaillement dans la partie centrale de l'éprouvette. La déformation est mesurée par des moyens optiques.

En effet, en considérant l'hypothèse de non-glissement des mèches, on peut déduire la relation suivante entre l'angle de cisaillement dans la zone centrale et le déplacement d des mors de la machine de traction :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - \arccos\left(\frac{D+d}{D\sqrt{2}}\right) \quad (2.4)$$

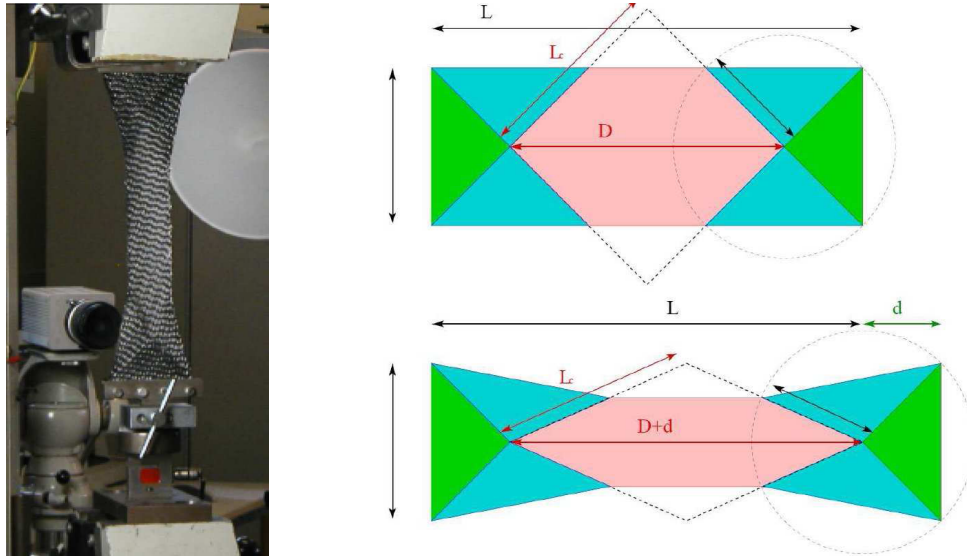


Figure 2.17 : Essais de Bias test

Les figures 2.18 et 2.19 présentent respectivement les courbes d'expérience de l'essai Bias test et de l'essai Picture frame. Elles peuvent être divisées en trois zones :

Dans la première phase, les mèches sont soumises à une rotation de corps rigides. Le contact entre les mèches voisines dans la même direction est absent. Il n'y a pas de cisaillement dans la mèche. Par conséquent, les efforts sont faibles puisque seuls les frottements de rotation entre réseaux chaîne et trame s'opposent à la distorsion.

Le passage à la zone 2 correspond à l'angle limite ou angle de blocage en cisaillement. À partir de cet angle, les mèches arrivent en contact avec leurs voisines et sont comprimées latéralement, d'abord partiellement (zone 2) puis complètement (zone 3) ce qui explique l'augmentation très rapide de l'effort de cisaillement et donc de la rigidité en cisaillement. En pratique, dans la zone 3, des plissements apparaissent, provoqués par le blocage en cisaillement.

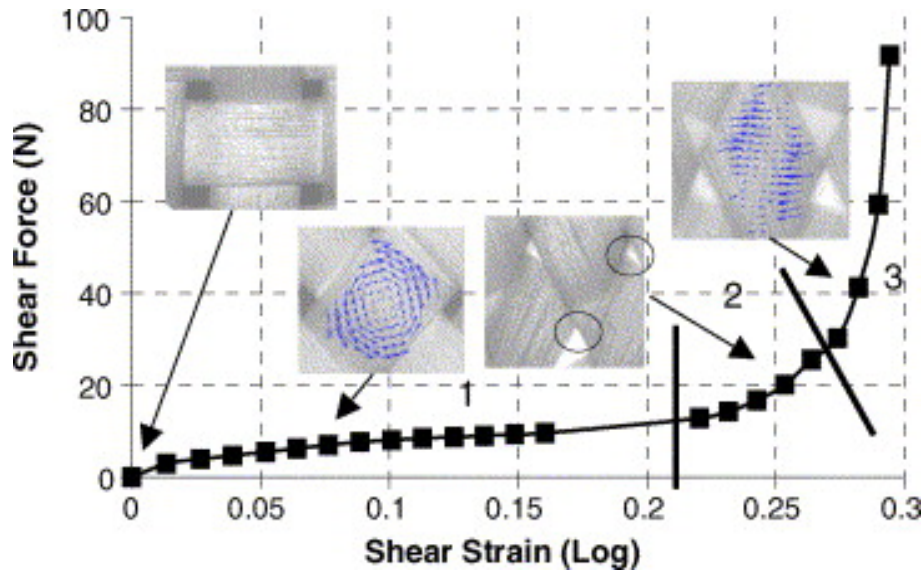


Figure 2.18 Courbe de cisaillement «Bias test » et phénomènes mésoscopiques

[DUM03]

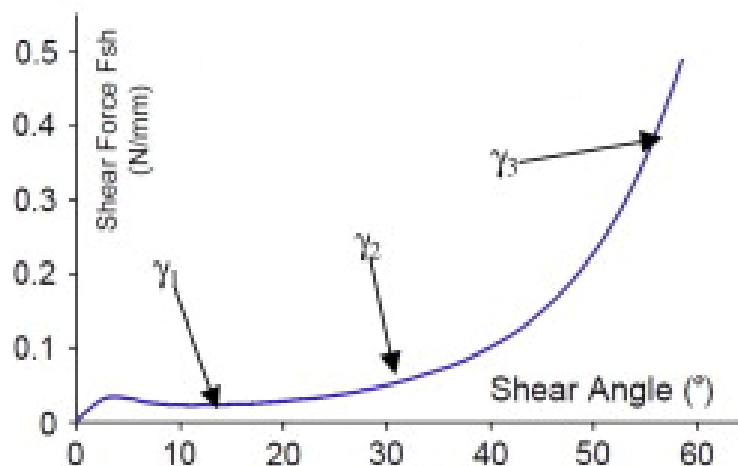


Figure 2.19 : Courbe de cisaillement « Picture frame » [LOM08]

2.3.3 Essais de compression

La compression du renfort est provoquée lors du préformage ou lors de l'injection de la résine. L'essai de compression [SAU98] [ROB99] consiste à appliquer des pressions perpendiculaires au plan du renfort. L'objectif de ces essais est de quantifier le changement de l'épaisseur du renfort ou le taux de fibres en fonction de l'effort appliqué (Figure 2.20). Pour mieux comprendre le comportement en compression du renfort fibreux et les différents facteurs susceptibles d'affecter ce comportement, nous proposons dans les

sections suivantes une étude détaillée de cet aspect. L'analyse et la simulation de ce mode de déformation sont un des objectifs principaux de cette thèse.

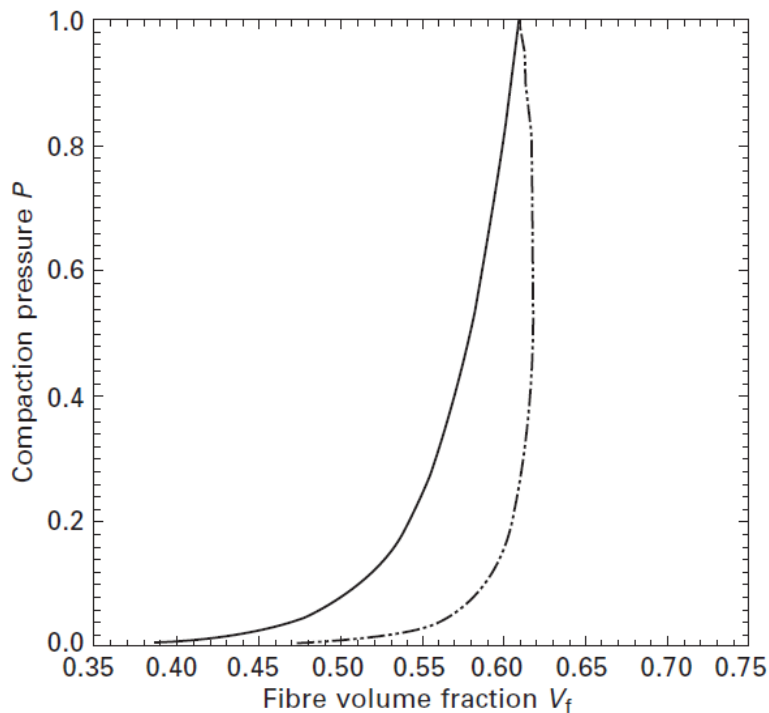


Figure 2.20 : Essais de compression [LON06]

2.3.4 Flexion

La rigidité de flexion a récemment fait l'objet de recherche dans le domaine des tissus techniques. Elle a souvent été négligée dans les recherches précédentes. Pourtant cette rigidité joue un rôle important dans la formation des plissements lors de la mise en forme.

La détermination de cette rigidité consiste à définir la relation entre la courbure et le moment fléchissant. Les essais de flexion habituellement utilisés pour les matériaux continus, tels que les essais de flexion trois points ou quatre points, ne peuvent pas être utilisés en raison de la faible rigidité de flexion du tissu.

Des outils spécifiques ont été développés, par exemple le testeur KES-FB, qui mesure le couple sur un échantillon de tissu plié [KAW80]. Cet appareil a été conçu pour les tissus d'habillement, mais les tissus des renforts composites sont trop raides pour cet appareil.

Un dispositif d'essai de flexion basé sur le test cantilever est représenté sur la figure 2.21 [BIL10]. L'échantillon est mis sur des lattes qui sont successivement rétractés pendant l'essai et il est plié sous son propre poids. Le test complet est une succession des tests quasi statistiques avec différentes longueurs et charges. Un appareil photo numérique enregistre

les formes de l'échantillon plié. De ces mesures, il ressort que le moment de flexion peut être lié à la courbure de flexion.

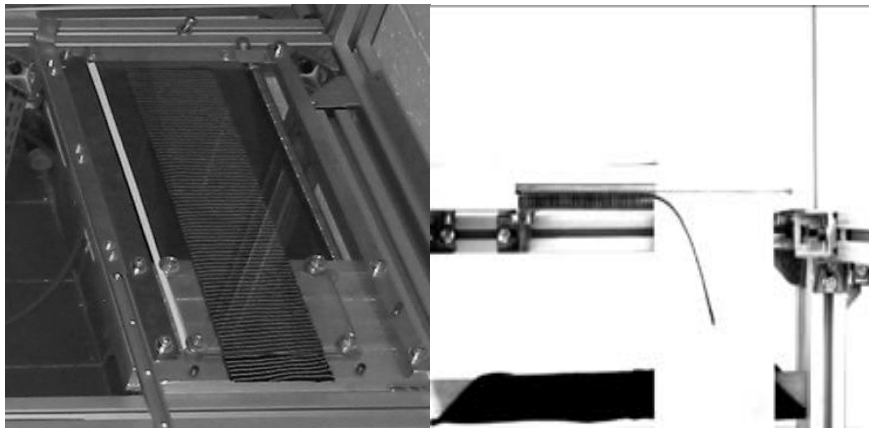


Figure 2.21 Essai de flexion [BIL10].

2.3.5 Simulation de la mise en forme du tissu

La maîtrise du procédé de fabrication est un enjeu majeur pour un industriel et les démarches de type essais-erreurs sont très coûteuses et lentes quand il s'agit de réaliser des pièces telles que le cas avec le moulage par RTM. La simulation numérique de la mise en forme à l'échelle macroscopique présente alors un intérêt majeur. Nous citerons deux types d'approches utilisées :

- L'approche par drapage géométrique appelée également algorithme du filet [BER88] ;
- Les approches mécaniques par éléments finis qui seront détaillées plus loin.

L'approche géométrique est connue sous le nom d'algorithme du filet [MAR56], [VAN91] schématisé en figure 2.22. Cette méthode repose sur les (fortes) hypothèses suivantes :

- Les mèches sont inextensibles.
- Les intersections entre les réseaux chaîne et trame ne peuvent pas glisser.
- Les rotations entre les deux réseaux sont libres.
- Le contact du fibreux avec la surface de l'outil se fait sans glissement.

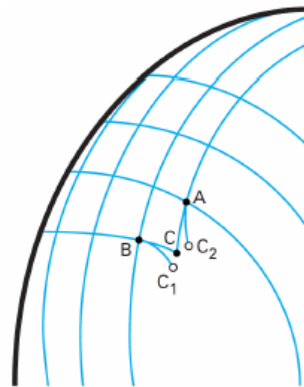
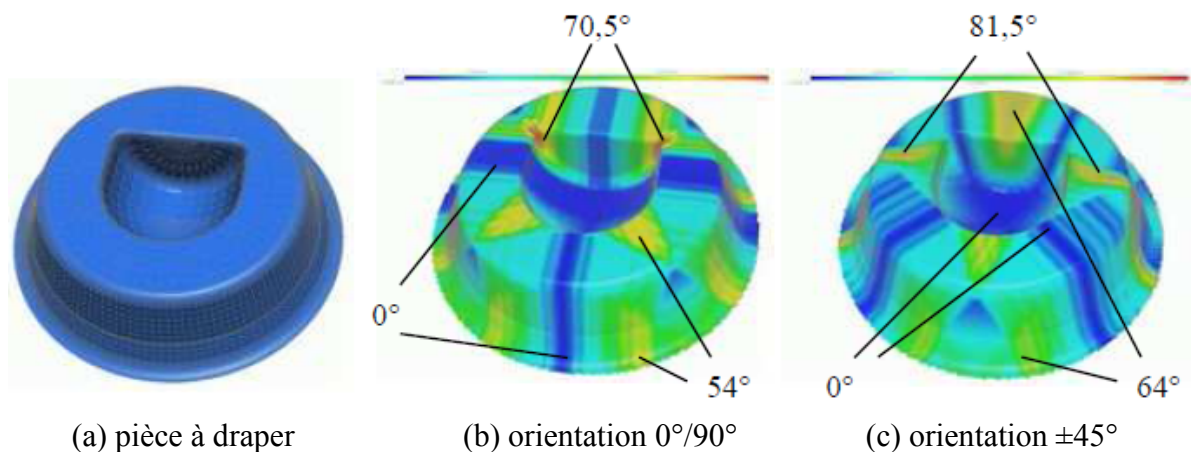


Figure 2.22 : Méthode du filet : détermination de la position du point C connaissant celle de A et B



(a) pièce à draper

(b) orientation $0^\circ/90^\circ$

(c) orientation $\pm 45^\circ$

Figure 2.23 : Simulation de mise en forme par la méthode du filet d'une pièce non développable pour deux orientations différentes du renfort [BOR02]

La position du point C est déterminée à partir des positions des points A et B. Les mèches étant inextensibles, il se situe à l'intersection des deux géodésiques issues de A et de B distantes de ceux-ci de la longueur du côté de la maille. L'algorithme permet ainsi de calculer de proche en proche la position des nœuds du maillage à partir de la donnée initiale d'un point et des deux directions des mèches de chaîne et de trame en ce point. Cette donnée initiale doit être sûre car elle conditionne le résultat obtenu. La résolution de cet algorithme est un problème non linéaire scalaire qui peut néanmoins être rapidement résolu par des méthodes numériques (Figure 2.23).

La méthode par éléments finis présente l'intérêt de prendre en compte un modèle de comportement mécanique du renfort et ainsi obtenir les informations qui ne sont pas

fournies par les méthodes géométriques plus simples : validation de la mise en forme, tensions (assurer l'intégrité des mèches) et orientations des mèches. Des approches continues [BOI05] [PEN05][TEN07], discrètes [SHA04] ou semi discrètes ont été développées. L'une d'elles [BOI01] [HAM08] consiste à construire des éléments finis spécifiques aux fibreux. Ce type d'élément est constitué de mailles élémentaires fibreuxes. Le comportement de chaque maille est défini à partir de résultats des essais en tension biaxiale et en cisaillement. Les matrices de rigidité et des efforts intérieurs nodaux sont obtenus par sommation sur chaque maille élémentaire. Les résultats sont satisfaisants et permettent des simulations de préformage complexes (Figure 2.24).

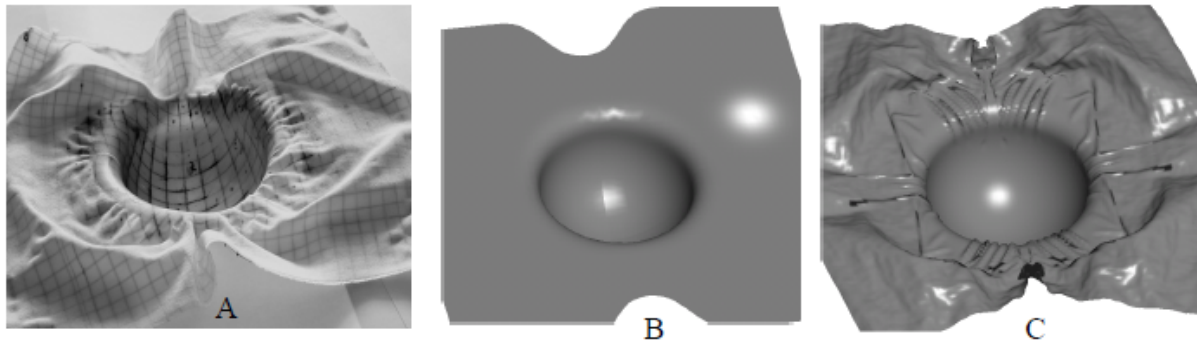


Figure 2.24 : Déformées ; vue de dessous. De gauche à droite : Expérimentale, Simulation en tension, Simulation en tension et cisaillement [BOI04]

2.3.6 Simulation à l'échelle mésoscopique

Une alternative aux essais de caractérisation toujours dans l'approche mécanique consiste à extraire le comportement mécanique d'un tissu à partir de simulations à l'échelle dite mésoscopique de sa maille élémentaire. On peut alors distinguer des méthodes analytiques [LOM00] [VER05] et éléments finis [HIV03] [HIV05] [BAD07] ou encore [DUR07], qui utilisent des éléments à une échelle intermédiaire entre la mèche et les fibres. Ce type de simulation nécessite par contre la connaissance des propriétés mécaniques des mèches et de leur géométrie au sein du fibreux. Pour ce faire, plusieurs approches peuvent être citées [HIV03] [HIV05] qui ont bâti un modèle géométrique de la maille élémentaire à partir de mesures 3D en surface ou [BAD08], qui a réalisé une étude par tomographie permettant également de valider les déformées simulées issues de l'approche mésoscopique (Figure 2.25), [LOM00, LOM06] a proposé une description mésoscopique construit l'équilibre mécanique des mèches

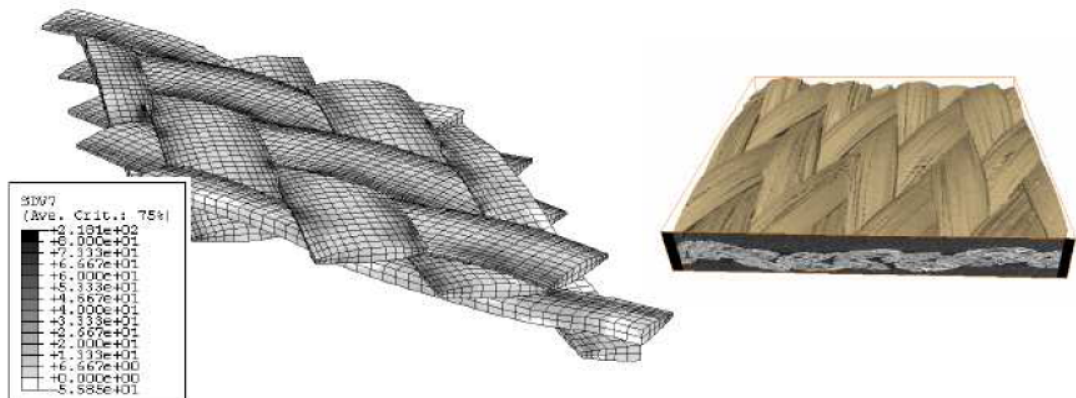


Figure 2.25 : Modèle déformé (iso-valeurs de contrainte longitudinale) et rendu 3D de tomographie [BAD08]

2.4 Imprégnation du renfort fibreux par la résine en liquide

Le phénomène de l'imprégnation du renfort par la résine dans les procédés LCM est généralement considéré comme l'écoulement d'un fluide newtonien dans un milieu poreux. Pour mieux comprendre la physique de l'écoulement, nous aborderons dans cette section, l'état de l'art relatif à l'écoulement en milieu poreux appliqué aux procédés LCM.

2.4.1 Renforts fibreux : milieux poreux

Lors de la modélisation des procédés LCM, les renforts fibreux ou les préformes sont considérés comme des milieux poreux.

Les milieux poreux, par définition, sont des solides de formes complexes englobant ou contenant des pores. Les pores peuvent communiquer entre eux et sont généralement remplis d'un ou de plusieurs fluides (liquide ou gaz).

On peut rencontrer de nombreux exemples de milieu poreux dans la vie courante tels que : sol, sable, grès cimentés, calcaire karstique, caoutchouc mousse, pain, poumons ...

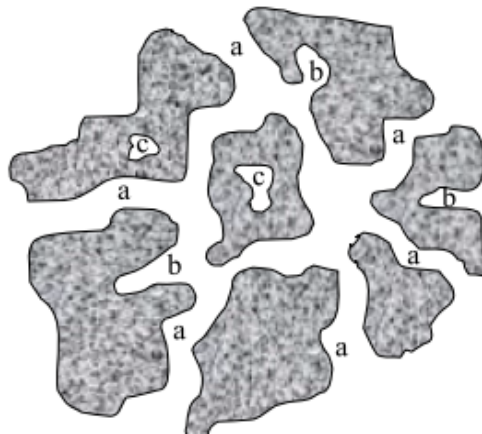


Figure 2.26 Classification des pores

Les pores peuvent être classés selon leur capacité à être pénétrés par un fluide externe (Figure 2.26) :

Les pores (c) qui sont totalement isolés de leurs voisins sont appelés pores fermés. Leur présence affecte les propriétés macroscopiques telles que la conductivité thermique, mais est inactive pour l'écoulement des fluides.

Les pores (a, b) qui ont des canaux continus de communication avec la surface externe du corps sont décrits comme des pores ouverts.

La partie solide d'un milieu poreux peut être : un milieu non consolidé dont la phase solide est alors formée de grains ou de fibres non soudés entre eux (graviers, sables, limons, billes de verre et d'acier, matériaux divers ...) ou un milieu consolidé : dans ce cas, le solide compact ne peut pas se diviser en grains ou fibres (roches calcaires, grès, argiles bois, céramiques, poudres frittées, tissus végétaux et animaux ...).

2.4.1.1 Caractéristique du milieu poreux

Les phénomènes physiques qui se produisent dans les milieux poreux dépendent de la géométrie de la partie solide, celle-ci est donc caractérisée par un certain nombre de grandeurs moyennes, géométriques ou statistiques :

La porosité se définit comme le rapport du volume des vides au volume apparent du milieu poreux. On distingue : la porosité totale qui tient compte des cavités occluses au sein du solide (pores fermés) et la porosité accessible ou espace poreux connecté à travers lequel s'effectue l'écoulement des masses fluides :

$$\varepsilon = \frac{V_\varepsilon}{V} \quad (2.5)$$

Où V_ε est le volume des vides et V est le volume total du milieu poreux.

La surface spécifique se définit comme le rapport de l'aire de la surface totale des interfaces solide-pore au volume de l'échantillon. Cette grandeur dont la dimension est l'inverse d'une longueur, joue un rôle capital dans les problèmes d'adsorption.

$$S = \frac{S_e}{V} \quad (2.6)$$

Où S_e est l'aire de la surface totale des interfaces solides pores.

Il convient parfois de distinguer la surface spécifique accessible et la surface spécifique totale comprenant l'aire des parois des cavités occluses.

La tortuosité est une grandeur sans dimension, définie par Carman [CAR37]. Elle permet de rendre compte du caractère sinueux du chemin parcouru par le fluide dans le milieu poreux :

$$T = \left(\frac{L_{cap}}{L} \right)^2 \quad (2.7)$$

Où L_{cap} est la longueur réelle du chemin suivi par une particule de fluide dans le matériau et L est la longueur mesurée macroscopiquement (voir Figure 2.27).

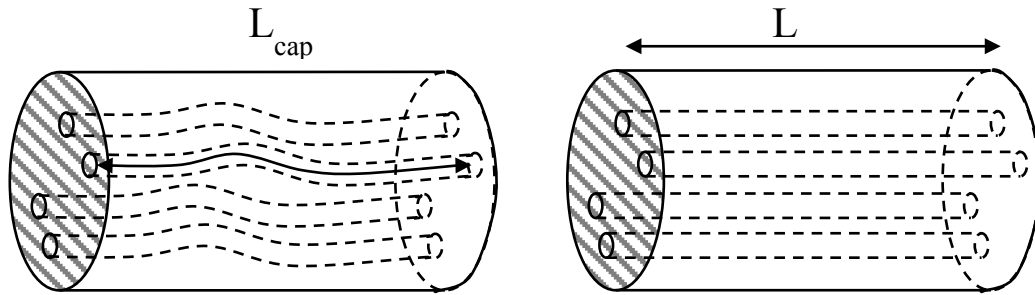


Figure 2.27 Milieu poreux modélisé par un réseau de tubes capillaires où la longueur L permet de définir la tortuosité [GUY99]

Lorsque le milieu poreux considéré est de grande dimension, il est nécessaire de décrire de façon détaillée les propriétés du milieu, de définir les propriétés locales en chaque point, tel que le volume élémentaire représentatif (VER). La taille du VER est choisie de manière théorique en fonction de la division du milieu de telle sorte que:

Le VER soit suffisamment grand pour contenir un grand nombre de pores de manière à pouvoir y définir une propriété moyenne globale avec l'assurance que l'effet de fluctuation d'un interstice à un autre soit négligeable [BEA72].

Le VER soit suffisamment petit pour que les variations des propriétés d'un domaine (contenant éventuellement des discontinuités) puissent être approchées par des fonctions continues sans introduire d'erreur décelable par les instruments de mesure à l'échelle macroscopique [BEA72]

La Figure 2.28 illustre l'influence de la taille du VER sur une propriété telle que la porosité.

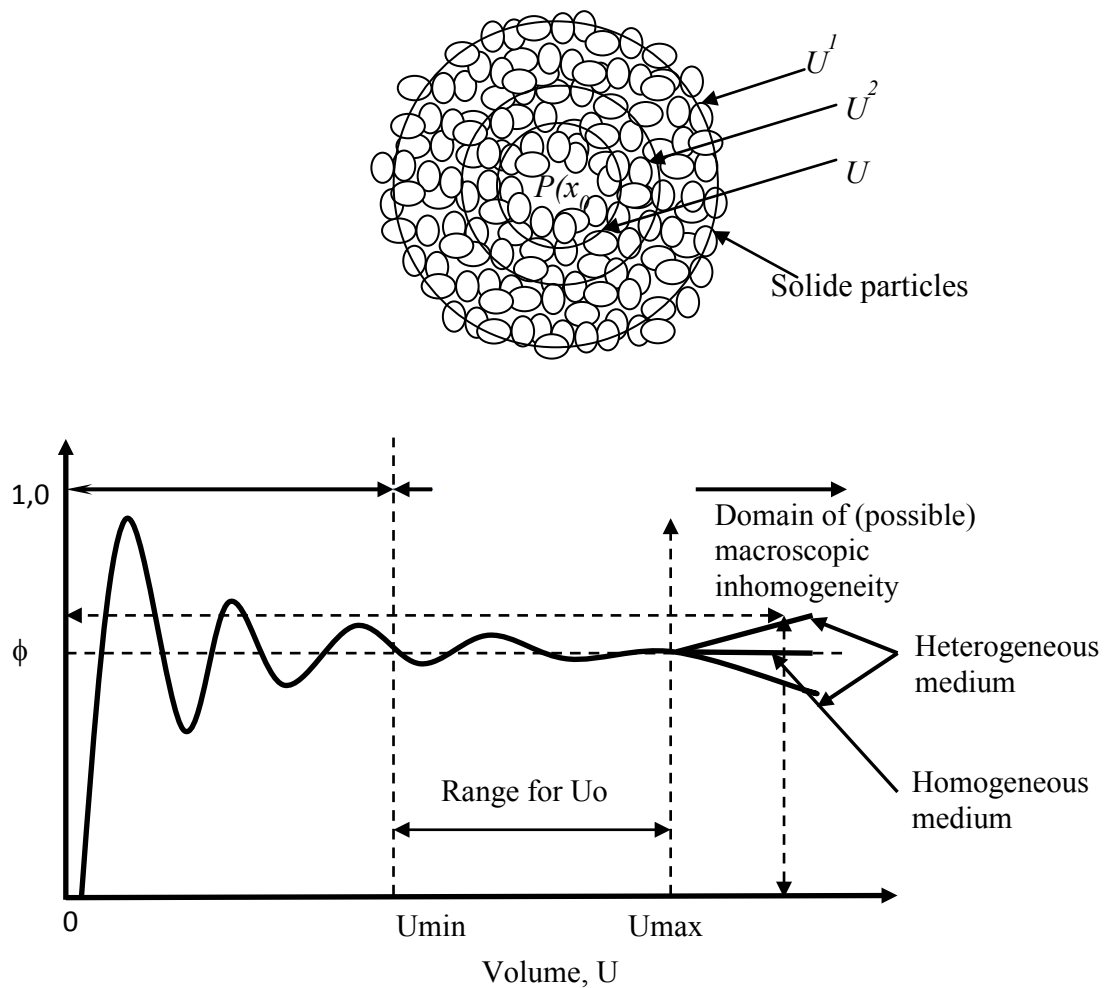


Figure 2.28 Procédure de moyenne spatiale (gauche) et fluctuations typiques de la porosité en fonction de la taille du VER [BEA72]

Cette définition a un caractère arbitraire évident, les propriétés locales en un point dépendent de la taille du volume choisie. Pour certains types de milieux poreux, il peut exister une plage $U_{\min} < U < U_{\max}$ (Figure 2.28) où les propriétés locales présentent une certaine stabilité.

Mais on peut aussi rencontrer des milieux pour lesquels cette plage $U_{\min} < U < U_{\max}$ n'existe pas. Ou encore, on peut rencontrer des milieux pour lesquels il existe plusieurs plages de stabilité pour la définition des propriétés.

Introduisons une fonction caractéristique définie sur le milieu poreux, tel que :

$$\varphi(x) = \begin{cases} 1 & \text{si } x \in \text{volume solide} \\ 0 & \text{si } x \notin \text{volume solide} \end{cases}$$

On peut définir la porosité locale moyenne sur un VER (de volume V) par :

$$\langle \phi(x) \rangle = \frac{1}{V} \int_V \phi(x) dx \quad (2.8)$$

Dans le cas d'un milieu poreux déformable, la fonction caractéristique dépend en plus de l'espace et du temps. Ainsi pour un milieu poreux déformable la porosité est dépendante du temps et de sa position spatiale.

2.4.1.2 La porosité du milieu fibreux : simple-porosité ou double-porosité

Les renforts fibreux sont considérés comme des milieux poreux particuliers. En fonction de leur distribution de tailles de pores, on peut les classer en deux catégories: les renforts à single-porosité (e.g. mats) et les renforts à double-porosité (e.g. renforts fibreux).

Les mats sont généralement constitués des fibres courtes disposées aléatoirement (Figure 2.29). La distribution des pores en fonction de leur taille pour les mats est en générale uni-modale et la variation est assez large [MIL98] (Figure 2.30).



Figure 2.29. Exemple de milieu fibreux à single-porosité (mat de verre)

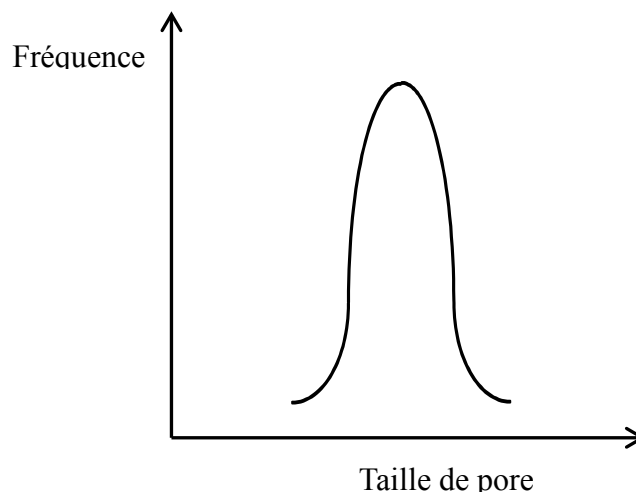


Figure 2.30 : La distribution de taille de pores dans le milieu à single-porosité

Pour les renforts fibreux (Figure 2.31), on peut y distinguer deux types de pores : les micropores entre les fibres se trouvent essentiellement au sein des mèches (intra toron) et les macropores se situent entre les mèches (inter toron) (Figure 2.32). Le diamètre des micropores est de l'ordre de $1\sim 10\ \mu\text{m}$ alors que celui des macropores est de l'ordre de $100\ \mu\text{m} \sim 1\ \text{mm}$.

Les renforts fibreux sont considérés comme des milieux poreux à double-échelle de pores. Par conséquent, les renforts fibreux ont deux termes de porosité. Le premier concerne la structure interne des mèches, appelée porosité des mèches ou microporosité. Elle est définie comme le rapport entre le volume des pores dans les mèches et le volume de la mèche. Le deuxième, appelé macroporosité, est défini comme le rapport entre les volumes des pores entre les mèches et le volume du renfort. La distribution des pores des renforts fibreux en fonction de leurs tailles se présente en générale sous forme bimodale [MIL98] [PAT06] (Figure 2.33)

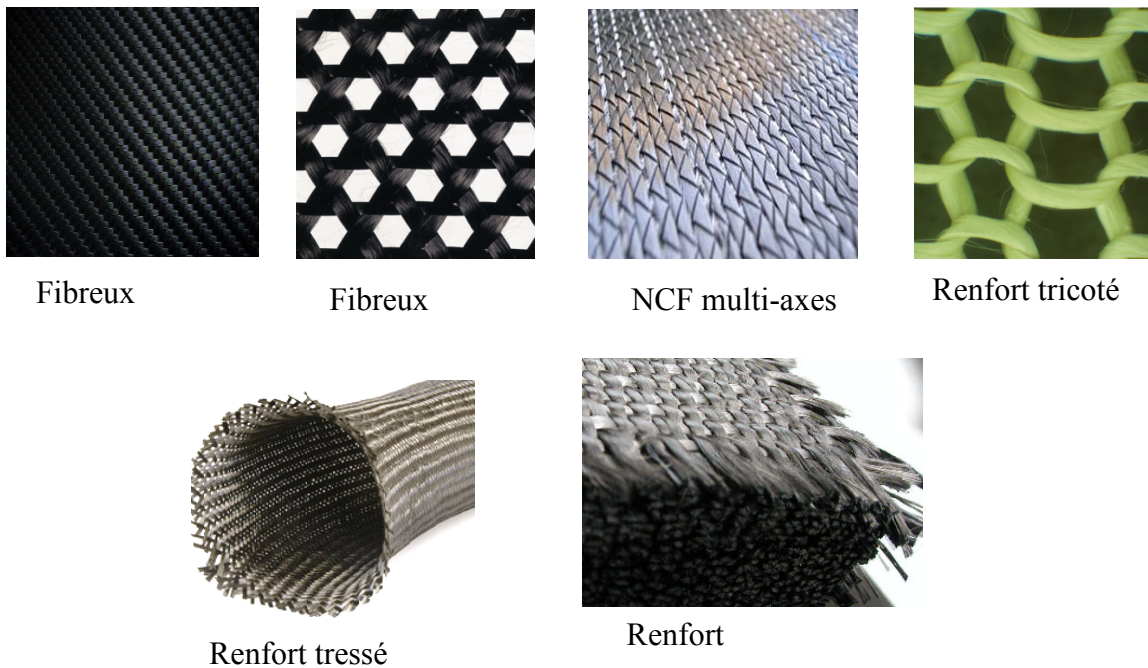


Figure 2.31. Exemples de milieux fibreux à double-porosité

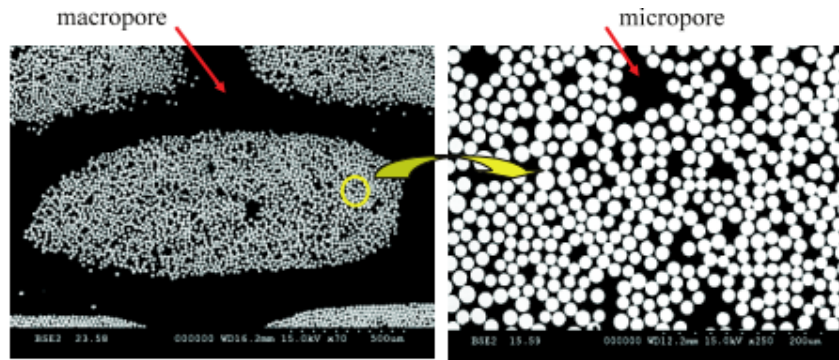


Figure 2.32 Différente échelle de pores en milieu fibreux [BIZ04]

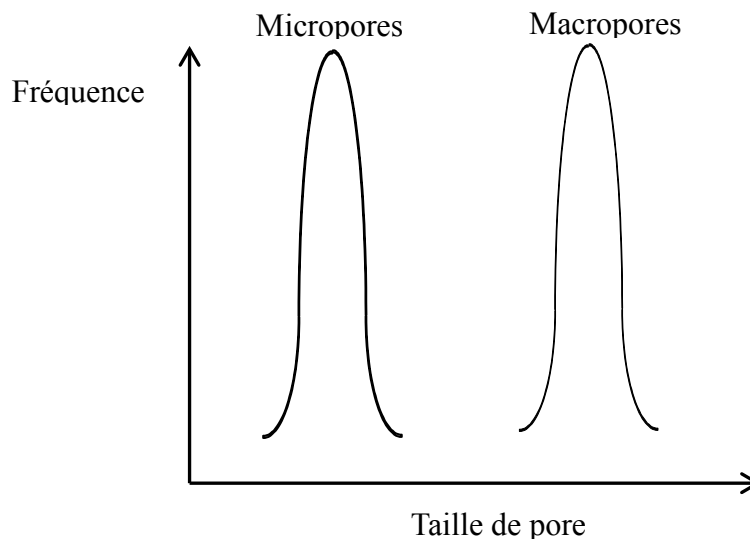


Figure 2.33 : La distribution de pores dans le milieu poreux à double-porosité

Il est possible de distinguer trois échelles d'étude dans les renforts fibreux chacune correspondant à un niveau de porosité :

- Échelle microscopique associée aux micropores ;
- Échelle mésoscopique associée aux macropores ;
- Échelle macroscopique associée au renfort dans son ensemble.

2.4.2 Ecoulement en milieu fibreux

L'écoulement en milieux poreux repose sur le remplissage des pores par un fluide. Deux points de vue peuvent être considérés : macroscopique et microscopique.

L'aspect macroscopique considère le fluide comme un milieu continu et utilise la théorie des milieux continus. L'aspect microscopique apporte des termes correctifs mineurs à la théorie des milieux continus. Si l'écoulement à l'échelle macroscopique peut être généralement décrit par la loi de Darcy, la description plus précise à l'échelle microscopique est gouvernée par l'équation de Navier - Stokes. Le passage entre deux

échelles nécessite l'intervention d'équation de Brinkman pour assurer la continuité de l'écoulement. Nous présenterons dans ce paragraphe l'ensemble des équations utilisées pour rendre compte de l'écoulement des fluides dans un milieu poreux.

2.4.2.1 Loi de Darcy

L'étude fondatrice des écoulements dans les milieux poreux a été réalisée par Darcy en 1856 [DAR56]. Il a mis en évidence une relation linéaire entre la vitesse et le gradient de pression appliqué.

$$Q = K \frac{A \Delta P}{\mu L} \quad (2.9)$$

Où

Q est le débit volumique

K est la conductivité hydraulique ou la perméabilité du milieu poreux

A est la surface de la section étudiée

ΔP est la chute de pression hydraulique

L est la longueur de l'échantillon

μ est la viscosité de fluide

La perméabilité du milieu, K, peut être définie comme « la facilité avec laquelle un fluide s'écoule dans un milieu poreux sous l'action d'un gradient de pression ». Cette expression est généralement réécrite de la manière suivante :

$$\langle v \rangle = -\frac{K}{\mu} \nabla P \quad (2.10)$$

Avec $\langle v \rangle$ la vitesse macroscopique .

Plusieurs hypothèses ont été considérées pour introduire la loi de Darcy à savoir [BIN96] :

- Le fluide est supposé newtonien et incompressible.
- Le milieu poreux est indéformable.
- L'écoulement est laminaire.
- Le milieu poreux est supposé totalement saturé en fluide.

Enfin, la perméabilité est définie comme une propriété intrinsèque du milieu poreux, supposée indépendante de la nature du fluide. Les effets de diffusion et de capillarité sont négligés.

L'application de la loi de Darcy nécessite en général son extension aux écoulements tridimensionnels :

$$\bar{v} = -\frac{\bar{K}}{\mu} \nabla P \quad (2.11)$$

Avec :

\bar{v} est le champ de vitesse du fluide

ΔP est le gradient de pression

Dans cette nouvelle formulation, la perméabilité intervient sous la forme d'un tenseur \bar{K} du troisième ordre, supposé symétrique.

$$\bar{K} = \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{xy} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{xz} & k_{yz} & k_{zz} \end{bmatrix}_{x,y,z} = \begin{bmatrix} k_{Xp} & 0 & 0 \\ 0 & k_{Yp} & 0 \\ 0 & 0 & k_{Zp} \end{bmatrix}_{Xp,Yp,Zp}$$

k_{Xp} , k_{Yp} , k_{Zp} sont les perméabilités principales qui sont définies dans les directions principales Xp , Yp et Zp .

Traditionnellement, la loi de Darcy est définie pour les écoulements en milieu poreux quand le nombre de Reynolds Re basé sur la dimension des pores d et les vitesses interstitielles V_i est petit.

$$Re = \rho \frac{V_i d}{\mu} \quad (2.12)$$

Où ρ est la masse volumique du fluide.

Plusieurs études expérimentales [BEA72], [ROS49] [SHE57] ont montré que cette loi est validée pour ($Re < 1$). Dans ce cas, la vitesse dans certaines directions est directement proportionnelle au gradient de pression dans cette direction. Les résultats expérimentaux ont aussi montré que l'équation 2.9 était incapable de décrire les écoulements quand le nombre de Reynolds est grand ($Re > 1$) [BEA72] [ZEN06] [KIM05]. En effet, lorsque le Re est grand, l'effet d'inertie de l'advection n'est plus négligeable et le débit n'est plus linéaire en fonction du gradient de pression (Figure 2.34).

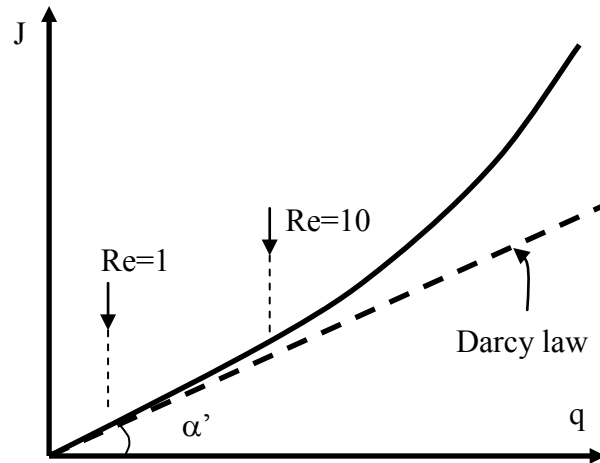


Figure 2.34: Écoulement à travers un milieu poreux : régimes hydrauliques [BEA72]

Lors de calcul de la perméabilité par la loi de Darcy, les renforts fibreux sont considérés comme totalement saturés et l'écoulement de résine comme stationnaire. Pourtant, cette hypothèse ne correspond pas à la réalité expérimentale. Car plusieurs paramètres peuvent venir perturber l'écoulement de résine notamment l'écoulement préférentiel, les variabilités locales du matériau et la saturation progressive du renfort.

2.4.2.2 Équation de Navier-Stokes

Au niveau de l'échelle microscopique, l'écoulement dans le macropore qui est un espace ouvert entre les mèches, ne peut pas être modélisé par la loi de Darcy. Dans ce cas, l'équation de Navier-Stokes est le meilleur modèle pour décrire l'écoulement dans un milieu continu.

L'écoulement d'un fluide newtonien et non-stationnaire est régi par les deux équations suivantes : l'équation de continuité et l'équation de mouvement.

L'équation de continuité exprime la conservation de la matière.

$$\nabla \cdot (\rho \cdot v) + \frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \quad (2.13)$$

Où v désigne la vitesse eulérienne d'une particule fluide et ρ désigne la masse volumique du fluide.

Le terme $\nabla \cdot (\rho \cdot v)$ exprimant l'advection de la masse et le terme non-stationnaire $\frac{\partial \rho}{\partial t}$ se présente dans le cas où la masse volumique admet une dépendance explicite du temps.

L'équation de mouvement traduit la conservation de la quantité de mouvement des particules fluides.

$$\rho \left[\frac{\partial v}{\partial t} + (v \cdot \nabla)v \right] = -\nabla P + \rho g + \mu \nabla^2 v \quad (2.14)$$

L'équation de Navier-Stokes (Eq. 2.14) explicite que la variation de quantité de mouvement par unité de temps est égale à la somme vectorielle des forces appliquées.

La partie gauche de l'équation de Navier-Stokes contient deux termes d'inertie : le premier terme rend compte de la variation temporelle du champ de vitesse qui est un terme transitoire et le second terme d'inertie, exprime les variations spatiales de la vitesse et rend compte du transport par convection de la quantité de mouvement par l'écoulement. Ce terme fait intervenir une vitesse au carré, ce qui confère à l'équation un caractère non-linéaire.

La partie droite de l'équation de Navier-Stokes contient les forces appliquées: les forces volumiques extérieures ρg avec g le champ de pesanteur, le gradient négatif de pression $-\nabla P$, la friction visqueuse $\mu \nabla^2 v$, rendant compte de la diffusion de quantité de mouvement, qui correspond à la dissipation d'énergie par frottement visqueux.

Dans de nombreuses situations, l'écoulement peut être considéré comme étant stable, et le terme d'accélération (d'inertie) dans l'équation (2.13) peut être négligé. En cas d'écoulement stationnaire, on obtient alors l'équation de continuité (Eq. 2.15) et l'équation de Stokes (Eq. 2.16):

$$\nabla \cdot (\rho v) = 0 \quad (2.15)$$

$$-\nabla P + \rho g + \mu \nabla^2 v = 0 \quad (2.16)$$

2.4.2.3 Equation de Brinkman

Brinkman a introduit en 1947 [BRI47] un terme empirique de force de volume dans l'équation de Stokes modélisant la force exercée par le fluide en écoulement sur les particules :

$$\rho \left[\frac{\partial v}{\partial t} + v \cdot \nabla v \right] = -\nabla P - \mu \frac{v}{K} + \mu_\varepsilon \nabla^2 v + \rho g \quad (2.17)$$

Où K est la perméabilité microscopique du milieu

μ_e est la viscosité effective

Cette équation est souvent utilisée pour prendre en compte des effets de double échelle de perméabilité. Le terme de Brinkman $\mu \frac{\nu}{K_\varepsilon}$ rend compte des effets visqueux à l'échelle macroscopique. Il permet de décrire de manière continue le passage d'un écoulement de Stokes à un écoulement de Darcy. Si le milieu est faiblement poreux, la perméabilité du milieu est faible (e.g. micropore) et la viscosité effective est faible, ce terme joue un rôle primordiale. Dans cas cas, nous considérons l'écoulement de Darcy. Lorsque le milieu est très perméable (e.g. macropore), le terme peut être négligé et on retrouve l'équation de Navier-Stokes.

2.4.3 Perméabilité des renforts fibreux

2.4.3.1 Perméabilités saturée et insaturée

Lors d'un écoulement dans un milieu fibreux, la perméabilité définie par la loi de Darcy est un paramètre important du renfort fibreux. La mesure de la perméabilité du milieu fibreux fait l'objet de plusieurs études [END06], [LAI08], [OUA10]. Dans cette section, on présente deux méthodes permettant de mesurer expérimentalement la perméabilité d'un renfort fibreux: la mesure lors d'un écoulement en milieu saturé et la mesure lors d'un écoulement en milieu insaturé.

La perméabilité saturée (K_{sat}) est une valeur mesurée avec un renfort totalement saturé par un liquide (Figure 2.35).

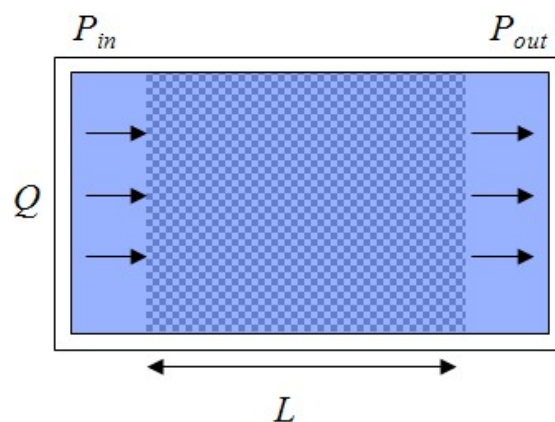


Figure 2.35 : La mesure de la perméabilité lors d'un écoulement en milieu saturé

En général, un débit constant est appliqué et la différence de pression entre deux points (normalement, le point d'injection et l'évent) est mesurée. En utilisant la loi de Darcy, on peut obtenir l'expression de la perméabilité par l'équation suivante :

$$K_{sat} = \frac{Q}{A} \frac{\mu L}{P_{in} - P_{out}} \quad (2.18)$$

Où A la section droite

On peut aussi mesurer la perméabilité du renfort dans l'écoulement en milieu insaturé ou en régime transitoire. Dans ce cas, le liquide est injecté sous une pression connue (normalement constante) et le renfort est imprégné progressivement. Si on suit l'avancement du front de l'écoulement au cours du temps, on peut obtenir la perméabilité insaturée (K_{unsat}) du renfort par l'équation suivante :

$$K_{unsat} = \frac{\phi \mu L^2}{2 P_{in} t} \quad (2.19)$$

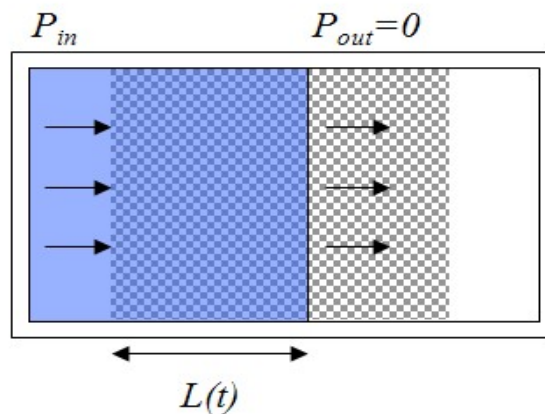


Figure 2.36 : La mesure de la perméabilité lors d'un écoulement en milieu insaturé ou en régime transitoire

Dans le cas de la perméabilité insaturée, on peut mesurer la perméabilité anisotropie sur un banc 2D. Un banc de mesure 2D (Figure 2.37) est composé de :

- Un pot d'injection,
- Un moule plan,
- Visualisation de l'avancée du front (caméra optique),

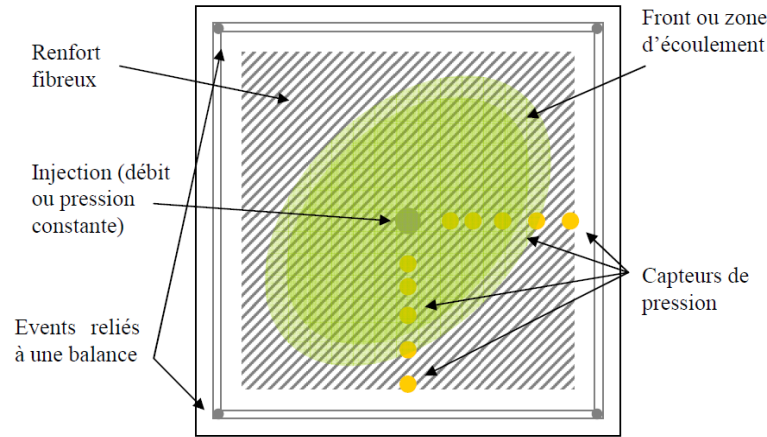


Figure 2.37 : Schéma de fonctionnement du banc 2D [LAI08]

La méthode de mesure de la perméabilité en milieu insaturé consiste à déterminer la position du front de fluide en fonction du temps

$$v_{front} = -\frac{K}{\mu\phi} \cdot \nabla P \quad (2.20)$$

$$\nabla \cdot v_{front} = 0 \quad (2.21)$$

L'équation se simplifie en équation de Laplace en coordonnées cylindriques :

$$Krr \left(\frac{\partial^2 P}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial r} \right) = 0 \quad (2.22)$$

Dans le cas le plus général, le renfort est anisotrope et le front d'écoulement est elliptique, la résolution de l'équation en coordonnées elliptiques, donne :

$$\left(\frac{R_1}{R_i} \right)^2 \left(2Ln \frac{R_1}{R_i} - 1 \right) + R_i^2 = \frac{4K(P_i - P_f)t}{\mu\phi R_{01}} \quad (2.23)$$

R_1 est le grand rayon de l'ellipse de front d'écoulement et R_{01} est le rayon de la porte d'injection circulaire. P_i est la pression à la porte d'injection, P_f est la pression au front de fluide, t est le temps nécessaire pour que le front d'écoulement atteigne R_1 (Figure 2.38). ϕ est la porosité du renfort et η est la viscosité du fluide injecté. La dimension équivalente du point d'injection suivant R_1 pour un seuil d'injection elliptique est donnée par :

$$R_{01} = \sqrt{\frac{R_2}{R_1}} R_i \quad (2.24)$$

Lorsque R_2 est petit, on a la perméabilité équivalente :

$$K_e = \sqrt{K_1 K_2} \quad (2.25)$$

Les valeurs principales du tenseur de perméabilité dans le plan du renfort, K_1 et K_2 , sont calculées de la manière suivante :

$$K_1 = K_e \frac{R_1}{R_2}, \quad K_2 = K_e \frac{R_2}{R_1} \quad (2.26)$$

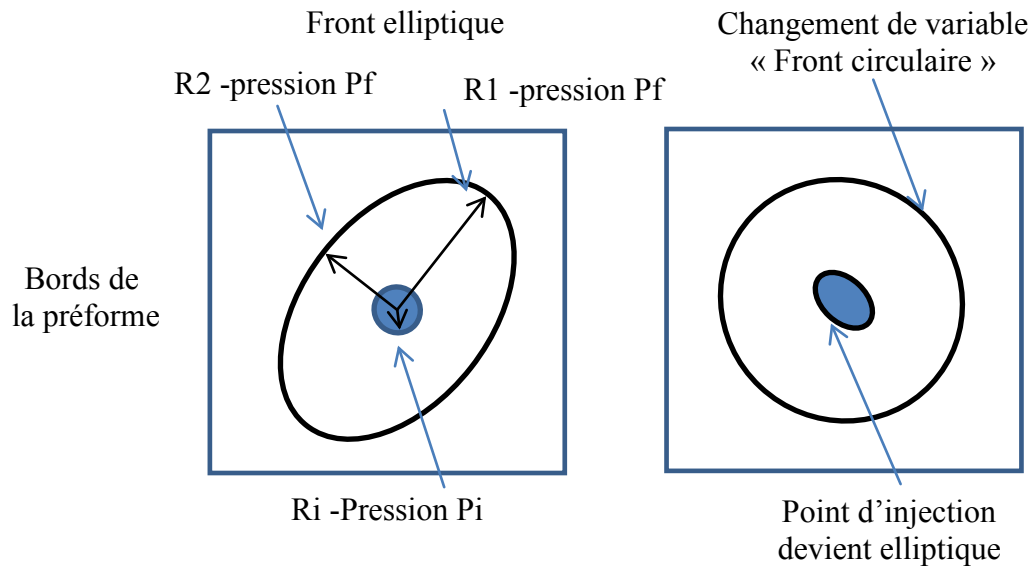


Figure 2.38 : Schéma de fonctionnement en régime insaturée dans le cas d'un milieu anisotrope

A l'aide d'une caméra optique on enregistre la progression du front de fluide à intervalles de temps réguliers et ces images sont post-traitées pour déterminer à la fois l'angle entre les axes de l'ellipse et le repère du dispositif ainsi que ses grands et petits axes (R_1 et R_2) en fonction du temps. Ces trois paramètres, l'enregistrement de ΔP et la connaissance de μ et ϕ , permettent alors de déterminer les deux composantes principales (dans le plan du dispositif) du tenseur de perméabilité comme exposé précédemment.

L'équation de Darcy en coordonnées cylindriques

$$Q = -A \cdot \frac{K \Delta P}{\mu dr} = 0 \quad (2.27)$$

$$K_{iso} = \begin{bmatrix} K_{iso} & 0 & 0 \\ 0 & K_{iso} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix}$$

Avec r coordonnée polaire et K_{zz} la perméabilité transverse du matériau qui n'intervient pas dans les mesures planaires. L'intégration de cette équation donne alors la relation suivante qui permet de calculer la perméabilité d'une préforme isotrope (K_{iso}) circulaire.

$$K_{iso} = \frac{Q\mu}{2\pi h\Delta P} \ln \frac{R_0}{R_i} \quad (2.28)$$

La perméabilité étant une propriété intrinsèque du renfort, les perméabilités obtenues par ces deux différentes méthodes doivent être identiques. Cependant, on observe souvent des différences entre la perméabilité saturée et la perméabilité insaturée pour un même renfort. Même pour un régime d'écoulement (saturé ou insaturé), les valeurs de la perméabilité mesurée présentent en général une forte dispersion [LAI08] [ARB11]. Deux sources bien connues et bien documentées de cette dispersion sont l'erreur expérimentale induite par la précision limitée des mesures et la variabilité des matériels.

Dans la section suivante, on présente quelques problématiques concernant l'écoulement en milieu insaturé.

2.4.3.2 Phénomènes dans l'écoulement en milieu insaturé

Saturation du renfort fibreux

La structure géométrique à double échelle de pores des renforts conduit la formation de régions qui ne sont que partiellement saturées par la résine. En effet, lors de l'injection, la pénétration de la résine n'est pas la même dans tout le renfort. Le fluide remplit d'abord les espaces entre les mèches où la porosité est plus élevée à l'intérieure des mèches où la porosité est plus faible.

[JEF09] considère que la saturation du renfort évolue avec le front de matière et suggère de distinguer trois régions correspondant à différent degré de saturation (Figure 2.39) :

La première zone où les espaces vides entre les mèches et ceux à l'intérieur des mèches sont complètement remplis est appelée « région saturée » et la ligne limite de cette région est appelé front saturé. La deuxième zone se trouve dans la région où les pores entre les mèches sont complètement remplis alors que celles à l'intérieur des mèches sont partiellement remplies, la ligne limite de cette région est appelée front d'écoulement en milieu insaturé.

En général, la région partiellement saturée se développe plus vite que celle complètement saturée et le front de matière insaturée ne peut pas être représenté par un

front rectiligne, mais par certaines avancées comme indiquées par la figure 2.40. Les perméabilités sont alors différentes près du front (zone insaturée) et loin derrière le front (milieu saturé).

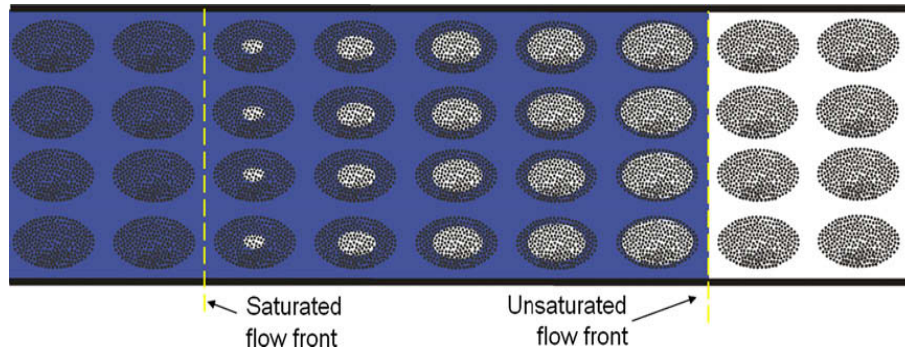


Figure 2.39 : Progression de la saturation du renfort [JEF09]

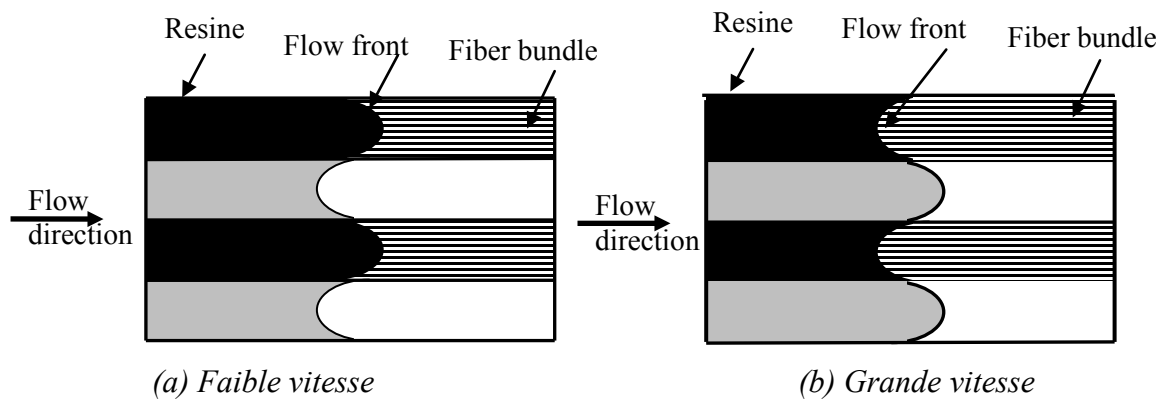


Figure 2.40 : Progression du front d'écoulement [PAT93]

Écoulement dans les multi-plis

La détermination de la perméabilité planaire et transverse des renforts dans les procédés LCM est souvent très complexe du fait qu'ils sont composés de plusieurs plis. Chaque pli peut être de différents types de renfort ou d'orientations différentes.

Dans le cas le plus simple, la perméabilité équivalente peut être déterminée par l'intermédiaire d'une moyenne arithmétique [BIN96] lorsque l'écoulement est parallèle aux plis et par une moyenne harmonique [WAR61] si l'écoulement est perpendiculaire aux plis. Ces approches supposent la superposition des écoulements unidirectionnels dans chaque couche, sans tenir compte des effets coopératifs entre les divers écoulements spatiaux.

[ADA91], en menant des essais de mesure de perméabilité sur des multi-plis homogènes (composé d'un même type de tissu) et hétérogènes (composé de différents tissus ou des plis d'orientation différente), a montré que les perméabilités mesurées sont

généralement différentes de celles des plis constitutives. Dans les multi-plis homogènes, la création des pores inter-plis peut augmenter la perméabilité effective dans le plan. Dans les ensembles hétérogènes, la perméabilité effective dans le plan est gouvernée par les plis à forte perméabilité. On a également observé que l'écoulement transverse contribue à combler les plis à faible perméabilité et à maintenir le front d'écoulement macroscopiquement uniforme.

De plus, la disposition des différents plis du renfort influe sur la valeur de la perméabilité globale. [MOG97] a réalisé des essais avec deux types de renfort qui ont été disposés dans des ordres différents. Les résultats permettent de mettre en évidence l'effet de l'imbrication des plis sur la valeur de la perméabilité. Selon l'ordre avec lequel les plis sont empilés, elles se superposent plus ou moins bien.

Effets capillaires

Lors de l'imprégnation, alors que le fluide s'écoule le long d'une fibre, il y a un certain angle entre le liquide et la fibre solide qui se développe. Cet angle est déterminé à partir de l'équilibre thermodynamique à l'interface fluide-solide par l'équation de Young-Dupré (Figure 2.41):

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos \theta \quad (2.29)$$

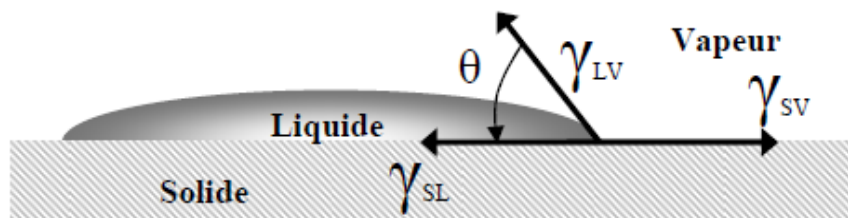


Figure 2.41 : Goutte de liquide sur un solide

Où les tensions superficielles γ_{SL} , γ_{SV} , γ_{LV} sont associées respectivement aux interfaces solide liquide, solide gaz et liquide gaz. L'angle θ est nul lorsque l'on est en mouillage total et non nul quand le mouillage est partiel. Dans ce dernier cas, si $\theta \leq 90^\circ$, on dit que le liquide est plutôt mouillant et si $\theta > 90^\circ$, on dit qu'il est plutôt non mouillant.

La vitesse du front de résine complexifie le problème en cela que l'angle de contact dynamique est souvent bien différent de celui « statique ». Cette différence entre angle de contact dynamique et statique dépend principalement de la vitesse du fluide. La distinction

entre ces deux « régimes » peut être appréhendée au moyen du nombre capillaire, Ca , qui présente le rapport entre les forces visqueuses et les forces capillaires.

$$Ca = \frac{v\mu}{\gamma_{LV}} \quad (2.30)$$

Lorsque le nombre capillaire est inférieur à 10^{-5} , les écoulements sont généralement considérés comme quasi-statiques. Dans le cas contraire, les effets visqueux dans le liquide ne sont plus négligeables. L'angle de contact θ dépend du nombre capillaire défini à travers l'équation de Tanner :

$$\theta_d^3 - \theta_e^3 = C_T \cdot Ca \quad (2.31)$$

Où

θ_d est l'angle de contact dynamique de mouillage

θ_e est l'angle de contact statique de mouillage

C_T est coefficient de Tanner

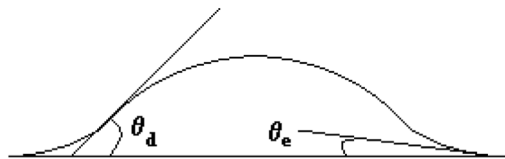


Figure 2.42 : Représentation de l'angle de contact dynamique θ_d et de l'angle de contact à l'équilibre θ_e .

Comme l'interface fibre / résine remplace progressivement l'interface gaz/ fibre, une pression est créée au voisinage du front d'écoulement en raison des différences de tension superficielle entre les phases.

Si la résine progresse avec un front complètement saturé (souvent appelé «slug-flow»), la différence de pression dans le fluide mouillant et non-mouillant est appelé la pression capillaire ΔP_γ . Elle favorise l'écoulement si elle est négative, et le ralentit si elle est positive. Elle est également définie comme le travail nécessaire pour remplacer l'air par la résine dans une unité de volume d'un milieu fibreux

$$\Delta P_\gamma = -S_f \gamma_{LV} \cos(\theta_D) \quad (2.323)$$

Où S_f est l'aire de l'interface fibre matrice par unité de volume de la matrice et γ_{LV} la tension de surface entre la matrice et la vapeur. Dans les procédés LCM, les effets capillaires sont généralement négligés, car la tension superficielle de la résine est très

faible par rapport à la pression appliquée. Par contre, ils jouent un rôle important dans la formation de vides lors de l'infiltration à des injections à basse pression [PIL04] [RUI06].

Formation des vides

Comme présentée précédemment, la saturation du renfort augmente de façon progressive avec l'avancée du front de résine. Dans le cas où la saturation n'est pas complète, on relève alors la présence de défauts, appelés vides. Ce sont généralement des bulles d'air piégées dans la résine qui se regroupent sous forme de poches d'air. Les études de Patel et al. [PAT95] et Chen et al. [CHE95] montrent que ces vides peuvent être de taille microscopique et prendre place dans les mèches, ou bien être de taille macroscopique et se trouver alors entre les mèches. Le pourcentage de ces vides ainsi que leur répartition peuvent être reliés à plusieurs paramètres intrinsèques des matériaux et de l'injection : la viscosité de la résine, la pression capillaire de la résine, la porosité du renfort et la vitesse locale du front de résine.

Les études expérimentales montrent que la vitesse du front de résine est un facteur essentiel de la formation des vides [BIN98], [BRE03], [RUI06] :

Lorsque la vitesse de front de résine est faible, les forces capillaires sont prédominantes par rapport aux forces visqueuses. Ceci conduit à une progression préférentielle de la résine à l'intérieur des mèches du renfort et donc à la création de macrovides entre ces mèches.

Dans le cas inverse, pour une vitesse de front élevée, les forces capillaires sont négligeables par rapport aux forces visqueuses. La résine enveloppe alors les mèches sans avoir le temps de les imprégner, conduisant à la formation de microvides entre les fibres à l'intérieur des torons. Ces phénomènes sont illustrés sur la figure 2.43.

Si la résine est injectée sous une pression constante, les vides sont formés à l'intérieur des mèches à proximité des points d'injection où la vitesse du front d'écoulement est grande. D'autre part, les vides sont créés entre les mèches loin des points d'injection où la vitesse de résine est faible

Pour prédire la formation des vides dans les procédés LCM plusieurs modèles de prédiction ont été proposés. On peut citer les travaux de [BIN96], [BRE03], [SIM03], [PAR11].

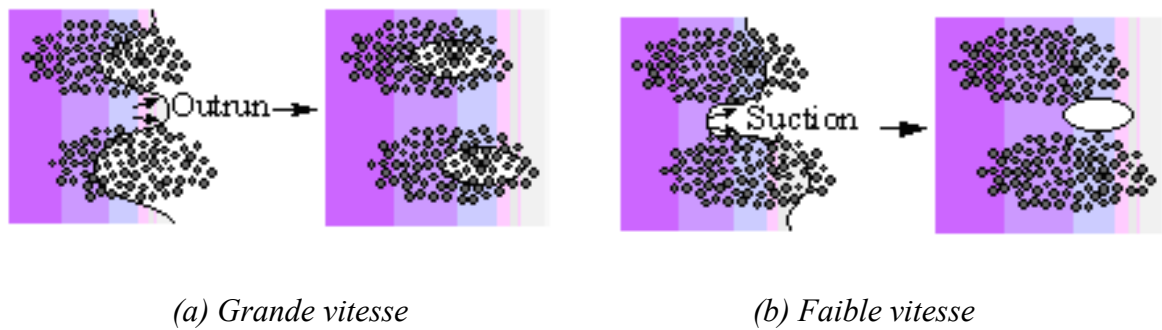


Figure 2.43 : Formation des vides [KAN00]

Comme présenté ci-dessus, il existe deux termes de perméabilité du renfort dans les procédés LCM : la perméabilité saturée et la perméabilité insaturée. L'analyse de l'écoulement réel dans le renfort nécessite de tenir compte de ces deux perméabilités. Dans le cadre de cette thèse, en raison de la complexité du problème étudié, nous nous concentrerons essentiellement sur la perméabilité en milieu totalement saturé. Cette grandeur est bien une propriété intrinsèque du renfort et la compréhension des mécanismes de saturation pourra être étudiée dans le cadre d'un futur travail, en identifiant un terme de perméabilité relative fonction du degré de saturation du renfort.

2.5 Présentation du projet LCM3M

Le présent travail de thèse s'inscrit dans le cadre du projet ANR Matériaux et Procédés LCM3M « Procédés LCM nouveaux. Analyse multi-échelles » qui se positionne prioritairement dans la problématique de compréhension des mécanismes multi-physiques dans les procédés LCM « Liquid Composite Molding », mais également sur la réalisation de matériaux composites 3D sur mesure et enfin sur de nouveaux procédés LCM. L'objectif final du projet est de développer des outils numériques de simulation des procédés LCM permettant leur optimisation et le développement de nouveaux matériaux.

Comme présenté précédemment, les procédés LCM consistent à injecter ou à infuser une résine dans un renfort préformé préalablement dans un moule. La maîtrise et l'optimisation de ces procédés nécessitent des études multi-échelle et multi-physique qui font l'objet des principaux axes de recherches soutenus par les différents partenaires du projet :

Les caractérisations expérimentales du comportement mécanique réalisées via différents essais (essais de tension uniaxiale, biaxiale, cisaillement, flexion, compression)

sur les renforts (fournies par les partenaires industriels HEXCEL, SNECMA) au sein des laboratoires LAMCOS, PRISME, permettent d'une part, la compréhension de la déformabilité du renfort pour les procédés concernés et d'autre part, de fournir les résultats expérimentaux du comportement mécanique pour leur modélisation. La corrélation d'image utilisée (LAMCOS) permet de visualiser en 3D la déformation du renfort.

Les essais d'injection à l'échelle macroscopique sont réalisés par l'ONERA, EADS, et le LOMC. Ils permettent de mesurer la perméabilité des renforts envisagés. Les études de mouillabilité et d'écoulement en présence de bulles sont réalisées par le LOMC et permettent de modéliser les mécanismes d'imprégnation et de visualiser le transport des bulles.

L'analyse structurale des renforts basée sur l'imagerie 3D réalisée par microscopie optique ou électronique, microphotographique X, permet de construire des modèles 3D CAO textile. Cette partie est réalisée par le PRISME.

En résumé, les caractérisations expérimentales permettent une description physique fine des problèmes d'écoulement et du comportement mécanique et des couplages hydromécaniques qui se produisent au sein de ces milieux.

Les simulations par des outils numériques des calculs multi-échelle et multi-physique, vise à optimiser le procédé et à mieux appréhender les phénomènes physiques pilotant la qualité des produits finaux. Les simulations de préformage sont réalisées par le LAMCOS à l'échelle macroscopique (la simulation de mise en forme) et à l'échelle mésoscopique (simulation sur les cellules élémentaires du tissu). Les simulations à l'échelle mésoscopique sont effectuées par méthode éléments finis sous ABAQUS sur des maillages CAO textile développés par le PRISME tenant compte des comportements spécifiques du renfort fibreux. La modélisation de la perméabilité saturée des renforts et l'influence de la déformation des renforts sur la perméabilité sont réalisés par l'ONERA, le LAMCOS et le LOMC. La modélisation des écoulements avec prise en compte des défauts (apparition et propagation des bulles) est réalisée par le LOMC. La modélisation de l'écoulement en milieu insaturé et à l'échelle microscopique est développée par le CEMEF. La validation de l'outil numérique se fera par l'intermédiaire de divers démonstrateurs à l'échelle du laboratoire tels que : la visualisation 3D des écoulements et des déformations du réseau fibreux ainsi que la visualisation des mécanismes de création de micro et macro vides. Le

démonstrateur de mise en forme des textiles permettra d'étudier diverses formes non développables.

Les études sur les matériaux 3D sur mesure sont réalisées par SNECMA et l'introduction des résines thermoplastiques pour les procédés LCM est réalisée par l'ONERA.

En ce qui concerne les nouveaux procédés, les procédés pour les interlocks 3D épais sont développés par SNECMA, les études sur le procédé RTM light sont réalisées par TENSYL, les procédés LCM de débit contrôlé par EADS. Les procédés sur les pièces axisymétriques fait l'objet d'une collaboration entre ROXEL et le PRISME.

Le développement d'un critère santé matière et géométrique positionnée dans le contexte entre les procédés LCM et les propriétés mécaniques des matériaux composites est réalisé par le LOMC et l'ONERA en regroupant d'une part, la saturation représentant les microvides et macrovides, et le degré de polymérisation, et d'autre part, le positionnement du réseau de fibres.

Ce travail de thèse s'inscrit dans la problématique de détermination du comportement en compression du renfort fibreux ainsi que de l'interaction entre la déformation des renforts fibreux et la perméabilité. La dernière thématique est traitée par une collaboration entre les deux laboratoires LAMCOS et LOMC : la partie déformation du renfort fibreux sur les cellules élémentaires à l'échelle mésoscopique sera traitée au LAMCOS, le maillage déformé issu de cette simulation est ensuite retenu pour la simulation des écoulements au LOMC en partenariat avec l'ONERA.

3 Analyse expérimentale et simulation de la compression

3.1 Étude expérimentale de la compression du renfort fibreux

- 3.1.1 Dispositif d'essais
- 3.1.2 Traitement des résultats d'essais
- 3.1.3 Compression mono-pli
- 3.1.4 Influence du nombre de plis
- 3.1.5 Impact du cisaillement
- 3.1.6 Influence de l'orientation relative des plis
- 3.1.7 Répétabilité des essais
- 3.1.8 Conclusion des essais de compression du renfort

3.2 Modélisation à l'échelle mésoscopique de la compression du renfort fibreux

- 3.2.1 Modèle géométrique
- 3.2.2 Loi de comportement de la mèche
- 3.2.3 Identification des paramètres matériaux
- 3.2.4 Simulation numérique des tests de compression

3.3 Conclusion

3 Analyse expérimentale et simulation de la compression

3.1 Étude expérimentale de la compression du renfort fibreux

La compaction provoquée lors du préformage du renfort sec joue un rôle important pour les procédés LCM. Elle permet non seulement d'attribuer au renfort l'épaisseur voulue, mais aussi de le consolider et de lui apporter le taux de fibres désiré. Sous l'effet de la compaction, la porosité du renfort change tant au niveau de la forme des pores qu'au niveau des dimensions des pores, tout cela affecte de manière cruciale la perméabilité du renfort et les propriétés mécaniques de la pièce finale. En fait, une compaction trop importante empêche l'écoulement de la résine, le remplissage des pores et donc la réalisation propre du procédé. À l'inverse, si elle est trop faible, on risque d'avoir des endroits trop riches en résine et par conséquent les propriétés mécaniques du produit risquent d'être médiocres.

En général, le renfort textile à l'état initial possède un taux volumique de fibres qui augmentera au cours de la compaction. Une recherche sur la relation entre le taux de fibres et la charge appliquée est essentielle pour contrôler le taux de fibres final et la spécification des équipements nécessaires. Dans la partie suivante, nous présenterons une étude expérimentale sur le comportement en compression du renfort sec à l'échelle macroscopique.

3.1.1 Dispositif d'essais

Les essais de compression sont réalisés au sein du laboratoire LAMCOS sur la machine de traction compression Schenk Méca RSA 250kN. Nous disposons, au niveau du mors inférieur, d'un plateau de diamètre 150mm sur lequel est posé le tissu (Figure 3.1) De l'autre côté, un capteur d'effort est intercalé entre le mors mobile et un cylindre massif de diamètre 100mm. Pour des tissus assez minces, nous utilisons un capteur de déplacement

externe (course 4.5mm) qui permet d'apporter une résolution suffisante. Nous mesurons donc une courbe effort/déplacement.



Figure 3.1 : Dispositif d'essai de compression

On coupe le tissu en carrés de dimension 110x110mm. Cela nous permet d'avoir des échantillons dont la surface dépasse juste celle du poinçon supérieur

Nous faisons l'hypothèse que la pression est égale à la force appliquée divisée par la surface comprimée du tissu testé c'est-à-dire la surface du poinçon.

Avant l'essai, les deux fers sont mis en contact de telle manière que la force de compression mesurée soit assez importante de 100-200N. Dans le même temps, le capteur de déplacement est taré à zéro. Cela signifie que l'on peut considérer à partir d'un certain moment que l'espace entre les fers est l'épaisseur du renfort testé. La courbe obtenue peut être implicitement prise pour la courbe force-épaisseur du renfort.

Les essais sont mis en place pour un seul pli, puis pour plusieurs plis, puis pour un renfort cisailé ainsi que pour des multi-plis orientés différemment.

3.1.2 Traitement des résultats d'essais

Il existe plusieurs approches pour évaluer l'état de compression effectif du matériau, soit on compare l'état actuel du renfort avec l'état initial (l'état où le tissu n'est pas encore déformé), soit on compare l'état actuel avec « l'état final théorique » (il s'agit d'un état où il n'y a plus que des fibres de carbone entre les poinçons lorsqu'on fait tendre les efforts vers l'infini). Étant donné que les efforts au début de l'essai sont très faibles, il est difficile de trouver une épaisseur initiale du renfort, le calcul d'une déformation rendant compte de l'état de compression effectif du matériau est donc mal aisé. De plus, pour un milieu poreux, le terme d'épaisseur n'est pas très parlant vis-à-vis de l'évaluation de la perméabilité. C'est pour ces raisons qu'il est préférable de calculer le taux de fibres au sein de l'échantillon.

S'il existe une grande variabilité sur l'épaisseur initiale de l'éprouvette, étant donné la faible raideur initiale du tissu en compression, il n'en va pas de même pour sa surface, qui reste constante puisqu'elle est mesurée dans la direction des fibres (qui présentent une raideur importante). Alors, en notant V_{fibre} le volume de fibres, ρ la masse volumique du carbone, M_e la masse de l'éprouvette, S_e sa surface et δ son épaisseur courante, m_s la masse surfacique du tissu on a :

$$V_{fibre} = \frac{M_e}{\rho} = \frac{m_s \cdot S_e}{\rho} \quad (3.1)$$

Le taux volumique de fibres est calculé par l'expression :

$$V_f = \frac{V_{fibre}}{V_e} = \frac{m_s \cdot S_e}{\rho \cdot S_e \delta} = \frac{m_s}{\rho \cdot \delta} \quad (3.2)$$

Où V_e est le volume de l'éprouvette

On utilise par la suite le taux de fibres pour caractériser l'état de compaction du renfort

3.1.3 Compression mono-pli

La figure 3.2 présente le résultat de l'essai de compression pour un pli de G986. Ce résultat expérimental permet de constater que le comportement est non linéaire et que la contrainte transverse suit une évolution en « J » croissante en fonction du taux de fibres.

La courbe obtenue peut être divisée en trois parties une partie initiale linéaire, une partie finale linéaire et une partie non linéaire entre les deux [CHE00], [POT08]. Ces trois parties correspondent à différents comportements micromécanique du renfort

Au début de l'essai lorsque les efforts appliqués sont relativement faibles, l'épaisseur du renfort diminue essentiellement à cause de la fermeture des pores entre les fibres et de la désondulation des mèches. Comme cette étape est dominée par le comportement en flexion des fibres qui est en général faible, on voit le taux de fibres augmenter rapidement et linéairement en fonction de la pression.

Plus les efforts sont importants, plus les fibres sont en contact et le frottement inter fibre commence à gêner la compression. La résistance à la compression du renfort n'est plus négligeable, mais augmente exponentiellement avec la pression.

À partir de certains efforts quand les vides entre les fibres sont suffisamment petits et quand le glissement des fibres atteint la limite, les fibres sont elles-mêmes comprimées. La courbe est liée directement au module d'Young transverse des fibres. On voit que les efforts s'élèvent rapidement en fonction du taux de fibres et la relation pression/taux de fibres est presque linéaire.

Au cours de l'essai, au niveau du tissage, les mèches se réarrangent et à l'intérieur des mèches, les fibres se réarrangent également. La réduction de l'épaisseur du renfort est la conséquence d'une combinaison de plusieurs mécanismes.

L'allure de la courbe permet de supposer un comportement en compression fonction du taux volumique de fibres. Saunders [SAU98] propose la possibilité de traduire le comportement en compression par une fonction puissance :

$$P = cV_f^d \quad (3.3)$$

Où P est la pression appliquée sur le renfort, V_f est le taux volumique de fibre et c, d sont des constantes empiriques. Par l'intermédiaire de la méthode d'optimisation sans dérivée (DFO-derivate free optimisation) proposée dans Matlab, nous avons trouvé les paramètres c, d dans notre étude pour un pli : $c=705.743$, $d=13.021$ pour le G986

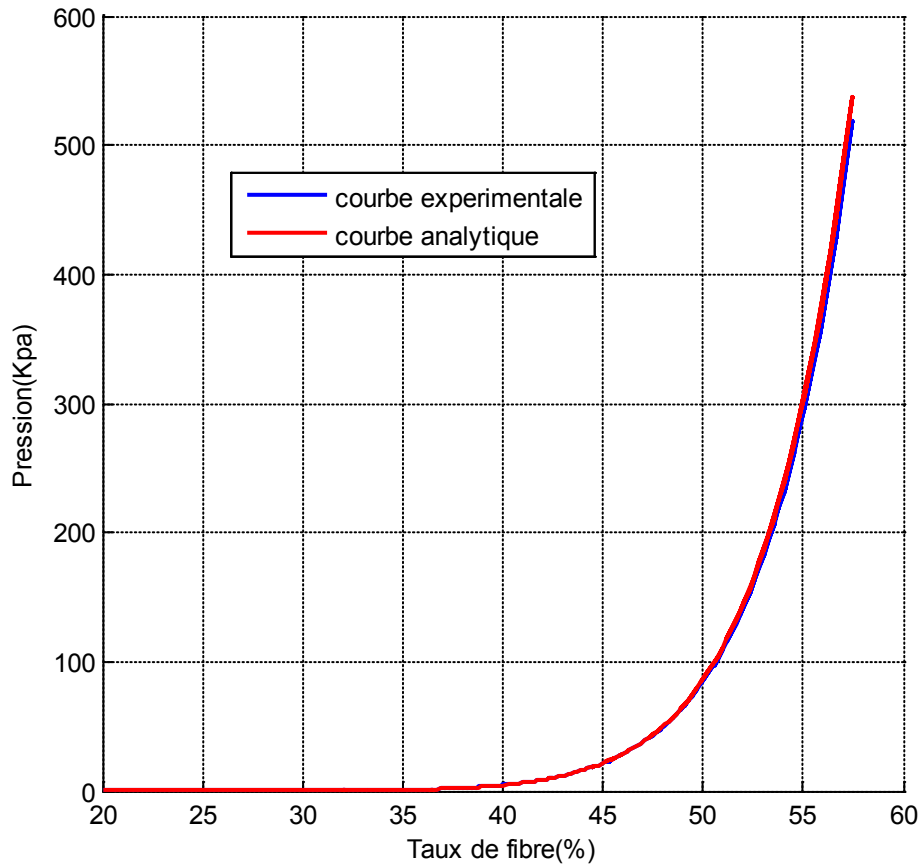


Figure 3.2 : Compression d'un pli

3.1.4 Influence du nombre de plis

Presque toutes les applications du composite textile nécessitent l'utilisation de plusieurs plis, l'étude du comportement en compression d'un multi-plis est donc plus adaptée.

Afin de pouvoir analyser l'influence du nombre de plis sur le comportement du renfort, nous avons effectué des essais sur les multi-plis constitués de 2 à 5 plis parallèles du G986. Il est difficile de fixer un agencement entre les mèches parce que d'une part, la largeur des mèches est très petite (de l'ordre 2.5mm), et d'autre part, les mèches peuvent toujours se déplacer au cours des essais. Les plis sont donc orientés de façon identique et elles sont superposées de telle sorte que les mèches de même réseau (chaîne ou trame) des plis différentes restent parallèles, mais la position relative des mèches des plis est aléatoire.

Le calcul du taux volumique de fibre pour un multi-plis est redéfini par l'expression suivant

$$V_f = \frac{m_s}{\rho \delta_m} \quad (3.4)$$

Avec $\delta_m = \frac{\delta}{n}$

Où δ et n sont respectivement l'épaisseur du multi-plis et le nombre de plis.

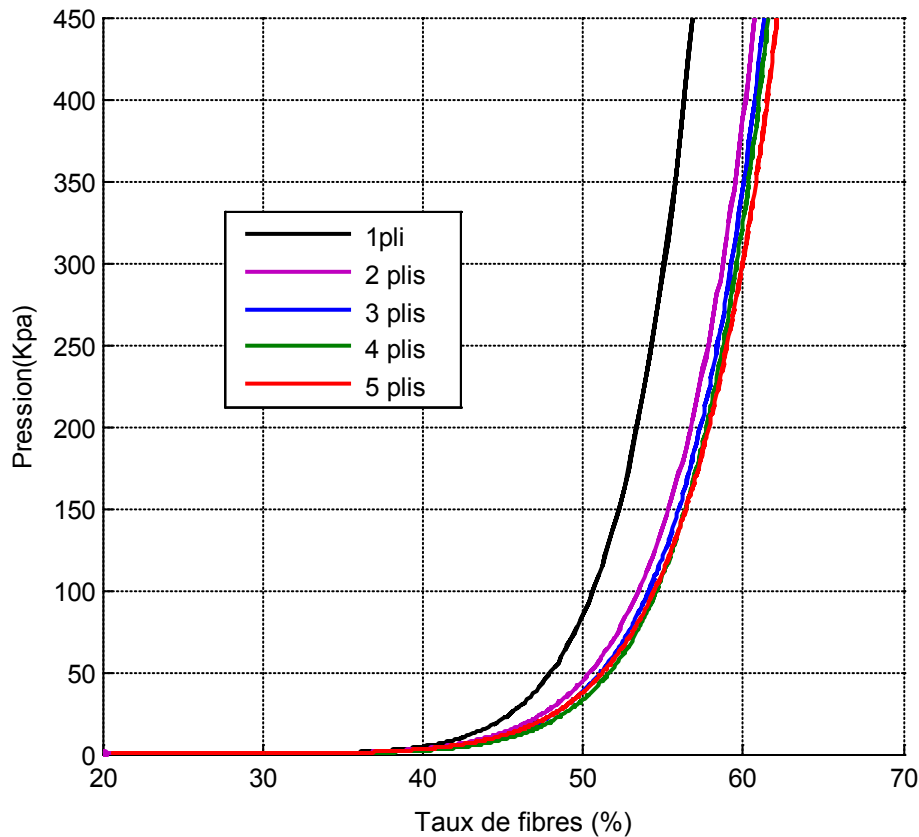


Figure 3.3 : Compression multi-plis

Les résultats d'essais présentés dans la Figure 3.3 permettent de constater que même si le comportement général en compression transverse reste le même en mono-pli et multi-plis, il existe une différence importante dans leur comportement. À un même niveau de charge, le taux de fibres des multi-plis est plus élevé que celui d'un mono-pli, cela signifie que les multi-plis sont plus souples que les mono-plis. Les mêmes observations sont réalisées par [CHEN00] [CHEN06]

En effet, pour les multi-plis, au cours de l'essai, non seulement les fibres et les mèches au sein de chaque pli se réarrangent, mais il y a aussi le déplacement relatif entre les plis adjacents. Cela permet des rencontres entre les « monts » (parties convexes des mèches du pli inférieur) et les « vallées » (parties concaves créées entre les mèches du pli supérieur) (Figure 3.4), qui éliminent les vides se trouvant entre les plis, cette élimination est d'autant plus favorisée pour le renfort comprimé que la section des mèches est déformée due à la réorganisation des fibres. Le phénomène décrit au-dessus qui est appelé le nesting, explique pourquoi la compressibilité des multi-plis est plus importante que celle d'un mono-pli [LOM03] [CHEN00] [CHEN06].



Figure 3.4 : Nesting dans un multi-plis de deux plis

Pour mieux comprendre le mécanisme de nesting d'un multi-plis, nous empruntons des photos des sections droites d'un multi-plis d'un renfort 2D sous différent taux de compression [CHEN00]. On s'aperçoit (Figure 3.5) qu'en fonction de la pression appliquée, la section droite des mèches s'aplatit et aussi l'ondulation des mèches s'accorde avec la déformation des sections droites des mèches dans l'autre direction (mèches qui les croisent). En même temps, les mèches des plis adjacentes dont on voit la section, glissent les unes sur les autres de manière que les vides entre deux plis sont remplis au maximum. À partir d'un certain moment, on voit que la position des mèches ne change pas beaucoup ainsi que leur déformation, c'est là où les fibres elles-mêmes sont comprimées.

En fait, plus les plis sont nombreux, plus la possibilité de déplacement entre les plis adjacents est importante et donc plus le nesting est élevé. C'est pour cette raison qu'à partir de certaines pressions on trouve que la rigidité des multi-plis diminue avec le nombre de plis (Figure 3.3).

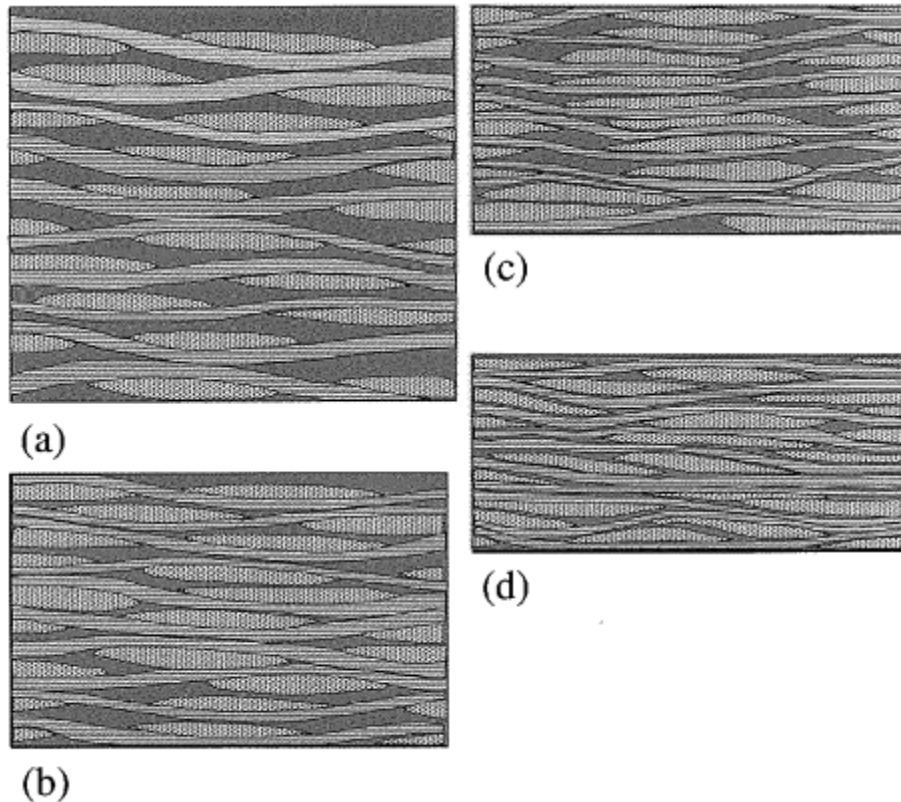


Figure 3.5 : Section d'un multi-plis à différent degré de compaction:
 (a) $V_f=29\%$ (non comprimée); (b) $V_f=38\%$; (c) $V_f=46\%$; (d) $V_f=62\%$.

3.1.5 Impact du cisaillement

La déformation du tissu lors des phases de mise en forme s'effectue essentiellement par le cisaillement qui consiste en une variation angulaire des fils de chaîne et de trame. Afin de pouvoir analyser l'influence de ce type de déformation sur le comportement en compression du renfort, nous avons réalisé des éprouvettes cisillées avec différents angles de cisaillement. Tous les échantillons sont constitués de 18 mèches de trames, 18 mèches de chaînes dont la longueur est de 50mm. Ces dimensions ont été choisies de façon à permettre de placer tout l'échantillon sous les poinçons.

Les échantillons sont d'abord cisillés manuellement et puis tenus par des bandes de scotch au bord pour réaliser des essais de compression. Le cisaillement réduit la surface du renfort et donc la masse surfacique utilisée au-dessous n'est plus valable. Il est nécessaire déterminer à nouveau la masse surfacique du renfort.

Pour clarifier le comportement du renfort cisillé sans impliquer le taux de fibres, nous commençons par traiter les courbes épaisseur- pression (Figure 3.16). On trouve que plus le renfort est cisillé plus il est difficile à être comprimé. En fait, le cisaillement du renfort

augmente son épaisseur [MCB97] [LOM05], cela veut dire que plus le renfort est cisailé, plus son épaisseur initiale est importante. Alors afin d'atteindre une même épaisseur, il faut en général appliquer un effort plus important sur le renfort plus cisailé. Aussi, l'épaisseur du renfort plus cisailé à la fin d'essais (déterminé par une limite d'effort d'appliquer) est plus élevée. Cela est aussi remarqué par [LOM05].

En outre, comme nous le savons, la réduction de l'épaisseur d'un renfort sous la pression conduit à la désondulation des mèches, l'arrangement des fibres et la déformation de la section. Ces derniers mécanismes dépendent fortement de la densité des fibres. Plus elle est élevée, plus le frottement inter fibres est important et moins les fibres sont mobiles pour que des déformations puissent se produire. Les observations tomographiques [BAD08] montrent bien que le réseau de fibres des renforts cisailés est plus compact que celui des renforts non cisailés. Cela nous permet aussi d'expliquer la tendance trouvée sur la figure 3.6.

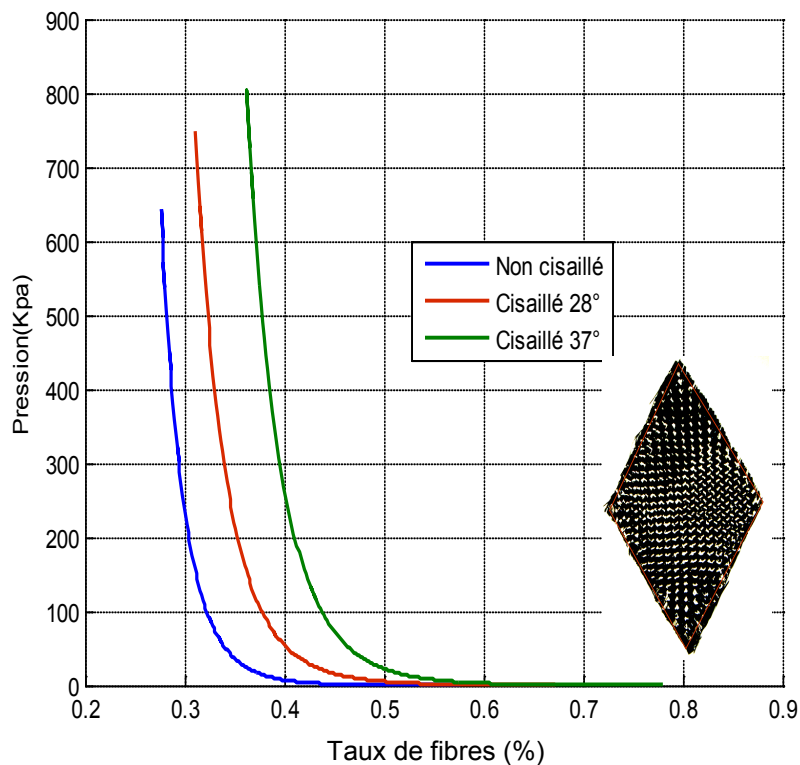


Figure 3.6 : Compression du renfort cisailé courbes épaisseur-pression

Afin d'évaluer le comportement du renfort cisailé en fonction du taux de fibre. Nous avons déterminé la masse surfacique de chaque l'échantillon en mesurant son poids et sa surface. En fait dans l'expression pour calculer le taux de fibre, on a deux termes qui

varient pour différents renforts cisailés: la masse surfacique et l'épaisseur du renfort. La combinaison de deux paramètres peut-elle changer la relation des courbes de comportement comme trouvé sur la figure 3.6 Nous présentons dans la figure 3.7 les courbes taux de fibre-pression. Elle nous permet de répondre la question posée et confirmer aussi que plus le renfort est cisailé, plus il est rigide en compression.

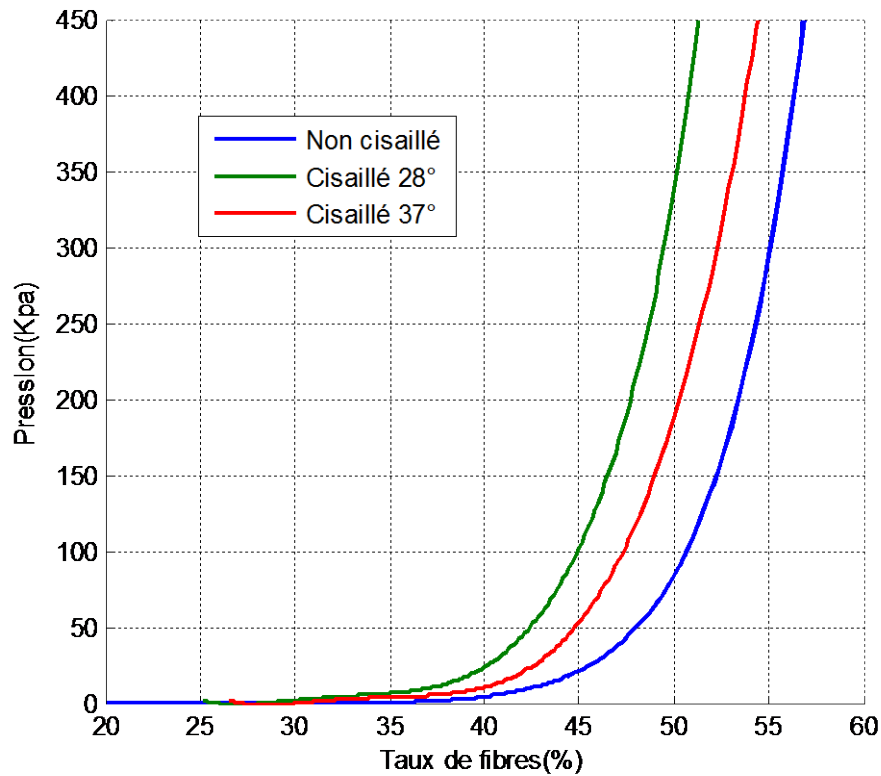


Figure 3.7 : Compression du renfort cisailé courbes taux de fibres-pression

3.1.6 Influence de l'orientation relative des plis

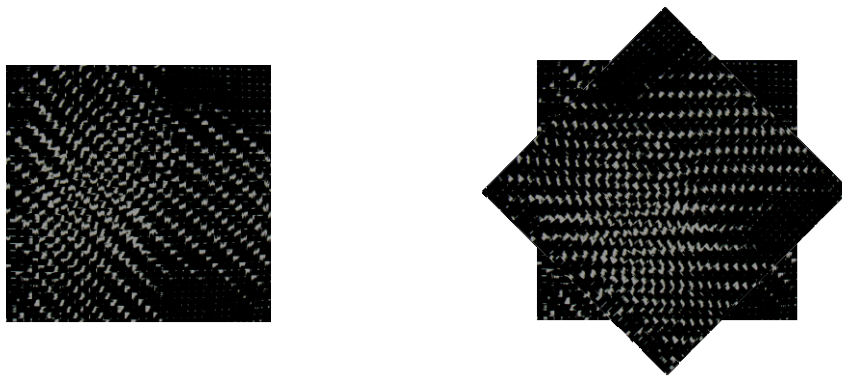


Figure 3.8 : Photo du renfort avec orientation des plis

Les plis d'un multi-plis sont généralement orientés différemment pour que la pièce finale soit plus isotrope dans son plan. Cette orientation qui change l'agencement entre les plis pourrait changer le comportement en compression du renfort fibreux.

L'objectif est alors d'identifier l'influence de cet effet sur le comportement en compression du renfort multi-plis. Pour ce faire, trois échantillons de trois plis de renfort sont superposés l'un sur l'autre, le pli au milieu de trois échantillons fait avec les deux autres soit 45° , 30° ou 0° . Le comportement de ces multi-plis est comparé par la suite avec le comportement de trois plis d'orientation identique.

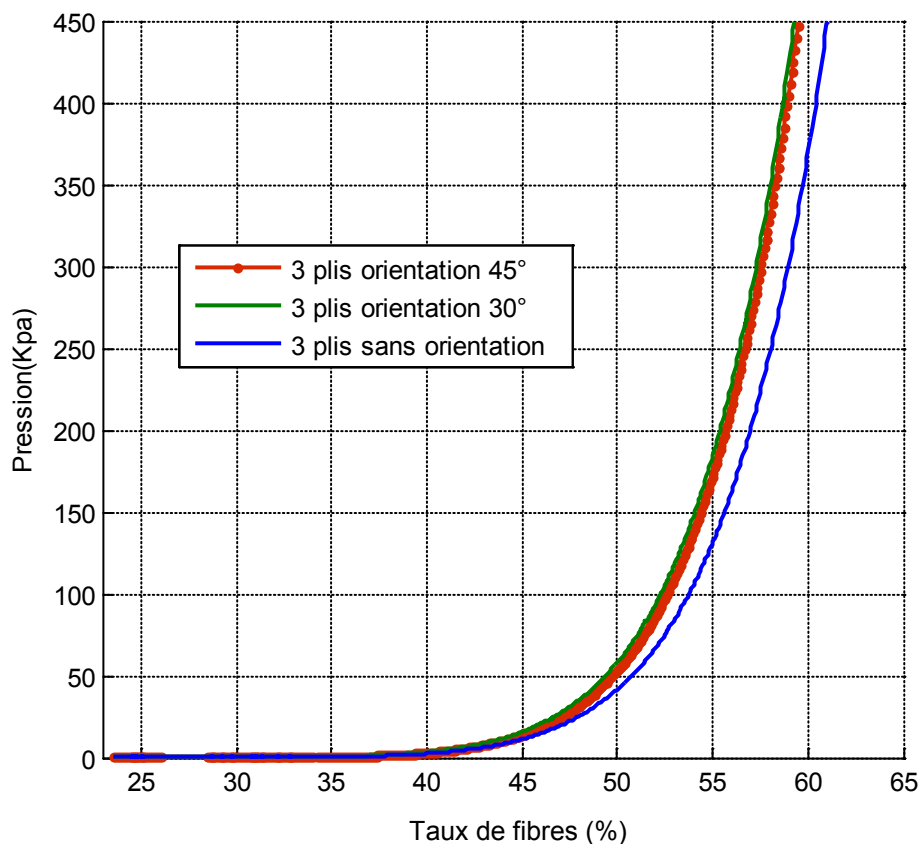


Figure 3.9 : Compression du renfort avec rotation des plis

Les résultats présentés sur la Figure 3.9 permettent de constater un comportement similaire entre les multi-plis faisant l'objet de rotation et il apparaît que la rigidité d'un multi-plis où les plis sont d'orientation identique est plus faible que celle avec des plis orientés différemment. Cela s'explique par le fait que la rotation des plis réduit de manière importante le nesting entre des plis adjacents. En fait, dans les essais précédents, les mèches adjacentes et de mêmes réseaux (chaîne ou trame) d'un pli étaient parallèles et formaient un canal entre elles, les mèches de mêmes réseaux sont elles aussi parallèles à ce

canal et donc grâce au mouvement horizontal, elles peuvent tomber dedans, cela permet au nesting de se réaliser. Alors que, dans le cas où deux plis adjacents sont orientés différemment, les mèches de mêmes réseaux du pli adjacent se croisent avec le canal et il leur devient impossible de se combiner pour réduire l'épaisseur.

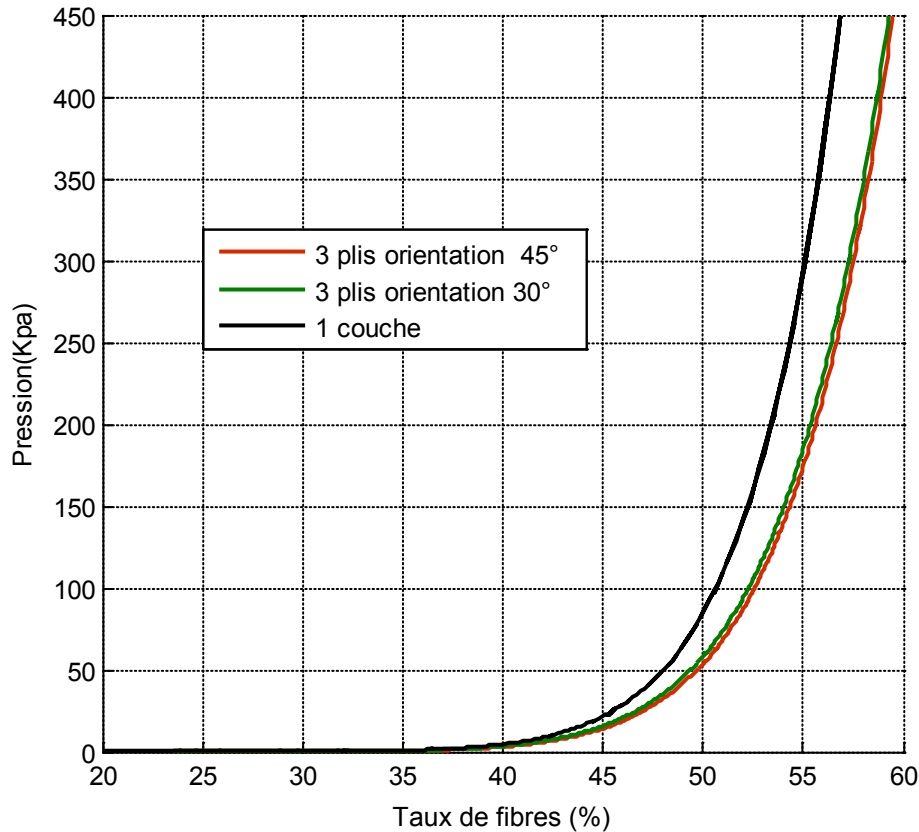


Figure 3.10 : Comparaison entre la compression d'un mono-pli et celle des multi-plis avec rotation

Pourtant si l'on compare la rigidité d'un mono-pli avec les deux multi-plis avec rotation des plis, on peut dire qu'il existe toujours un phénomène d'arrangement des fibres de ces multi-plis, qui leur attribue une rigidité plus faible que le mono-pli.

3.1.7 Répétabilité des essais

Les courbes présentées sur les figures 3.2 à 3.10 résultent de la moyenne de plusieurs essais sur divers spécimens. La Figure 3.11 montre la faible dispersion des résultats obtenus par exemple pour des essais mono-pli. Elle permet de confirmer que la différence entre les courbes mono-plis et multi-plis, entre les plis de multi-plis sans rotation et celles

avec rotation, entre les courbes de compression cisaillement résulte bien du comportement du renfort.

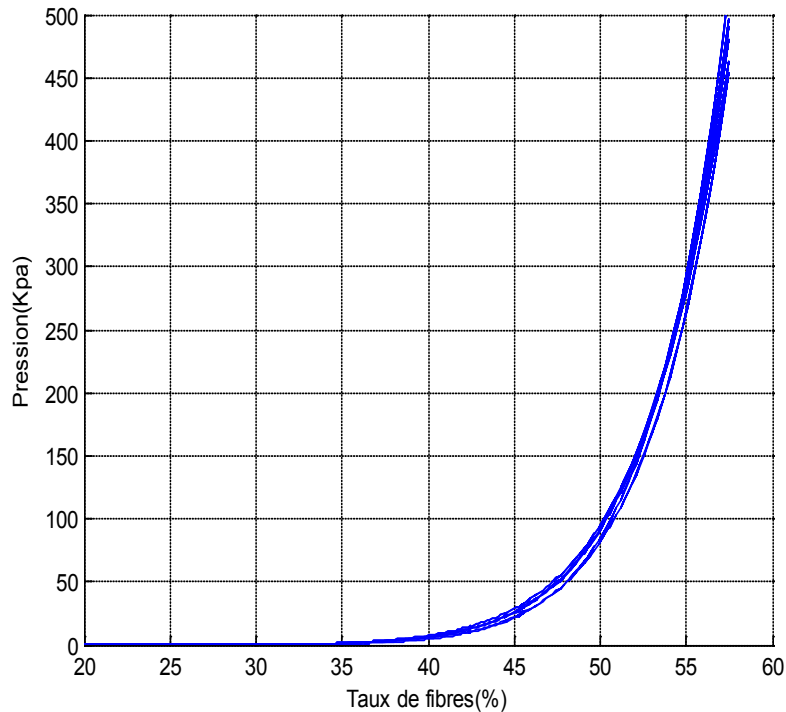


Figure 3.11 : Résultats de plusieurs essais de compression d'un pli

3.1.8 Conclusion des essais de compression du renfort

Nous disposons grâce à ces essais expérimentaux d'un élément permettant de quantifier le comportement en compression du renfort fibreux.

Le comportement du renfort fibreux est non linéaire ce qui est dû à plusieurs mécanismes mobilisés au cours de la compression. La réduction de l'épaisseur du renfort comprimé est le résultat de l'ensemble de plusieurs mécanismes : la désondulation des mèches, flexion des fibres, la suppression des pores inter fibres, la compression des paquets de fibres.

Le nesting joue un rôle important pour les multi-plis où les plis sont parallèles ce qui explique la différence entre le comportement d'un multi-plis et d'un mono pli.

La rotation réduit le nesting des multi-plis et rend leur comportement plus rigide. Le comportement d'un multi-plis avec rotation ne dépend pas de l'angle de rotation (pour autant qu'il soit différent de zéro).

Le cisaillement change l'épaisseur du renfort et rend le renfort plus rigide en compression par l'augmentation de la densité des fibres.

3.2 Modélisation à l'échelle mésoscopique de la compression du renfort fibreux

Comme nous le savons, le comportement à l'échelle macroscopique du renfort fibreux est la conséquence des comportements aux échelles inférieures. La partie suivante est donc consacrée aux simulations du comportement en compression du renfort à l'échelle mésoscopique. Ces simulations ont plusieurs objectifs. D'une part, elles permettent de déterminer le comportement mécanique du renfort qui est un paramètre indispensable pour les simulations de mise en forme. D'autre part, elles fournissent les géométries déformées pour d'autres simulations, notamment celle d'écoulement de la résine dans le renfort [LOI08]

3.2.1 Modèle géométrique :

Les analyses mésoscopiques par éléments finis s'effectuent sur le modèle d'une cellule élémentaire dont la qualité affecte de manière déterminante la pertinence des résultats obtenus.

Une cellule élémentaire se compose de plusieurs mèches entrelacées qui, dans l'approche mésoscopique utilisée ici, sont considérées comme des solides continus. La détermination de la géométrie de ces dernières consiste à définir leurs sections transverses et leurs trajectoires (ligne moyenne qui relie les centres des sections). Pour cela les observations expérimentales de coupes le long de la mèche et des coupes transverses sont indispensables. Elles peuvent être réalisées soit par l'intermédiaire de moyens optiques, soit par la tomographie, soit par l'utilisation d'une résine pour conserver la forme du tissu et à l'aide du microscope. Une fois que les informations microscopiques du tissu sont obtenues, il reste à approcher les sections et la trajectoire des mèches par les outils numériques ou analytiques.

Les recherches déjà réalisées sur ce sujet donnent accès à plusieurs outils numériques pour construire un modèle mésoscopique d'un tissu, notamment, Wisetex développé par l'université de Louvain [LOM01] [VER05], Texgen développé par l'université de Nottingham [SHE07].

Cependant, ces logiciels, considérés comme des solutions polyvalentes qui permettent de réaliser rapidement plusieurs types de tissus d'architecture différents, ne peuvent pas assurer de manière stricte la non-pénétration des mèches. Par ailleurs, l'utilisation des sections symétriques s'est avérée insuffisante suite à plusieurs observations expérimentales [HIV05]. Ce sont les raisons pour lesquelles, nous utiliserons le modèle de Hivet [HIV05] dans notre recherche. En effet, l'intérêt majeur de ce modèle consiste en la garantie de cohérence qu'il procure.

Le principe de construction de ce modèle peut être en quelques mots présenté de la manière suivante :

La section d'une mèche est divisée en trois parties : zone de contact, zone libre et zone latérale (Figure 3.12). En général, ces trois zones peuvent être approchées par quatre coniques (parabole, cercle, ellipse, ...). En particulier la zone latérale peut être représentée par des droites ou des points.

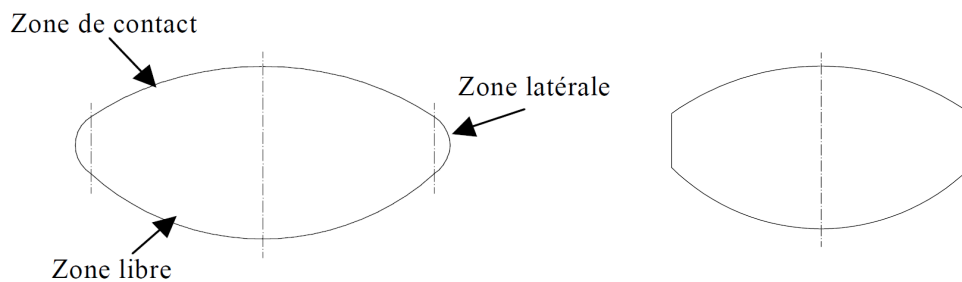


Figure 3.12: Section d'une mèche et simplification apportée

La trajectoire dans la zone de contact a la courbure qui suit celle de la section. Compte tenu de la faible rigidité de flexion de la mèche, la trajectoire est droite dans la zone libre de la section (Figure 3.13). Cela permet au modèle de respecter les conditions de cohérence (non-pénétration des matières entre les mèches).

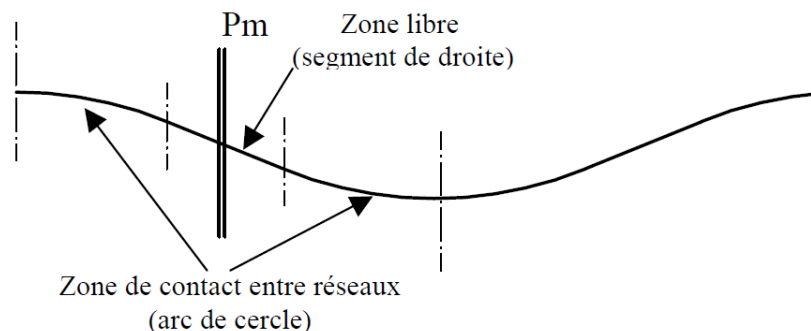


Figure 3.13 : Trajectoire du modèle géométrique

La section de la mèche est dissymétrique (sauf dans certains cas de taffetas) et non constante le long de la mèche. Elle est définie en certains points dits points de contrôle sur la trajectoire. Les sections entre les points de contrôle sont déterminées par interpolation. Un modèle simplifié peut être réalisé à partir de l'épaisseur de la mèche, l'embuvage et la densité des mèches. Un modèle plus sophistiqué nécessiterait plus d'informations telles que la largeur de mèche et la hauteur des segments latéraux.

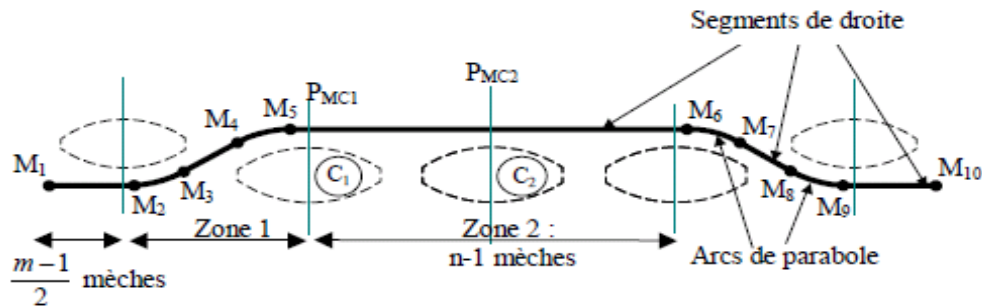


Figure 3.14 : Modèle géométrique de sergé avec plusieurs sections de contrôle dissymétriques [HIV03]

Pour des raisons de coût en termes d'espace et de temps de calcul, il est souhaitable que la modélisation soit réalisée sur la plus petite géométrie possible. Comme la géométrie des renforts fibreux présente généralement une périodicité, il convient de ne modéliser qu'une partie du renfort, appelée cellule élémentaire ou volume élémentaire représentatif (VER), et d'appliquer des conditions adaptées aux limites. On peut reconstruire la géométrie complète du renfort à partir d'un VER par des translations simples sans appliquer de rotation ou de symétrie. Le choix d'un VER n'est en général pas unique.

Théoriquement, on peut utiliser plusieurs types de VER pour la simulation. Dans certains cas, la taille du VER peut être diminuée en raison de certaines symétries, mais il ne s'agit pas du cas général.

3.2.2 Loi de comportement de la mèche

La simulation mésoscopique des déformations de renforts textiles nécessite un modèle de comportement de mèche très particulier à cause de la nature fibreuse du matériau. La grande rigidité longitudinale des mèches par rapport aux autres rigidités et le comportement transverse des mèches sont deux aspects importants pour ce type d'analyse.

Le modèle mécanique utilisé dans notre recherche est un modèle hypoélastique :

$$\underline{\underline{\underline{\sigma}}}^\nabla = \underline{\underline{\underline{C}}} : \underline{\underline{\underline{D}}} \quad (3.5)$$

Où $\underline{\underline{\underline{\sigma}}}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy

$\underline{\underline{\underline{D}}}$ est le tenseur de taux de déformation,

$\underline{\underline{\underline{\sigma}}}^\nabla$ est la dérivée objective de $\underline{\underline{\underline{\sigma}}}$

Avec

$$\underline{\underline{\underline{\sigma}}}^\nabla = \underline{\underline{\underline{Q}}} \left(\frac{d}{dt} (\underline{\underline{\underline{Q}}}^T \cdot \underline{\underline{\underline{\sigma}}} \cdot \underline{\underline{\underline{Q}}}) \cdot \underline{\underline{\underline{Q}}}^T \right) = \underline{\underline{\underline{\sigma}}}^\bullet + \underline{\underline{\underline{\sigma}}} \cdot \underline{\underline{\underline{Q}}} - \underline{\underline{\underline{Q}}} \cdot \underline{\underline{\underline{\sigma}}} \quad (3.6)$$

Où $\underline{\underline{\underline{Q}}}$ est la rotation des fibres

L'équation (3.6) est intégrée sur un incrément de temps $\Delta t = t^{n+1} - t^n$ en utilisant la formule de Hughes & Winget fréquemment utilisée dans les codes de calcul par éléments finis.

$$\begin{aligned} [\underline{\underline{\underline{\sigma}}}^{n+1}]_{e_i^{n+1}} &= [\underline{\underline{\underline{\sigma}}}^n]_{e_i^n} + [C^{n+1/2}]_{e_i^{n+1/2}} [\Delta \underline{\underline{\underline{\sigma}}}]_{e_i^{n+1/2}} \\ [\underline{\underline{\underline{\varepsilon}}}^{n+1}]_{e_i^{n+1/2}} &= [D^{n+1/2}]_{e_i^{n+1/2}} \Delta t \end{aligned} \quad (3.7)$$

Dans ces expressions, $e_{(i)}$ est la base tournée utilisée pour calculer la dérivée objective. La rigidité très élevée dans la direction longitudinale des fibres nécessite de suivre strictement cette direction sous peine de cumuler des erreurs sur les contraintes à chaque incrément. C'est pour cela que la base tournée $f_{(i)}$ dans le cas d'un matériau fibreux doit être attachée à la direction de la fibre.

Les approches traditionnelles développées dans les codes éléments finis tel qu'ABAQUS utilisent les rotations de Jaumann ou Green-Naghdi pour actualiser les contraintes de Cauchy. Cependant, ces approches ne sont pas correctes pour les matériaux fibreux [BAD08] parce que la rotation utilisée est une rotation moyenne, et elle ne suit pas forcément la direction f des fibres.

Une solution alternative à celle de Jaumann ou Green-Naghdi consiste à définir une nouvelle dérivée objective fondée sur la direction des fibres [HAG04] [BAD08].

On calcule la direction actuelle de fibre f_1 suivant le gradient F :

$$\underline{\underline{\underline{f}}}_1 = \frac{\underline{\underline{\underline{F}}} \cdot \underline{\underline{\underline{f}}}_1^0}{\|\underline{\underline{\underline{F}}} \cdot \underline{\underline{\underline{f}}}_1^0\|} \quad (3.8)$$

Deux vecteurs de la base tournée doivent suivre des mouvements de corps rigides, \underline{f}_2 est défini comme la projection sur le plan perpendiculaire à \underline{f}_1 , et \underline{f}_3 déterminé par le produit vectoriel.

$$\underline{f}_2 = \frac{\underline{E} \cdot \underline{f}_2^0 - \left((\underline{E} \cdot \underline{f}_1^0) \cdot \underline{f}_1 \right) \underline{f}_1}{\left\| \underline{E} \cdot \underline{f}_2^0 - \left((\underline{E} \cdot \underline{f}_1^0) \cdot \underline{f}_1 \right) \underline{f}_1 \right\|} \quad (3.9)$$

$$\underline{f}_3 = \underline{f}_1 \times \underline{f}_2 \quad (3.10)$$

Finalement, la matrice de comportement $[C]$ utilisé dans l'équation 3.5 est écrite dans la base liée aux fibres ce qui offre l'avantage de distinguer le comportement longitudinal et transversal afin de bien les identifier.

Deuxième aspect du modèle, c'est le comportement transverse. Il est supposé que le comportement est isotrope dans le plan perpendiculaire de la direction des fibres. Ceci a été vérifié expérimentalement [BAD08]

Des observations tomographiques permettent de distinguer deux modes de déformation de la section de la mèche : d'une part, la compaction du réseau de fibres et d'autre part, le changement de forme de la section transverse. On propose ici une approche dans laquelle les phénomènes sphériques et déviatorique sont découplés.

En général, le tenseur de déformation qui correspond au cumul tensoriel dans la base tournante peut être décomposé en deux parties longitudinale et transverse :

$$[\varepsilon]_{f_i} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ & 0 & 0 \\ sym. & & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ sym. & & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} = [\varepsilon_L]_{f_i} + [\varepsilon_T]_{f_i} \quad (3.11)$$

Pour étudier le comportement transverse, nous nous intéressons surtout à la composante transverse :

$$[\varepsilon_T]_{f_i} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ sym. & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

La séparation entre la déformation sphérique et déviatorique peut s'écrire :

$$[\varepsilon_T]_{f_i} = \begin{bmatrix} \varepsilon_s & 0 \\ 0 & \varepsilon_s \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_d & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{23} & -\varepsilon_d \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

Où $\varepsilon_s = \frac{\varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}}{2}$ est la composante sphérique de la déformation et $\varepsilon_d = \frac{\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33}}{2}$ est la composante déviatorique de la déformation.

Comme le modèle est supposé linéaire, on peut avoir aussi la décomposition ci-dessus pour les contraintes. Dans la mesure où l'intégration est considérée comme une opération linéaire, les relations entre les incréments de déformation et de contraintes peuvent avoir la forme suivante :

$$\sigma_s = A\varepsilon_s ; \sigma_d = B\varepsilon_d ; \sigma_{23} = C\varepsilon_{23} \quad (3.14)$$

Où σ_s , σ_d sont respectivement les contraintes sphériques et déviatorique. A, B, C sont des coefficients élastiques. On peut montrer que B = C, la loi de comportement transverse contient deux coefficients élastiques qui correspondent à un comportement isotrope transverse.

$$[\widetilde{C}_T]_{f_i} = \begin{bmatrix} (A+B)/2 & (A-B)/2 & 0 \\ (A-B)/2 & (A+B)/2 & 0 \\ 0 & 0 & B \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

Pour déterminer A et B, nous nous basons sur des arguments physiques simples : sous la compaction du paquet de fibre, tant la rigidité sphérique que la rigidité déviatorique augmentent à cause de la densification du réseau de fibres. Sous la tension longitudinale des fibres, le comportement sphérique se rigidifie, par contre son influence sur le comportement déviatorique est moins évidente et est supposée faible. Les hypothèses ci-dessus nous mènent aux expressions suivantes :

$$A = A_0 e^{-p\varepsilon_s} e^{n\varepsilon_{11}} \quad B = B_0 e^{-p\varepsilon_s} \quad (3.16)$$

Finalement, le modèle proposé requiert quatre paramètres.

L'approche présentée dans cette section est mise en oeuvre dans le code de calcul par éléments finis commercial ABAQUS explicite à l'aide d'une subroutine VUMAT qui est utilisée pour calculer les contraintes à chaque point et à chaque incrément.

3.2.3 Identification des paramètres matériaux

Un des points importants de tous les modèles de simulation est l'identification des paramètres du matériau utilisé. Le modèle présenté dans la section précédente n'est pas classique et présente des paramètres assez difficiles à appréhender. Si le module de rigidité

longitudinale est déterminé assez facilement, nous verrons qu'il n'en est pas de même pour les paramètres de la loi de comportement transverse, leur détermination ne peut pas être directe.

3.2.3.1 Module d'Young longitudinal

Des essais de traction sur une mèche extraite du renfort permettent de déterminer aisément le module de tension (raideur) de la mèche. Dans cette étude, celui-ci est constant, ce qui n'est pas le cas du module d'Young longitudinal d'un matériau continu équivalent. Le module utilisé dans la loi de comportement mise en place est un module apparent qui doit garantir le respect de la raideur de mèche.

$$E = E_0 \frac{S_0}{S} = \frac{k}{S} \quad (3.17)$$

Où k est la raideur de la mèche et S_0 et S sont respectivement les aires de la section transverse initiale et déformée. Il suffit de déterminer E_0 par un essai de traction unidirectionnelle.



Figure 3.15 : Dispositifs des essais de traction unidirectionnelle

La figure 3.16 présente les courbes de tractions unidirectionnelles du tissu. Nous pouvons en déduire la valeur de la raideur K de 36200 N. La valeur de A_0 est déterminée en moyennant l'aire de la section transverse de la mèche sur le long d'une mèche, A_0 est de l'ordre 0.51mm^2 . On a finalement $E_0=72100\text{MPa}$

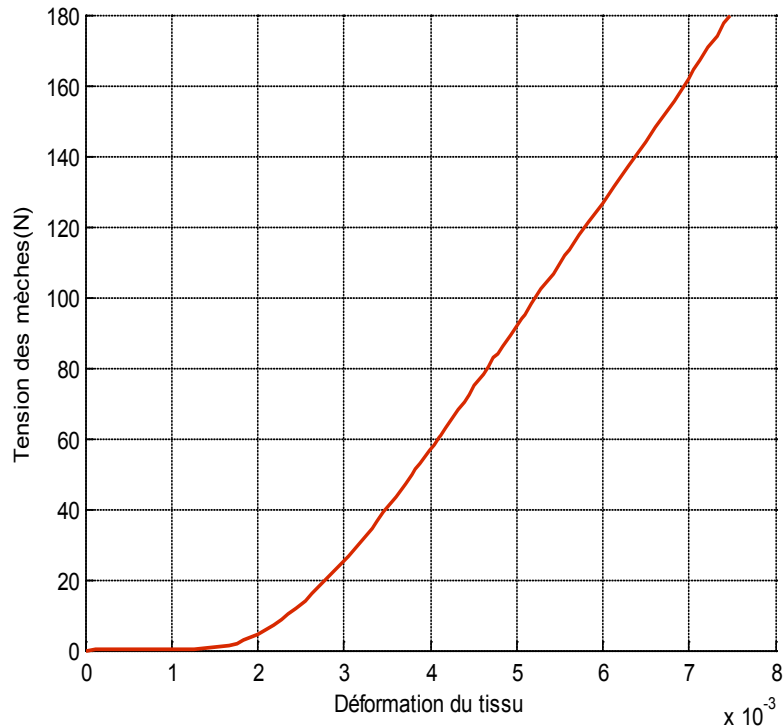


Figure 3.16 : Traction unidirectionnelle du tissu

3.2.3.2 Paramètres de comportement transverse :

Nous disposons d'une loi de comportement transverse spécifique qui tient compte à la fois des déformations transverses et de la déformation longitudinale suivant la direction des fibres. La détermination des paramètres transverses nécessite un essai qui peut mettre en oeuvre toutes ces déformations. Un tel essai est difficile à être mené sur une seule mèche en raison de la faible tenue de la mèche et ainsi de la faible valeur d'effort mesurée surtout en ce qui concerne la compression. Dans ce cas, nous proposons de déterminer des paramètres avec les essais réalisés sur le tissu et d'utiliser une méthode inverse.

Les essais de compression présentés précédemment sont faciles à effectuer, cependant, l'inconvénient de ces essais est qu'ils sont réalisés sous tension nulle et la détermination du paramètre « n » liée à la déformation longitudinale est impossible.

D'autres essais peuvent être envisagés tels que : l'essai de compression combiné de traction ou l'essai de tension biaxiale. Ces essais permettent théoriquement de bien identifier les paramètres recherchés, mais ils sont délicats à mettre en œuvre. D'une part, ils nécessitent des dispositifs spécifiques (machines de compression traction, machine de

traction biaxiale) d'autre part, la mise en tension des réseaux de chaînes et de trames en même temps est une situation difficile à contrôler.

À partir des données expérimentales disponibles, nous proposons de déterminer les paramètres des matériaux à partir de la courbe de l'essai de compression pour un pli et des courbes de tractions biaxiales interpolées afin d'éviter l'utilisation d'une machine de tension biaxiale.

En fait, en supposant que l'interaction d'écrasement entre les chaînes et les trames pour un même type d'armure du fibreux de mêmes matériaux ne change pas de manière importante, on suppose qu'il existe une proportionnalité entre trois courbes : traction une mèche, traction équi-biaxiale, et traction unidirectionnelle. Nous utilisons donc cette proportionnalité trouvée sur les courbes dans le travail de Buet [BUE98] concernant la traction biaxiale pour reconstruire la courbe équi-biaxiale du sergé G986.

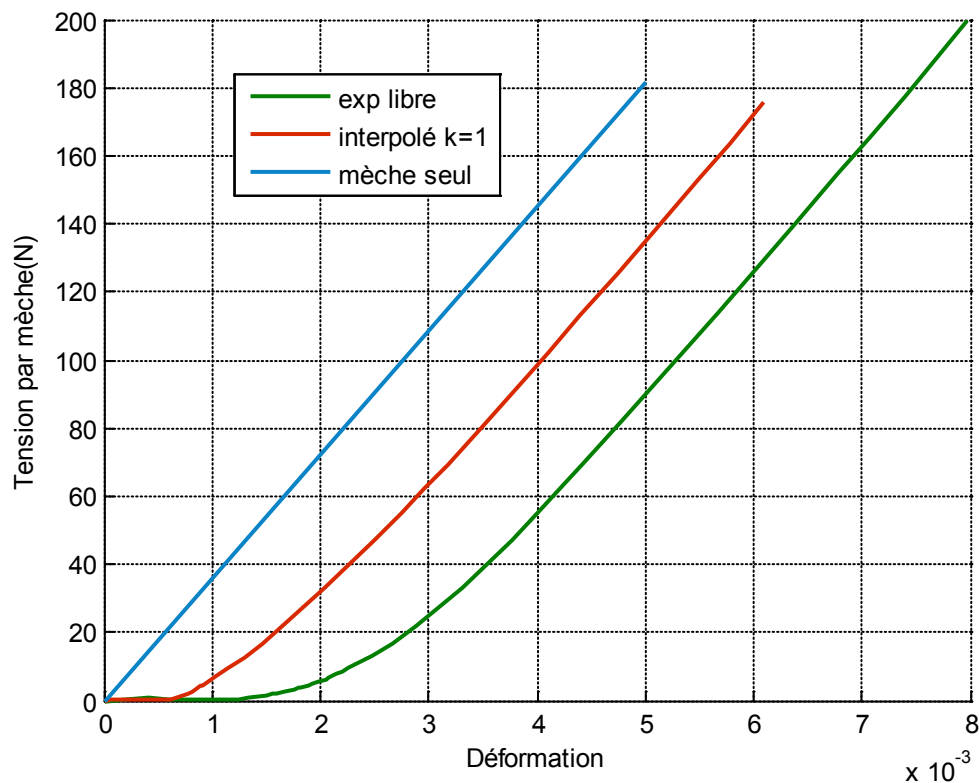


Figure 3.17 : Détermination la courbe $k=1$

Le principe d'une méthode inverse consiste à ajuster certains paramètres d'un modèle en comparant les résultats fournis par ce modèle à un résultat de référence.

Il s'agit de la méthode de Levenberg-Marquardt que l'on utilise pour optimiser ces paramètres. Cette méthode, qui est une interpolation de la méthode de gradient de descente

et Newton-Gauss, est largement utilisée pour les problèmes de moindres carrés : étant donnée une fonction f , on cherche à trouver le vecteur des paramètres x qui la minimise. Dans notre cas, f est une fonction d'erreur quadratique qui se présente sous la forme :

$$f(x) = \frac{1}{2} \sum_n r_j^2(x) = \frac{1}{2} r^T(x).r(x) \quad (3.18)$$

On commence par choisir un vecteur de paramètre initial x_0 . Puis à l'itération i on calcule le vecteur paramètre x en fonction de x_{i-1} de manière que f approche la valeur minimum.

La méthode de gradient de descente propose de calculer le nouveau paramètre en fonction du gradient de f qui donne la direction de descente:

$$x = x_{i-1} - \lambda.\nabla f \quad (3.19)$$

Où $\nabla f(x)$ est le gradient de f au point x

$$\nabla f(x) = \sum_j^m r_j(x).\nabla r_j(x) = J^T.r(x) \quad (3.20)$$

λ est une constante qui ajuste la vitesse de convergence de l'algorithme. Plus λ est grand, moins l'algorithme est stable. Plus λ est petit, plus le nombre d'itérations et la possibilité de convergence sont importants.

La méthode Newton-Gauss utilise la seconde dérivée de f pour atteindre plus vite le minimum. En approximant la fonction r au point x on a :

$$r(x+q) = r(x) + J.q \quad (3.21)$$

$$\text{Alors } f(x+q) = \frac{1}{2} (r(x) + J.q)^T (r(x) + J.q) = f(x) + q^T J^T f(x) + \frac{1}{2} q^T (J^T J) f(x)$$

La première dérivée de f et son Hessien sont définis comme suite

$$f'(x+q) = J^T.r(x) + (J^T J)q \quad (3.22)$$

$$H = f''(x+q) = J^T.J \quad (3.23)$$

La détermination du point x auquel la fonction $f'(x+q)$ s'annule nous donne :

$$(J^T J)q = -J^T r(x) \Rightarrow q = -(J^T J)^{-1}.J^T r(x) = -H\nabla f \quad (3.24)$$

Le nouveau vecteur de paramètre est donné par :

$$x_i = x_{i-1} - H^{-1}\nabla f \quad (3.25)$$

L'idée de Levenberg est d'utiliser l'approche Newton dans les zones où f est quasi linéaire et une descente de gradient dans les autres cas.

$$[H + \lambda I]q = -J^T . r(x) \quad (3.26)$$

Le pas de l'itération étant défini comme suivant

$$x_i = x_{i-1} - [H + I.\lambda]^{-1} \nabla f \quad (3.27)$$

En effet, quand λ est grand on reconnaît la méthode de gradient et quand λ est petit la modification de paramètre correspond à la méthode de Newton.

Cet algorithme a ensuite été amélioré par Marquard, il a proposé de remplacer la matrice d'identité par la diagonale de H :

$$[H + \lambda \text{diag}(H)]q = -J^T . r(x) \quad (3.28)$$

Le pas de l'itération étant défini comme :

$$x_i = x_{i-1} - [H + \lambda \text{diag}(H)]^{-1} \nabla f \quad (3.29)$$

Application :

Les paramètres à ajuster sont ceux du modèle que nous avons établi.

Récapitulons :

$p = \{p_i\} = [A_0 \ B_0 \ n \ p]$ vecteur paramètres

$\nabla f = \{\nabla f_j\}, j=1 \dots n$: vecteur erreur basé sur n valeurs expérimentales.

$$\nabla f_j = F^{\text{simu}}(\varepsilon_j, p) - F^{\text{exp}}(\varepsilon_j) \quad (3.30)$$

On présente le schéma d'algorithme global de la méthode d'inverse en Figure 3.7. Cette méthode est entièrement programmée dans Matlab qui permet d'effectuer des calculs matriciels et aussi le pilotage de calcul ABAQUS.

Différents critères de convergence visant à stopper l'algorithme peuvent être envisagés : critères portant sur les paramètres, l'erreur, ou leurs variations relatives. Dans un premier temps, un critère d'arrêt fondé sur la valeur de l'erreur au sens des moindres carrés est utilisé.

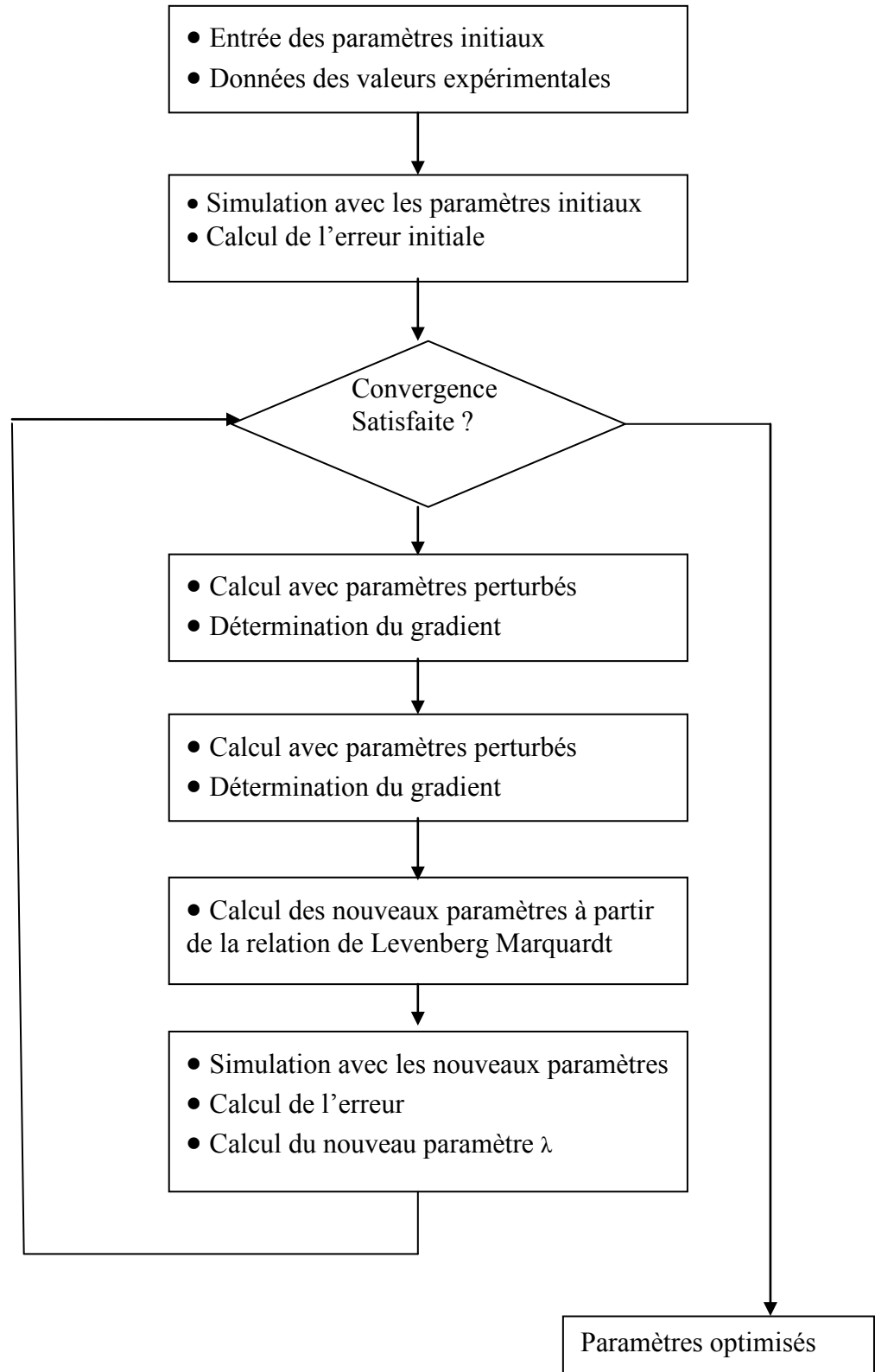


Figure 3.18 : Algorithme d'optimisation des paramètres de matériaux

On décide de définir 3 paramètres A_0 , B_0 , p avec la courbe de compression et le paramètre n avec la courbe de traction équibiaxiale.

Pour cela, premièrement, on optimise 3 paramètres A_0 , B_0 , p avec la courbe de compression et la valeur du paramètre « n » choisi n'affecte pas les calculs parce que la déformation longitudinale est nulle. Les valeurs de A_0 , B_0 , p obtenues sont ensuite utilisées et fixées pour la détermination de valeur « n ». Le choix des valeurs initiales affecte de manière importante le résultat des optimisations. Il est possible d'obtenir plusieurs jeux de paramètres en fonction des paramètres initiaux proposés qui sont liés à la présence des minimums locaux de la fonction à minimiser. Pour réduire le temps de calcul, les valeurs initiales de A_0 , B_0 , p sont choisies en se basant sur les paramètres trouvés dans la littérature sur un autre sergé [BAD08].

Les paramètres obtenus sont les suivantes : $A_0=B_0=0.00128$, $p=26$, $n=3200$

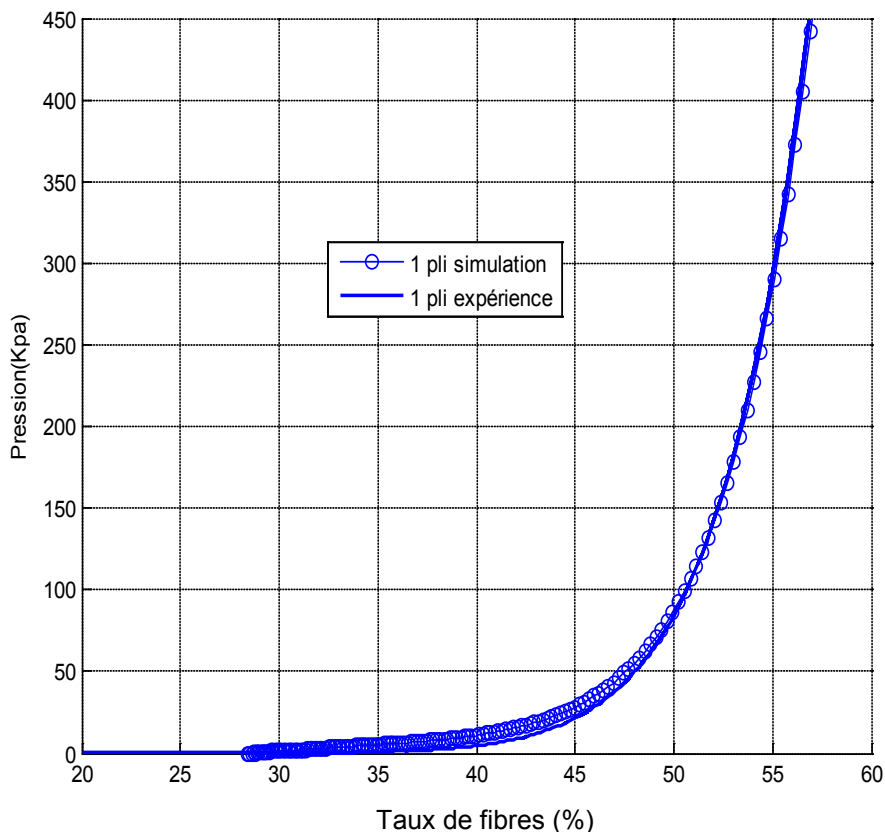


Figure 3.19 (a) Détermination du paramètre A_0 , B_0 , p avec des essais de compression

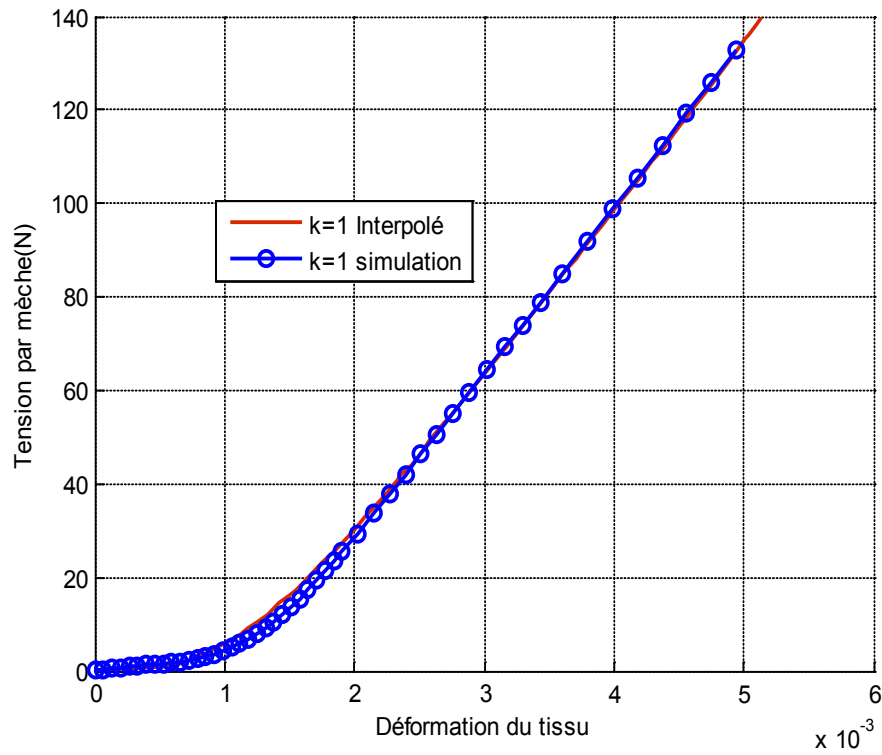


Figure 3.19 (b) Détermination du paramètre n avec des essais de traction

Figure 3.19 : Indentification des paramètres de matériaux

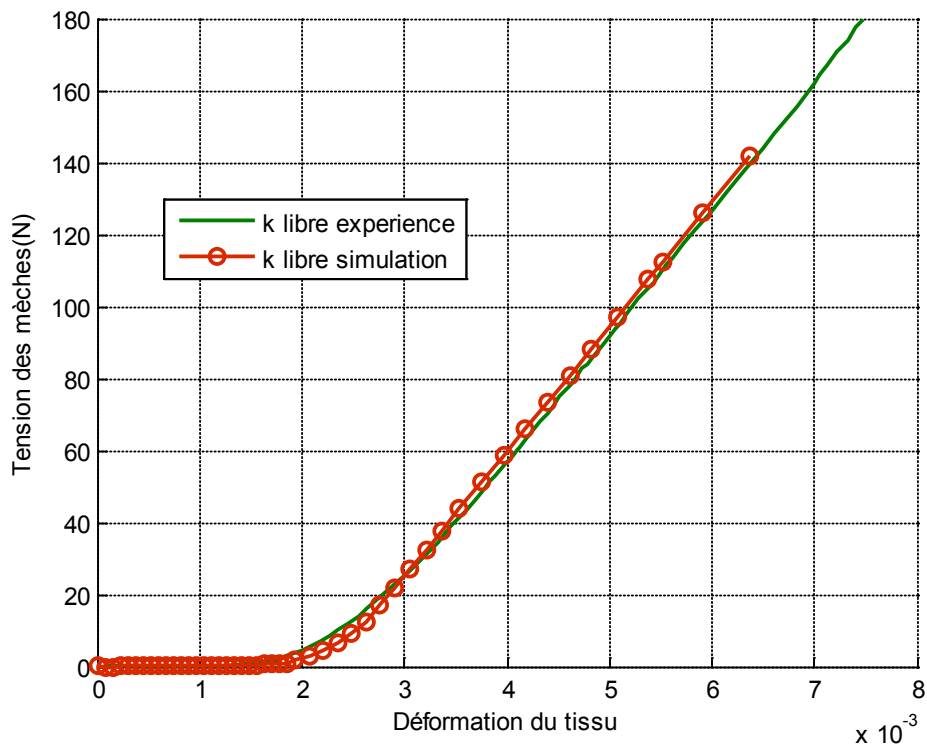


Figure 3.20 : Validation de la courbe $k=libre$

Comme présentés ci-dessus, les paramètres du matériau sont obtenus par la méthode d'inverse avec la courbe $k=1$ interpolée. Nous avons aussi retenu ces paramètres pour simuler le cas de tension libre. La courbe obtenue (Figure 3.20) montre un bon accord avec l'expérience. Cela veut dire que les simulations de tension sont satisfaisantes sur le plan du comportement mécanique.

3.2.3.3 Autres données de calcul

Outre les trois aspects importants que nous avons abordés dans les sections ci-dessus, il reste plusieurs données d'entrée du calcul à définir. L'algorithme de gestion du contact entre mèches est laissé par défaut au logiciel ABAQUS. Concernant les frottements, on utilise un modèle de Coulomb avec un coefficient de frottement de 0.24, valeur empruntée à la littérature [LIU06] [GOR07].

3.2.4 Simulation numérique des tests de compression

L'ensemble des études dans les sections précédentes nous a fourni un modèle éléments finis complet avec la géométrie du renfort et la loi de comportement avec des paramètres spécifiques du matériau. À partir de ces données, on va modéliser dans cette section les observations obtenues pendant les essais expérimentaux et comparer les résultats numériques avec ceux de l'expérience.

3.2.4.1 Condition aux limites périodiques

Pour conserver la périodicité de la structure, nous utilisons des conditions périodiques du champ de déplacement qui mènent ensuite à l'écriture des conditions aux limites en déplacements.

Considérons le VER extrait de la structure, sa frontière est composée de sections droites des chaînes et des trames. La périodicité de la structure est assurée lors que la périodicité de chaque mèche est garantie. Tenant compte de l'architecture équilibrée du renfort étudié, nous ne présentons ici que les conditions aux limites à appliquer pour une chaîne qui est parallèle à l'axe 1 (l'axe X), les conditions limites pour une trame sont trouvées en inversant l'axe 1 à l'axe 2.

Appelons X_1 une face de la chaîne considérée qui constitue la frontière du VER, et X_2 son opposition, l'un est l'image de l'autre par une translation $P1$ suivant la direction X (Figure 3.21).

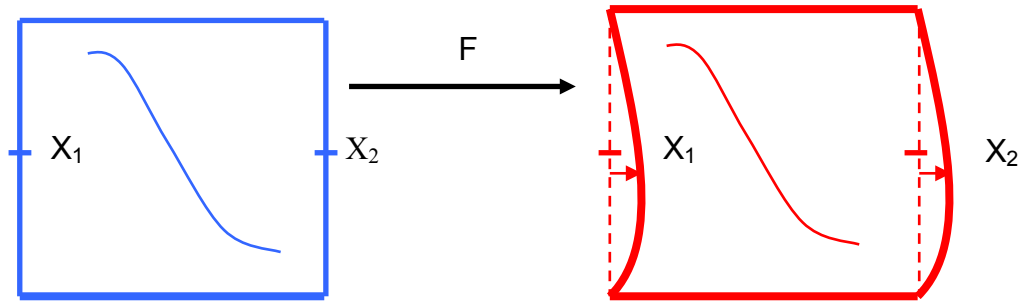


Figure 3.21 : VER déformé

On suppose que la structure déformée reste périodique. Notons F le champ de déplacement associé à la transformation de la structure où x est la position actuelle du point matériel initialement en X . La structure est dite périodique, si la face X_1 et la face X_2 sont reliées par une translation, cela veut dire que la morphologie des deux faces doit être la même.

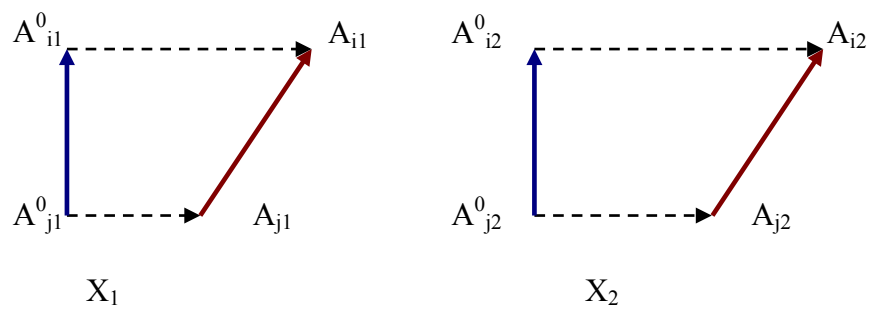


Figure 3.22 : Égalité des vecteurs de deux faces

Considérons un vecteur $A_{i1}^0 A_{j1}^0$ composé de deux nœuds de la face X_1 pour lesquels la coordonnée Y est la même et le vecteur $A_{i2}^0 A_{j2}^0$ son correspondant sur la frontière X_2 , après la déformation ces vecteurs deviennent respectivement $A_{i1} A_{j1}$. Et $A_{i2} A_{j2}$ après transformation ces deux vecteurs doivent être identiques $A_{i1} A_{j1} = A_{i2} A_{j2}$.

On peut traduire cette relation à l'aide des degrés de liberté dans ABAQUS :

Dans la direction des fibres

$$U_1^{A_{j2}} - U_1^{A_{i2}} + U_1^{A_{j1}} + U_1^{A_{i1}} = 0 \quad (3.31)$$

Dans deux autres directions

$$\begin{aligned}
 U_2^{A_1} - U_2^{A_2} &= 0 \\
 U_2^{A_{j1}} - U_2^{A_{j2}} &= 0 \\
 U_3^{A_1} - U_3^{A_2} &= 0 \\
 U_3^{A_{j1}} - U_3^{A_{j2}} &= 0
 \end{aligned}
 \tag{3.32}$$

Ces conditions traduisent le fait que les points A1 et A2 doivent rester positionnés de la même façon l'un par rapport à l'autre et par rapport aux frontières de la cellule élémentaire

3.2.4.2 Simulation d'un mono-pli et des multi-plis sans nesting

La première simulation réalisée est la compression des VER de mono-pli suivant différents motifs et différentes tailles (Figure 3.23).

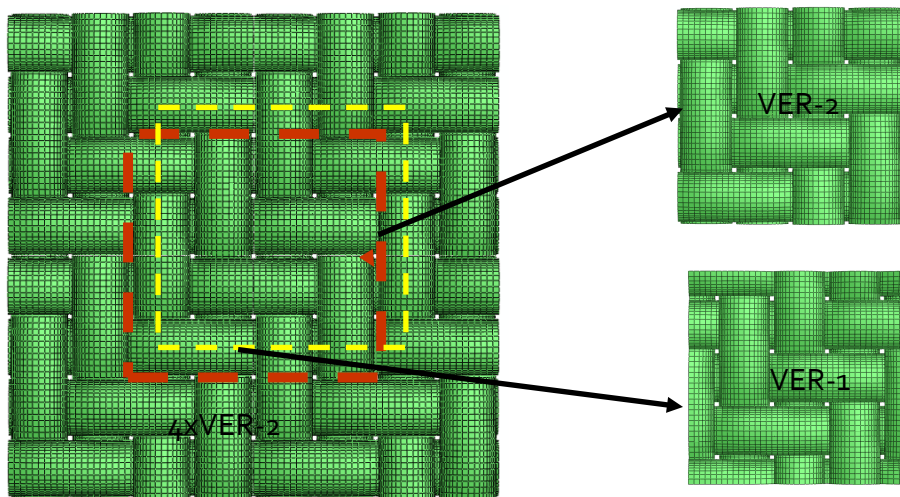


Figure 3.23 : Différents type de VER

Le tissu étant modélisé, on peut exploiter diverses évolutions dont notamment la courbe de compression de la maille élémentaire, reliant la force transverse F_3 au déplacement transverse U_3 . Contrairement à l'expérience, la simulation permet de déterminer l'origine des déplacements. Les plaques peuvent ainsi être positionnées de manière précise avant chargement afin d'être en contact direct avec les mèches avant l'application des contraintes.

Afin de pouvoir comparer les résultats de la simulation avec l'expérience, les paramètres expérimentaux sont également calculés. Ainsi, l'étude mécanique permet d'étudier la variation de la contrainte transversale en fonction du taux de fibres.

Celui-ci est déterminé pour chaque pas de chargement par la relation :

$$T_f = 100 \frac{V_f}{V_t}, V_f \text{ étant le volume de fibres et } V_t \text{ le volume total inter-plaques.}$$

La connaissance du déplacement transverse U_3 permet la détermination du volume total, étant donné que : $V_t = V_{ini} - 2U_3S$, avec V_{ini} le volume initial total.

La Figure 3.24 présente les résultats de simulation pour différent type VER du renfort en comparaison avec celui d'un pli en expérience. On trouve que les courbes de simulation sont très proches. Cela démontre que le choix du motif du VER et de la taille du VER n'influence pas le comportement mécanique du renfort. On trouve aussi un bon accord entre les résultats de simulation et d'expérience. Cela résulte du fait que le VER type 2 d'un pli a été utilisé pour déterminer les paramètres

La distribution déformation suivant la direction Z , monte elle se concentre principalement aux contacts du renfort avec les plaques de compression. Cette zone de contact augmente avec le chargement

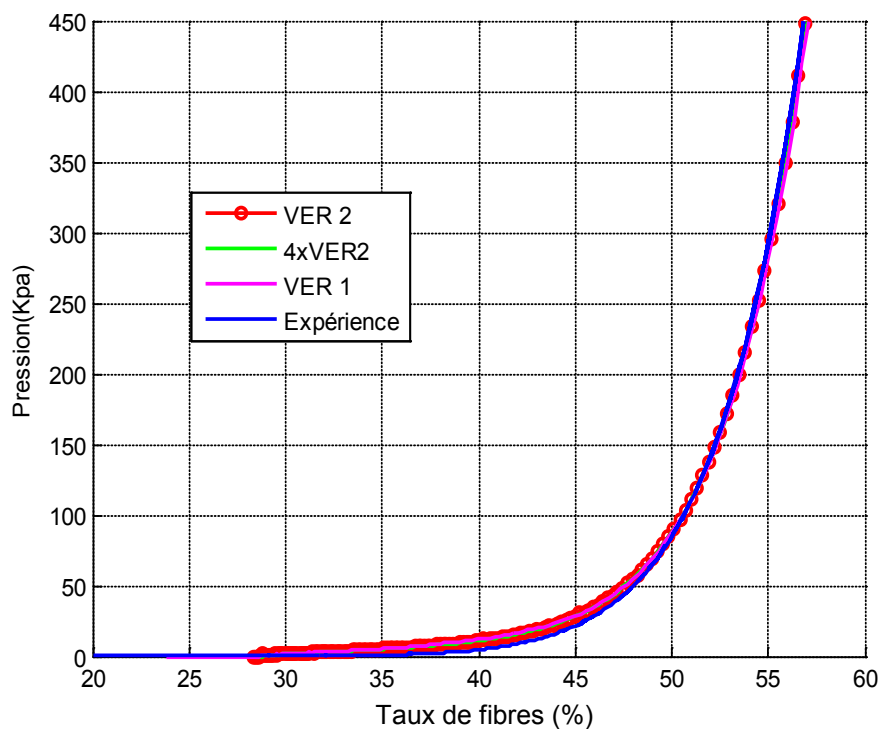


Figure 3.24 (a) Courbes de compression d'un mono-pli

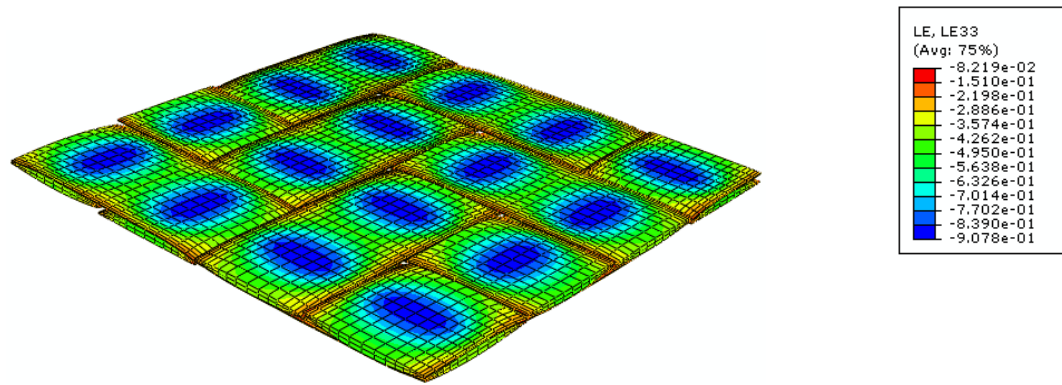


Figure 3.24 (b) Modèle déformé-VER type 2 (déformation ε_{33})

Figure 3.24 compressions d'un mono-pli

3.2.4.3 Simulation de la compression des multiplis et influence du nesting

Pour étudier l'influence de nombre de plis sur le comportement d'un multi-plis, des VER de G986 sont superposés (de deux à cinq plis).

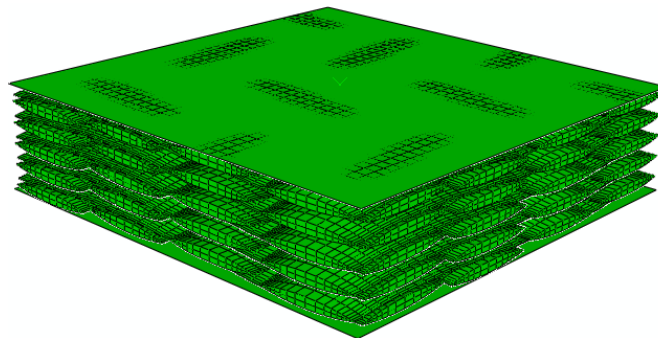


Figure 3.25 : Compression cinq plis sans nesting

On trouve que les courbes de multi-plis sans nesting (Figures 3.28-3.31) présentent une allure très intéressante forte similaire à la tendance des courbes expérimentales. Si on compare les résultats de simulation et celles d'expérience, il reste d'importants décalages. Il semble que la rigidité des multi-plis de simulation est plus élevée que celles déduites de l'expérience. La différence entre les courbes de mono-pli et les courbes de multi-plis amènent à penser qu'il existe un réarrangement entre les plis qui permet de diminuer de manière significative l'épaisseur des multi-plis.

La simulation des plis simplement superposés ne permet pas de décrire de manière satisfaisante le comportement du renfort fibreux en compression. Nous supposons que les

écarts proviennent de l'absence du phénomène de nesting dans la simulation puisqu'on ne considère pas de déplacement dans des plis élémentaires (Figure 3.26).

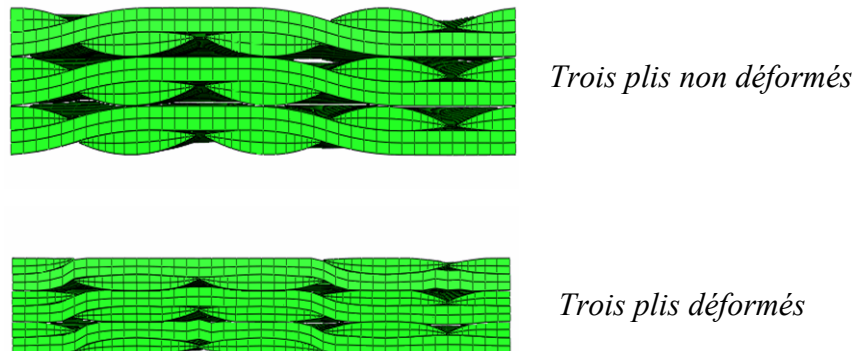


Figure 3.26 : Absence de mouvement dans le plan des plis élémentaires

Il est donc souhaitable d'ajouter le déplacement relatif entre les plis. En effet, la simulation permet d'envisager toutes les positions possibles entre les plis fibreux, mais comme précédemment dit, on ne peut pas maîtriser le nesting dans l'expérience. Il est proposé ici d'étudier le cas de nesting maximal. Pour ce faire, on déplace deux maillages plus grands l'un sur l'autre de $\frac{1}{2}$ fois l'épaisseur des mèches dans les deux directions et puis on les coupe de manière à avoir un maillage élémentaire pour les deux plis. La différence entre le « nesting simulation » et le « nesting expérimental » est que dans la simulation le nesting est imposé au renfort dès le début alors que dans l'expérience, le nesting est créé par le déplacement des plis au cours de la sollicitation.

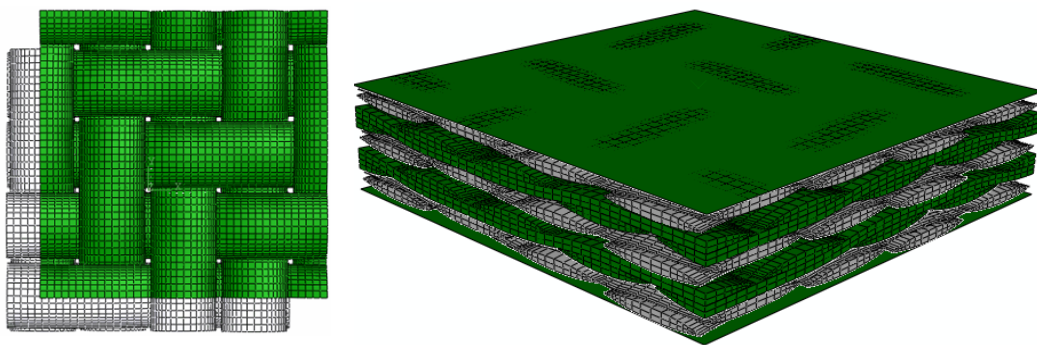


Figure 3.27 : Nesting de deux plis

Les figures 3.28-3.31 présentent les résultats de simulation de différents multi-plis avec nesting de 2 à 5 plis en comparaison avec ceux des multi-plis sans nesting et ceux issus de l'expérience. On s'aperçoit que le comportement des multi-plis avec nesting est beaucoup

plus souple que celui composé des plis simplement superposés et les comportements des multi-plis avec nesting sont relativement proches.

En effet, le déplacement des plis adjacents permet d'obtenir un agencement dans lequel les pores entre les plis peuvent être mieux remplis. La réduction de l'épaisseur du renfort nécessite donc moins d'énergie et cela explique pourquoi on a un comportement plus souple. La figure 3.18 montre qu'à même niveau de charge, la structure d'un multi-plis avec nesting est plus compacte par rapport à celle sans nesting ce qui se traduit par une épaisseur plus faible.

Les résultats sur les figures 3.28-3.32 montrent aussi que les résultats d'expérience se trouvent entre les courbes des multi-plis sans nesting et avec nesting. On trouve que les résultats expérimentaux sont plus proches de la simulation sans nesting. En fait, le comportement d'un multi-plis varie en fonction du nesting et il est compris dans une fourchette. Cette zone est délimitée entre les courbes des plis avec nesting maximal et sans nesting.

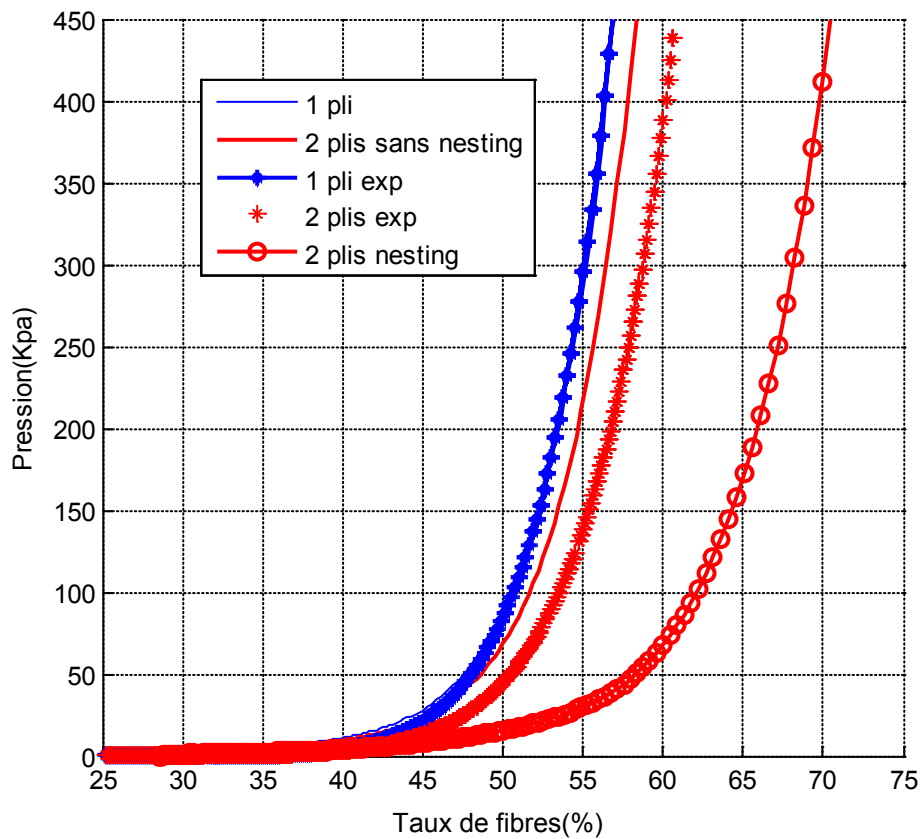
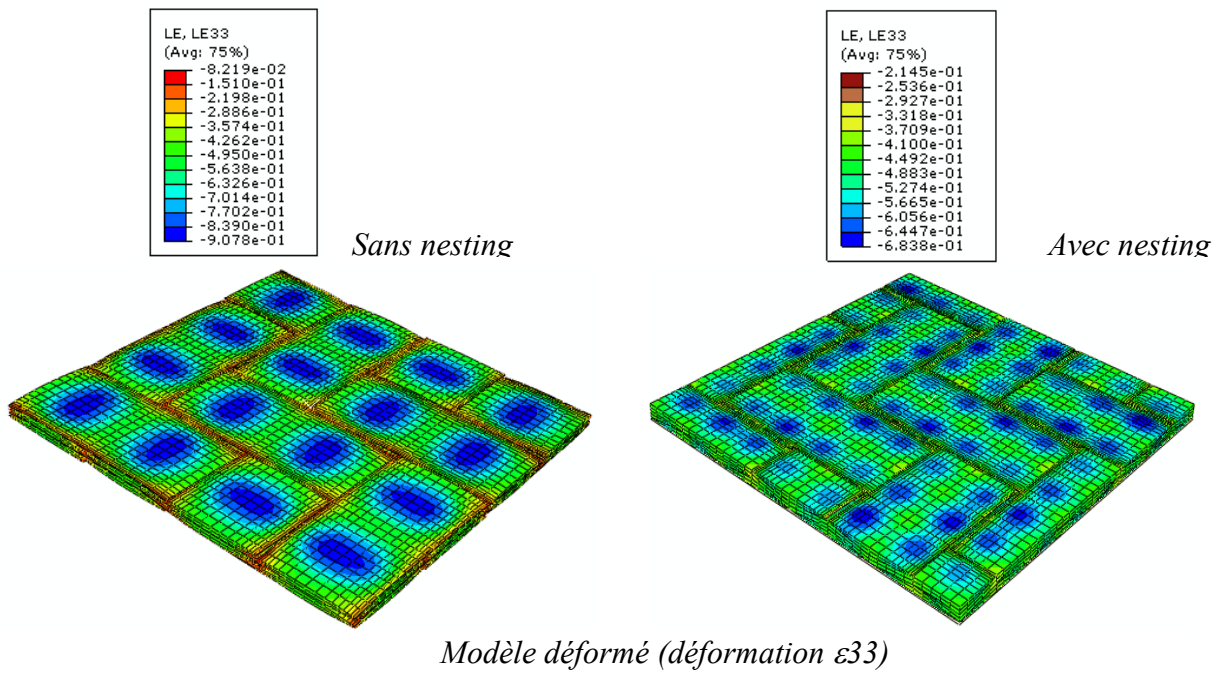


Figure 3.28 : Compression deux plis avec nesting et sans nesting

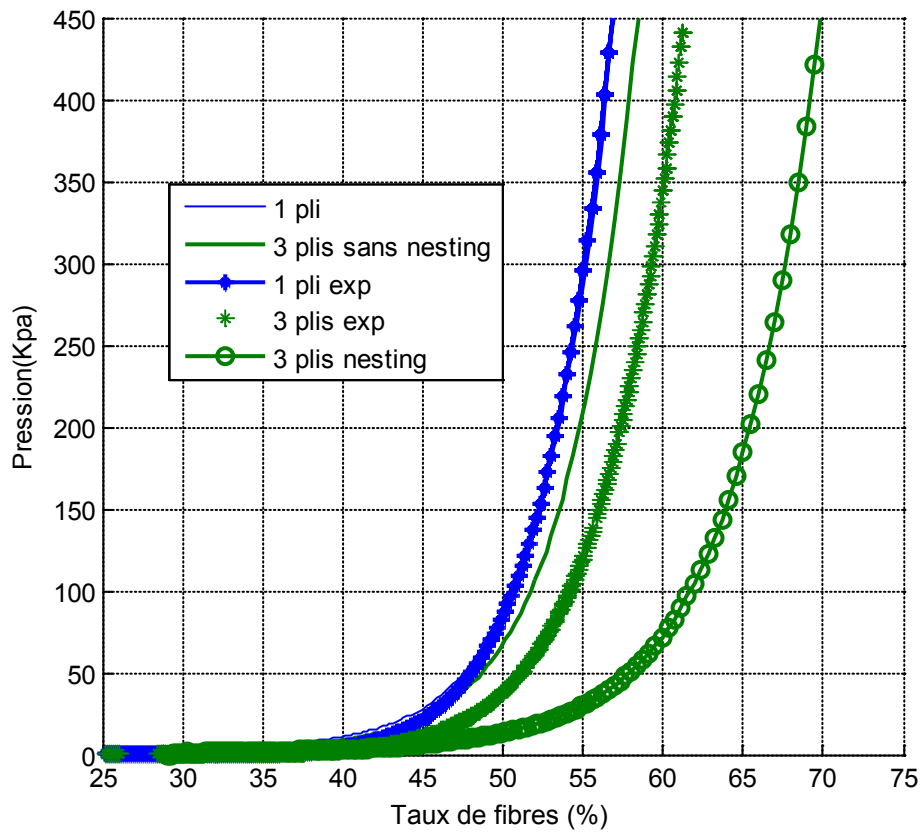
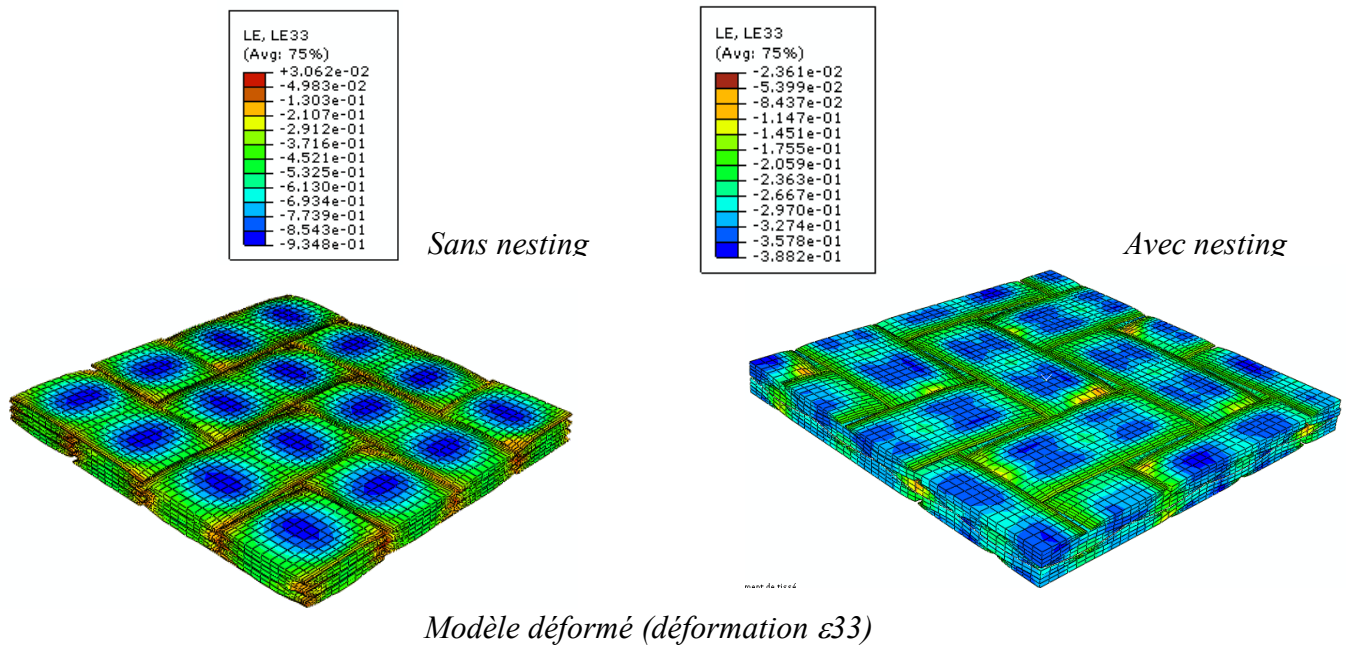


Figure 3.-29 : Compression trois plis avec nesting et sans nesting

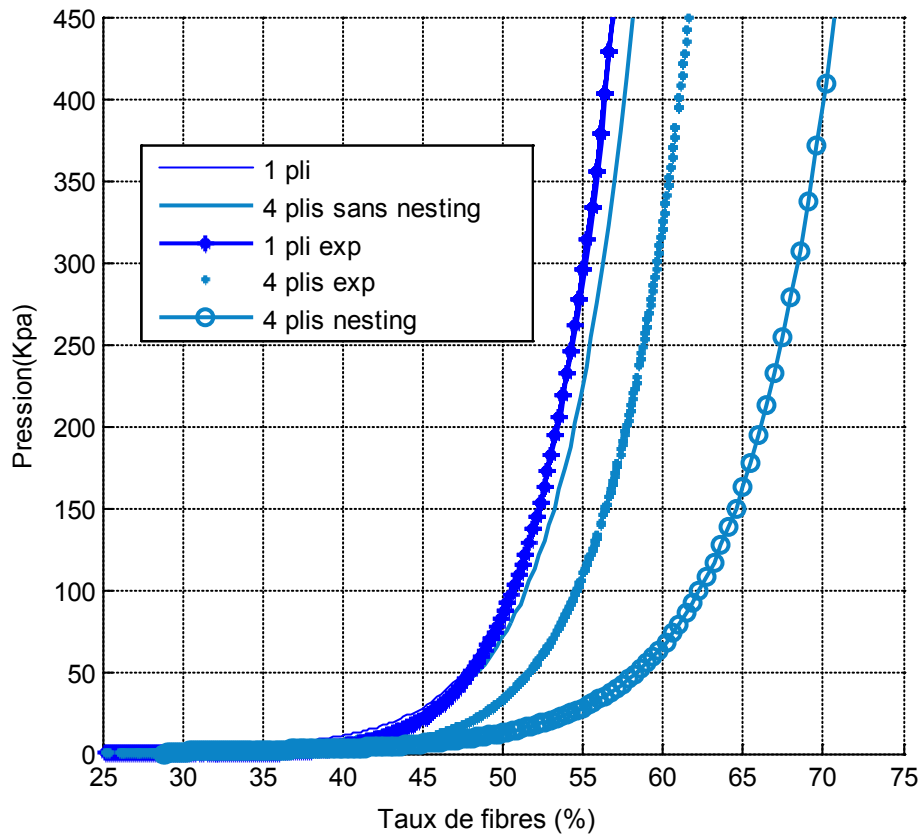
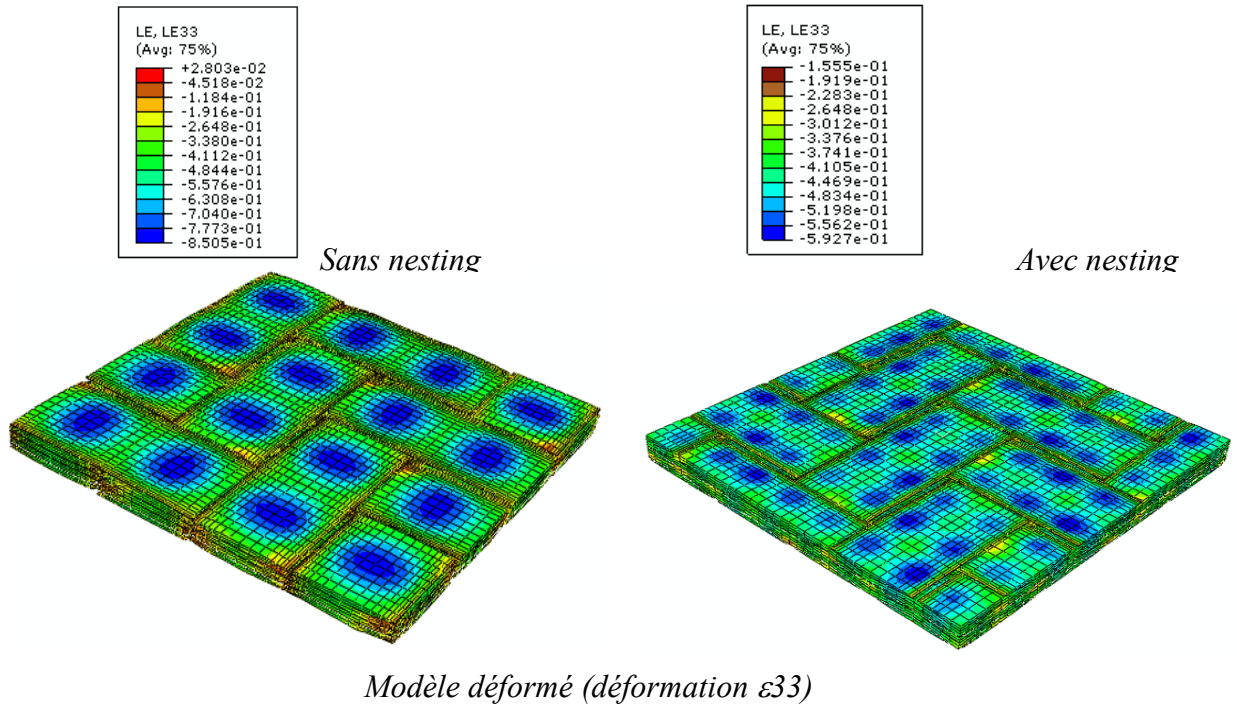
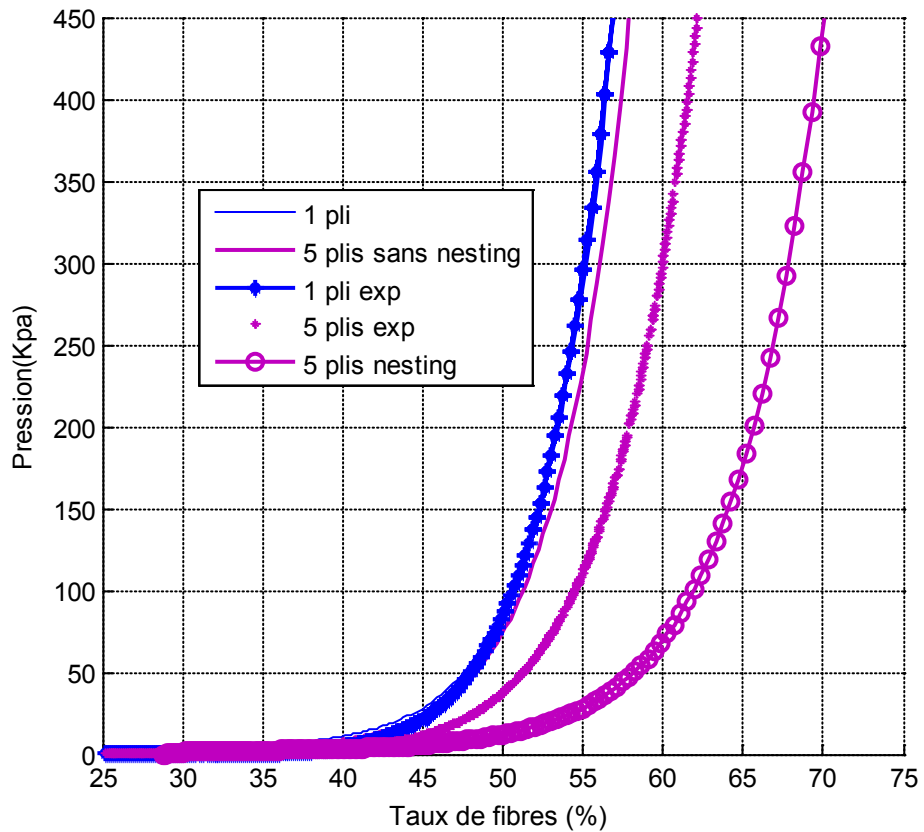
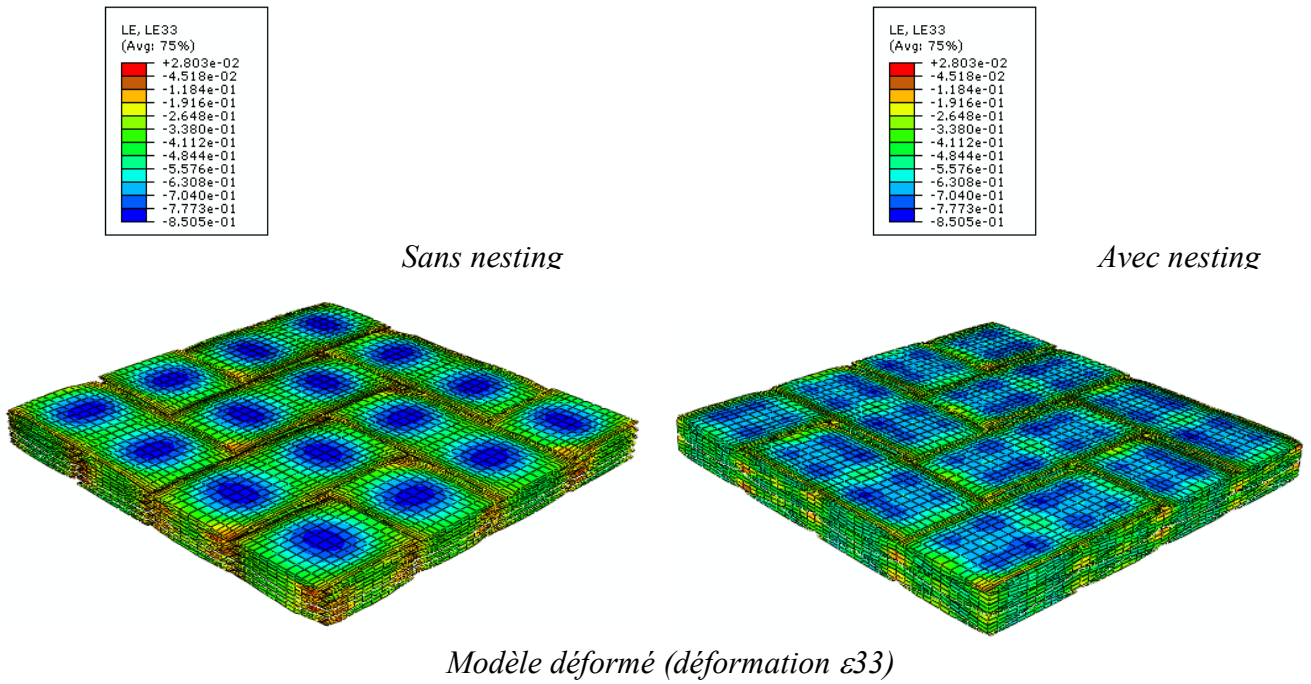


Figure 3.30 Compression quatre plis avec nesting et sans nesting



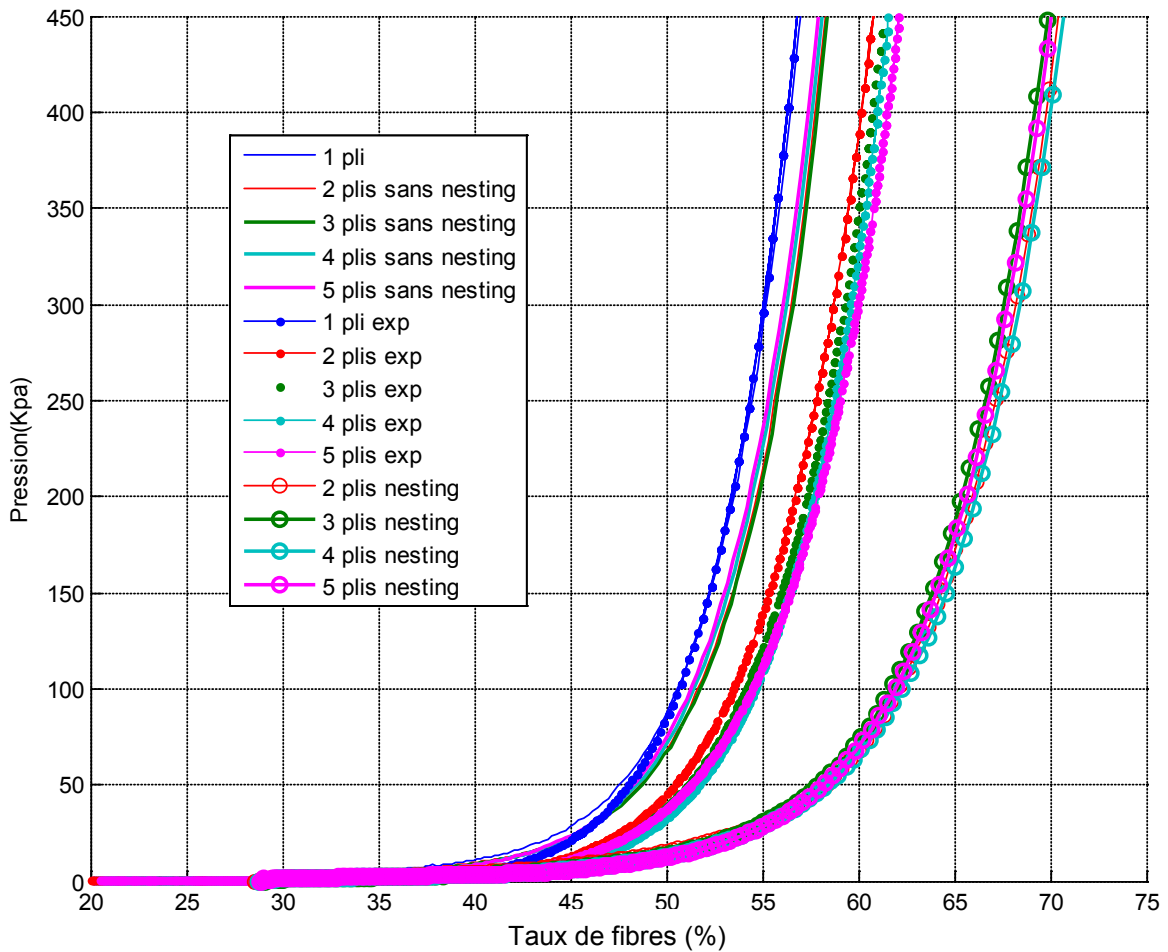


Figure 3.32 : Compression des multi-plis



Figure 3.33 : Compression des multi-plis avec nesting et sans nesting

3.2.4.4 Simulation de la rotation

Pour la rotation des plis, il est impossible de trouver un maillage élémentaire pour le multi-plis. Nous avons choisi un maillage 4 fois plus grand que le VER utilisé pour d'autres simulations précédentes. De plus, pour éviter la rigidification de renfort due aux effets de bord, la dimension des plaques est choisie de manière à ce qu'elles puissent couvrir presque toute la partie superposée entre les plis, mais pas tout le renfort pour éviter

que les parties non superposées soient en contact et affectent la réponse en pression (Figure 3.34).

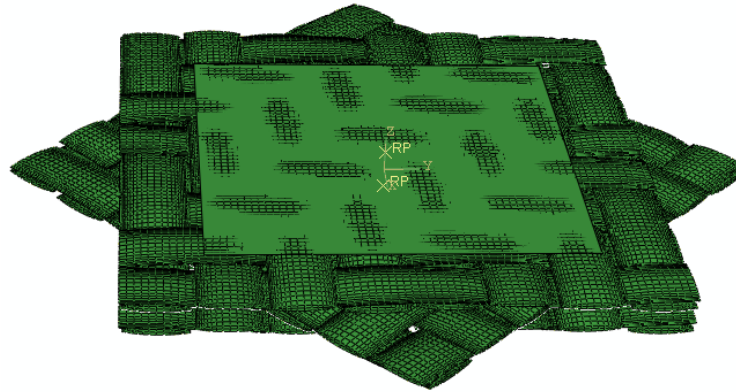
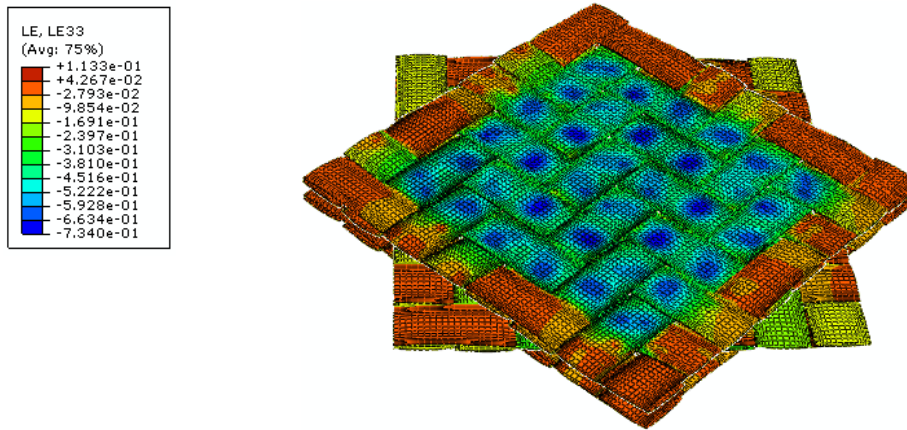


Figure 3.34 : Orientation des plis 45°

Les résultats de simulation sont présentés sur la Figure 3.35, on trouve un comportement similaire entre le cas rotation 30 et 45 degrés, cela permet de penser que le comportement ne dépend pas de l'angle de rotation. C'est aussi ce qu'on a constaté par l'expérience. La comparaison entre les résultats d'expérience et ceux de simulation montre que le comportement en simulation des multi-plis avec rotation est plus souple que celui issu de l'expérience même si les courbes sont relativement proches. Nous supposons que la différence entre le comportement expérimental et la simulation est due au fait qu'on n'a pas pu obtenir un VER pour les multi-plis inclus des orientations. Dans la mesure où il est donc impossible de garder la périodicité du renfort, la simulation sur un échantillon beaucoup plus petit que celui utilisé dans les essais peut expliquer les écarts observés.



Modèle déformé (déformation ϵ_{33})

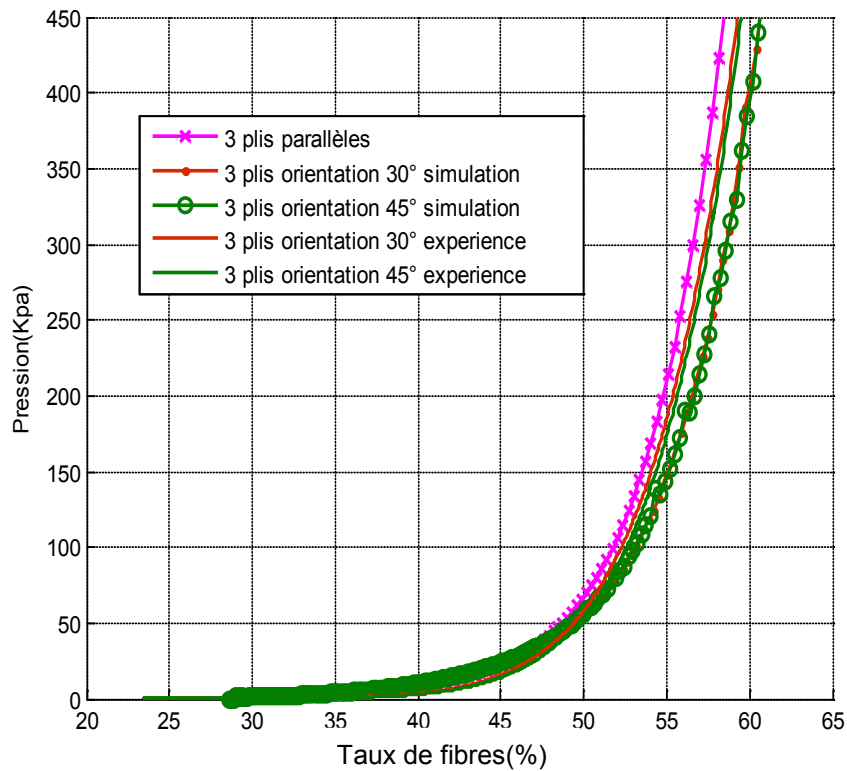
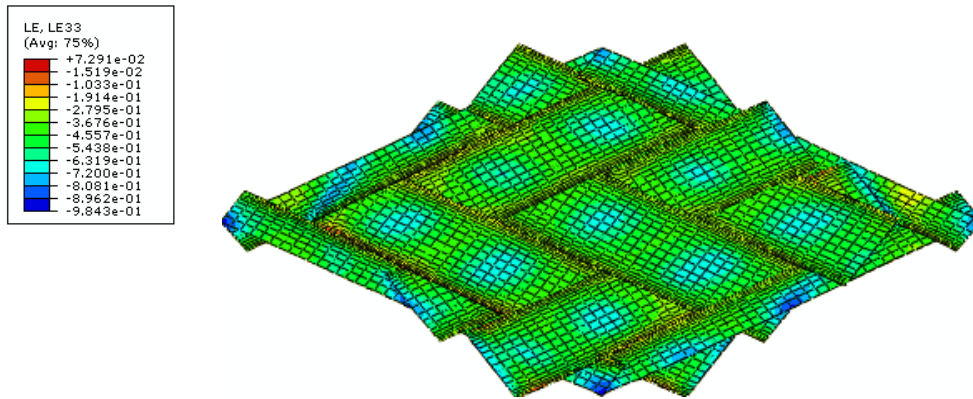


Figure 3.35 : Compression des multi-plis avec rotation des plis

3.2.4.5 Compression du renfort cisailé.

Les simulations de compression du renfort cisailé permettent d'étudier l'influence du cisaillement sur le comportement en compression. Comme dans l'expérience, une simulation de cisaillement est menée avant la simulation de compression. Des simulations permettent de garder à la fois la géométrie déformée et l'état de contrainte du cisaillement.



Modèle déformé (déformation ϵ_{33})-Cisaillement 28°

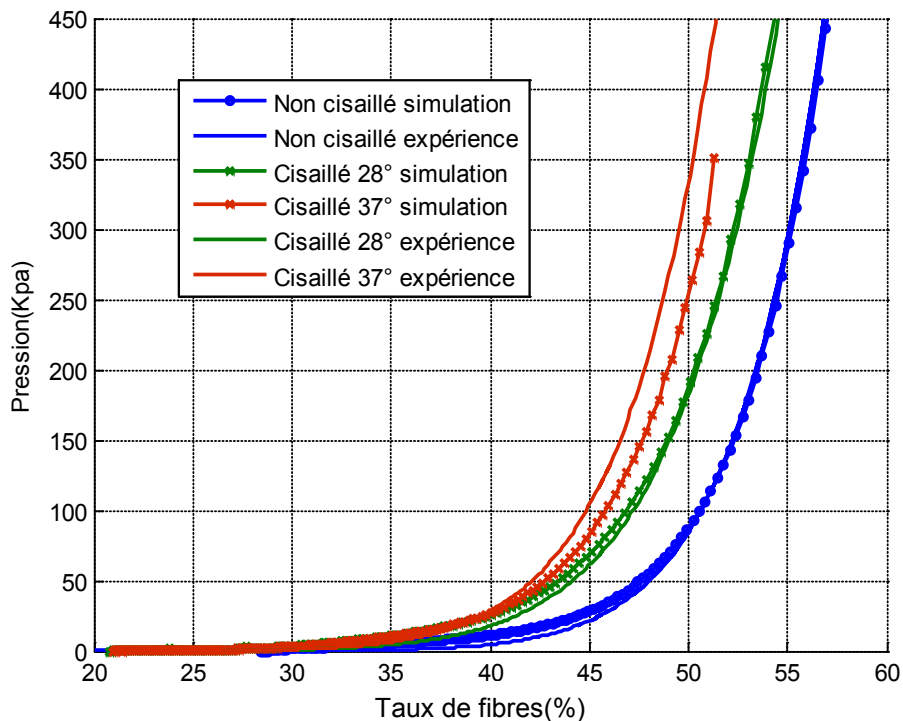


Figure 3.36 : Compression du renfort cisailé

Les résultats de simulation (Figure 3.36) montrent une tendance identique à celle de l'expérience. Le renfort cisailé est plus rigide que le renfort non cisailé. On peut expliquer ce comportement d'une part, par l'augmentation de l'épaisseur du renfort cisailé et d'autre part, par l'augmentation de la densité du renfort cisailé. Comme la taille des pores dans le plan entre, les mèches se réduisent au cours du cisaillement. La compression latérale des mèches lorsque celles-ci sont en contact rend le renfort plus difficile à comprimer.

Si le comportement du renfort non cisailé et du renfort cisailé 28° est en bon accord avec l'expérience, le comportement en compression du renfort cisailé 37° en simulation

est un peu plus souple comparé à l'expérience. En fait, le cisaillement doit d'abord être simulé, il est probable que pour améliorer les courbes de compression cisaillement, il est nécessaire d'abord d'améliorer la simulation de cisaillement, car le comportement en compression peut dépendre non seulement de la géométrie cisailée, mais aussi de l'état de contrainte dans le renfort cisailé.

3.3 Conclusion

La simulation par des éléments finis tridimensionnels permet de mieux comprendre et analyser les phénomènes mésoscopiques intervenant pour la détermination du comportement global des tissus. Elle conduit également à la connaissance des caractéristiques d'un tissu au moment de sa conception, c'est-à-dire avant même sa réalisation.

Un atout majeur de cette méthode réside dans la diversité des représentations possibles. Il est envisageable de faire varier à volonté les différents paramètres du tissage ainsi que les caractéristiques mécaniques et géométriques des mèches constitutives afin de choisir le fibreux le plus adapté à une application, en fonction des conditions de service et des propriétés souhaitées par l'utilisateur.

L'identification des paramètres du modèle de matériau est un point important pour la prédiction du comportement du renfort. Si, le module Young est déterminé directement à partir de l'essai de traction ; les paramètres du comportement transverse sont déterminés par une approche d'inverse en se fondant sur des essais de tractions et de compressions sur un mono-pli.

La superposition simple des plis s'avère insuffisante pour modéliser des multi-plis à cause de l'absence du phénomène de nesting. La simulation des multi-plis avec nesting montre des résultats s'accordant bien avec l'expérience. De même, la simulation du comportement des multi-plis avec des orientations différentes des plis montre des résultats assez cohérents avec l'expérience. Il en est de même pour la simulation de la compression après cisaillement du renfort. Celle-ci est néanmoins plus délicate car la simulation de la déformation de cisaillement est complexe.

4 Calcul de la perméabilité

4.1 Modèle de calcul de la perméabilité

- 4.1.1 Les approches analytiques
- 4.1.2 Les approches numériques
- 4.1.3 Méthodes d'homogénéisation
- 4.1.4 Présentation du CELPER
- 4.1.5 Stratégie de génération des maillages
- 4.1.6 Taille des voxels

4.2 Résultat des calculs et interprétation

- 4.2.1 Calcul de la perméabilité Brinkman
- 4.2.2 La perméabilité d'un mono pli
- 4.2.3 Influence du choix du VER
- 4.2.4 Influence du nombre de plis
- 4.2.5 Influence du nesting
- 4.2.6 Influence des séquences d'empilements des plis
- 4.2.7 Validité des approches de perméabilité équivalente

4.3 Conclusion

4 Calcul de la perméabilité

4.1 Modèles de calcul de la perméabilité

La prédiction de la perméabilité des renforts fibreux est un axe de recherche majeur dans le domaine de la mise en œuvre des composites et plus particulièrement lors de la phase de remplissage des procédés LCM (RTM, Infusion). Cette propriété intrinsèque des renforts fibreux est nécessaire pour optimiser les procédés et réduire significativement le nombre d'essais nécessaires. Plusieurs approches visant à déterminer la perméabilité ont été étudiées. On peut classer parmi elles : les approches analytiques et les approches numériques.

4.1.1 Les approches analytiques

Les approches analytiques permettent de calculer la perméabilité en fonction des caractéristiques géométriques du renfort fibreux. Une des premières approches est le modèle d'écoulement du rayon hydraulique ou la relation de Kozeny. Ce modèle a été établi à l'origine pour les milieux poreux granulaires ; il permet de définir la perméabilité en fonction du taux volumique de fibres des renforts. [CAR37] a proposé une modification de la théorie de Kozeny avec la prise en compte de la surface spécifique des pores. L'expression résultante est l'équation de Carman-Kozeny reliant la perméabilité K au rayon R de la fibre et à la fraction volumique V_f du renfort par l'intermédiaire d'un constant k appelée « constante de Kozeny » dépendant de la géométrie des pores. Les travaux de [BIZ04], [BRE04] ont montré que cette « constante de Kozeny » était fortement dépendante de V_f et correspondait davantage à une fonction de la connexité du réseau de pores (topologie) et des paramètres de forme des canaux (morphologie).

$$K = \frac{R^2 (1 - V_f)^3}{4k V_f^2} \quad (4.1)$$

Les approches analytiques sont, en général, appliquées pour des géométries simples telles que les renforts unidirectionnels associés à des arrangements réguliers de cylindres (réseaux carré ou hexagonal). L'orientation des cylindres par rapport à la direction de l'écoulement conduit à la détermination de perméabilités perpendiculaire ou parallèle à l'axe des cylindres, permettant de définir chaque composante du tenseur de perméabilité dans son repère principal.

Gebart [GEB92] a obtenu des formules décrivant les perméabilités tant dans la direction des fibres que dans la direction perpendiculaire aux fibres d'un renfort

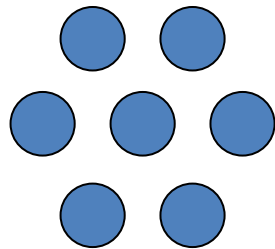
unidirectionnel » idéalisé » composé des fibres parallèles régulièrement arrangé en se basant sur le premier principe (équation Navier Stokes). Si la perméabilité obtenue dans la direction perpendiculaire aux fibres est différente de celle de Kozeny-Carman et s'annule lors que le taux de fibres atteint la valeur maximale, la perméabilité suivant la direction des fibres a la même forme que celle de Kozeny-Carman

$$K_{\perp} = C_1 \left(\sqrt{\frac{V_{f\max}}{V_f}} - 1 \right)^2 \quad (4.2)$$

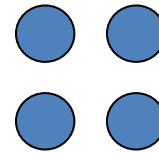
$$K_{\parallel} = \frac{8R^2}{c} \frac{(1-V_f)^3}{V_f^2} \quad (4.3)$$

Où C_1 , c , $V_{f\max}$ sont des paramètres dépendant de type d'arrangement des fibres (Figure 4.1) qui sont présentés dans le tableau suivant

Arrangement des fibres	C_1	$V_{f\max}$	c
carré	$\frac{16R^2}{9\pi\sqrt{2}}$	$\frac{\pi}{4}$	57
hexagonal	$\frac{16R^2}{9\pi\sqrt{6}}$	$\frac{\pi}{2\sqrt{3}}$	53



(a) Arrangement hexagonal



(b) Arrangement carré

Figure 4.1 : Arrangement du réseau de fibres

Berdichevsky et Cai [BER93] ont utilisé la méthode « self-consistent » pour étudier analytiquement la perméabilité d'un paquet de fibres. Les résultats obtenus sont :

$$K_{\parallel} = \frac{R^2}{8V_f} \left[\ln \frac{1}{V_f^2} - (3-V_f)(1-V_f) \right] \quad (4.4)$$

$$K_{\perp} = \frac{1}{8V_f} \left[\ln \frac{1}{V_f} - \frac{1-V_f^2}{1+V_f^2} \right] \quad (4.5)$$

Pourtant ces formules ne tiennent pas compte du type d'arrangement des fibres. Alors qu'en réalité, la perméabilité en dépend. Les auteurs ont donc présenté des formules fondées sur l'ajustement des résultats obtenus avec ceux de simulations par la méthode d'éléments finis. Pour un arrangement rectangulaire de fibres :

$$K_{\perp} = A(V_{f \max}) \frac{(1 - \sqrt{\frac{V_{f \max}}{V_f}})^{\frac{5}{2}}}{\left(\sqrt{\frac{V_{f \max}}{V_f}}\right)^{n(V_{f \max})}} \quad (4.6)$$

$$K = \frac{\exp(B(V_{f \max}) + C(V_{f \max})V_f) R^2}{V_f^{m(V_{f \max})}} \quad (4.7)$$

Où

- $A(x) = 0.244 + 2(0.907 - x)^{1.229}$
- $n(x) = 2.051 + 0.381x^{4.472}$,
- $B(x) = 5.43 - 18.5x + 10.7x^2$,
- $C(x) = -4.27 + 6.16x - 7.1x^2$
- $m(x) = -1.74 + 7.46x - 3.72x^2$.

Dullien [DUL79], par une revue bibliographique exhaustive des approches théoriques et expérimentales en milieu poreux, a constaté que la valeur de la constante de Kozeny était en réalité parfois beaucoup plus élevée que celle recommandée par Carman ($k = 5$). Cette différence peut s'expliquer notamment par la dépendance de la perméabilité au volume des pores comme cela a été précisé par [BIZ04][BRE04] et aussi par la non-uniformité des pores. En se fondant sur le travail de Kozeny-Carman, Dullien a proposé des expressions permettant de tenir compte de la non-uniformité des pores pour deux types d'arrangement du réseau de pores en série ou en parallèle [BIZ04].

4.1.2 Les approches numériques

Comme présenté dans le chapitre 2, les renforts utilisés dans les procédés LCM sont très divers, en ce qui concerne la porosité, on peut distinguer parmi eux les renforts de simple échelle de porosité (les mats) et ceux de double échelle de porosité (les renforts fibreux).

Dans le cas de renfort de doubles échelles de porosité, ceux qui nous intéressent dans notre étude, la différence entre deux échelles de porosité engendrent une forte hétérogénéité des matériaux. Ce caractère fait intervenir dans les renforts une double échelle d'écoulement : écoulement capillaire entre les micropores et écoulement visqueux entre les macropores.

L'inconvénient majeur des modèles analytiques présentés ci-dessus est qu'ils sont dérivés des arrangements géométriques idéalisés des mono filaments qui ne présentent qu'une seule échelle de porosité et qui sont loin des arrangements des mèches en réalité.

En effet, d'une part, les mèches ne sont pas de sections circulaires et d'autre part, elles ne sont pas forcément parallèles (sauf les renforts NCF).

Dès lors, pour les renforts de géométrie complexe, tels que les renforts fibreux ou encore les renforts fibreux déformés, ces modèles ne sont plus adaptés. Dans ce cas, il est nécessaire d'utiliser des méthodes numériques. Ces dernières consistent à résoudre les équations Stokes-Brinkman par une méthode d'homogénéisation sur un maillage 3D représentant un VER du renfort à l'échelle mésoscopique, puis à identifier le tenseur de perméabilité par l'intermédiaire de l'équation de Darcy après développement multiéchelle des champs de pression et de vitesse considérés. Par la suite, il faudra veiller à ne pas confondre la définition des VER correspondant à l'analyse de la déformabilité du réseau fibreux ou à celle de l'écoulement :

- La méthode des éléments finis [HOA94], [SIM96], [TAK02], [LOI08],[FOU03], [LAI08], consiste à discrétiser en sous-ensembles le VER dont on veut calculer la perméabilité. Ainsi le VER est représenté par des fonctions de référence définies sur chaque élément. Ces fonctions locales ont l'avantage d'être plus simples que celles que l'on pourrait éventuellement utiliser pour représenter la totalité du VER
- La méthode des différences finies [VER08] [ESC10] recherche des solutions approchées d'équations aux dérivées partielles en résolvant un système de relations (schéma numérique) liant les valeurs des fonctions inconnues en certains points suffisamment proches les uns des autres.
- La méthode des réseaux de Boltzmann [CHE93], [MAR96], [SPA98], [DUN01] se fonde sur un niveau de description mésoscopique du système en termes de particules fictives évoluant dans un espace-temps discret.

Si la méthode EF est bien adaptée aux géométries complexes, son principal inconvénient consiste à la nécessité d'un maillage 3D étudié. L'obtention de ce maillage s'avère parfois très difficile. Les méthodes différences finies et réseau de Boltzmann sont utilisées pour résoudre les problèmes sur les maillages uniformes, ne présentent pas ce type de problème, mais elles nécessitent un pas de discrétisation suffisamment faible pour converger et sont donc parfois plus coûteuses en termes de temps de calcul.

4.1.3 Méthodes d'homogénéisation

Les milieux poreux comprennent un grand nombre d'hétérogénéités. La description des processus physiques qui les concernent devient délicate, voir impossible, si toutes les hétérogénéités sont prises en compte. L'idée est donc de les remplacer, si possible, par des matériaux macroscopiquement équivalents. La description macroscopique peut être

obtenue par une technique d'homogénéisation, c'est-à-dire par le passage de la description microscopique à la description macroscopique, que nous allons présenter dans cette section.

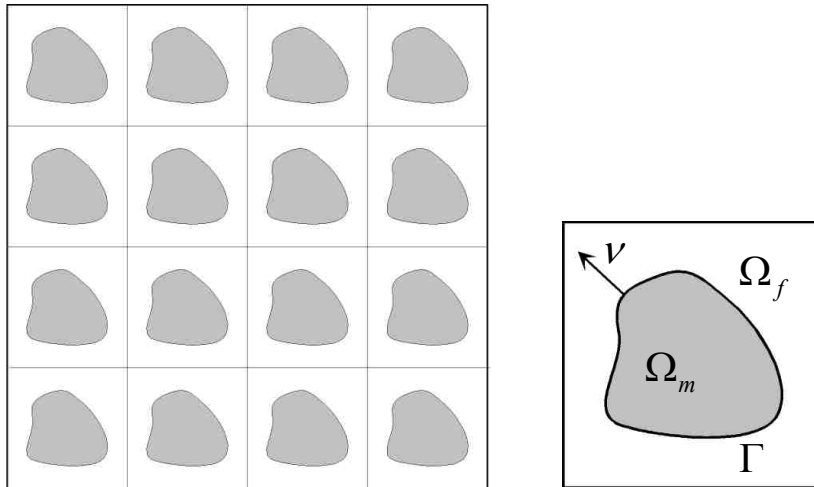


Figure 4.2 : Milieux poreux périodiques, VER du milieu

Le processus d'homogénéisation ne peut être homogénéisé que lorsque la condition de séparation d'échelle est satisfaite, selon l'expression : $\varepsilon = \frac{l}{L} \ll 1$

Où l et L représentent respectivement la longueur caractéristique des hétérogénéités microstructurales (échelle des pores) et celle de la structure, ε est appelé le paramètre de séparation d'échelle supposée assez petite afin que l'on puisse distinguer deux variables d'espace physique, macro- et microscopique, notées respectivement x et y . La variable x est la variable macroscopique ou lente et y , la variable microscopique ou rapide. La variable rapide y décrit les interactions à courte distance, alors que la variable lente décrit les interactions à longue distance. Les champs considérés aux différentes échelles se doivent d'être périodiques en y avec une période L_y (ce qu'on appelle Y-périodique) correspondante à celle de la microstructure. Du fait de la séparation d'échelles, chaque grandeur ϕ apparaît comme une fonction de ces deux variables et on obtient deux écritures équivalentes $\phi = \phi(x, y)$; $y = \frac{x}{\varepsilon}$. De cette description, la dérivation spatiale prend la forme suivante :

$$\frac{d}{dx} = \frac{\partial}{\partial x} + \frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial}{\partial y} \quad (4.8)$$

Pour résoudre l'équation de Stokes sur une cellule représentative, la vitesse et la pression peuvent s'exprimer sous une forme en développement asymptotique ([BEN78],

[SAN80]) où la champ de vitesse $v(x,y)$ et la champ de pression $p(x,y)$ sont périodiques en y :

$$\begin{aligned} v(x) &= v^{(0)}(x,y) + \varepsilon v^{(1)}(x,y) + \varepsilon^2 v^{(2)}(x,y) \dots \\ p(x) &= p^{(0)}(x,y) + \varepsilon p^{(1)}(x,y) + \varepsilon^2 p^{(2)}(x,y) \dots \end{aligned} \quad (4.9)$$

De plus, la méthode d'homogénéisation au premier ordre permet de démontrer que la pression ne dépend pas de la variable d'espace locale

$$\varepsilon^{-1} : \nabla_y p_0(x,y) = 0 \rightarrow p_0 = p_0(x) \quad (4.10)$$

En considérant un ordre plus élevé, nous obtenons un problème du premier ordre pour la vitesse v_0 et du deuxième ordre pour la pression p_1 :

$$\varepsilon^{-0} : \mu \nabla_y v_0(x,y) = \Delta_y p_1(x,y) + \Delta_y p_0(x,y) \quad \text{Dans } \Omega_f \quad (4.11)$$

$$\nabla_y \cdot v_0(x,y) = 0 \quad \text{Dans } \Omega_f \quad (4.12)$$

$$v_0(x,y) = 0 \quad \text{sur } \Gamma \quad (4.13)$$

Après résolution du système sur la cellule élémentaire, la perméabilité se calcule directement comme :

$$K = \frac{\mu \frac{1}{V_\Omega} \int_\Omega v_0 d\Omega}{\nabla_x p_0} \quad (4.14)$$

Pour un milieu à double échelle de pores, la vitesse d'écoulement du fluide dans les macropores et les micropores (dans le cas d'un renfort fibreux, il s'agit respectivement de l'écoulement intra-toron et inter-toron) est très différente. Pour déterminer la perméabilité globale du milieu, il faut d'abord en toute rigueur, déterminer la micro perméabilité en résolvant les équations de Stokes et puis résoudre un système d'équations Stokes/Darcy disposant de cette valeur de perméabilité :

$$\varepsilon^{-0} : \mu \nabla_y v_0(x,y) = \Delta_y p_1(x,y) + \Delta_y p_0(x,y) \quad \text{dans } \Omega_f \quad (4.15)$$

$$\nabla_y \cdot v_0(x,y) = 0 \quad \text{dans } \Omega_f \quad (4.16)$$

$$v_0(x,y) = 0 \quad \text{sur } \Gamma \quad (4.17)$$

$$\frac{\mu}{K_m} v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \quad \text{dans } \Omega_f \quad (4.18)$$

Un tel système présenté ci-dessus est mathématiquement incohérent. En fait, alors que l'équation de Stokes est une équation de dérivée partielle du second ordre, celle de Darcy est du premier ordre ; la justification simultanément de ces deux équations à l'interface Ω_m / Ω_f ne peut être fait qu'en permettant des discontinuités de la vitesse du fluide à

l'interface. Pourtant, cela conduit à des solutions non physiques. Pour éviter ce problème, une approche alternative consistant à inclure un terme visqueux du second ordre dans l'équation de Darcy est proposée par Brinkman. Alors, au lieu d'utiliser l'équation de Darcy pour décrire l'écoulement, on utilise l'équation Brinkman (équation 4.19). Le terme laplacien $\Delta_y v_0$ dans cette équation permet d'assurer la continuité de la vitesse et de la pression à l'interface Ω_m / Ω_f .

$$\frac{\mu}{K_m} v_0 + \mu_2 \Delta_y v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \text{ dans } \Omega_m \quad (4.19)$$

Le « problème de Brinkman » qu'on résout donc dans un milieu à double échelle de pores est le suivant :

$$\mu \nabla_y v_0(x, y) = \Delta_y p_1(x, y) + \Delta_y p_0(x, y) \text{ dans } \Omega_f \quad (4.20)$$

$$\nabla_y \cdot v_0(x, y) = 0 \quad \text{dans } \Omega_f \quad (4.21)$$

$$v_0(x, y) = 0 \quad \text{sur } \Gamma \quad (4.22)$$

$$\frac{\mu}{K_m} v_0 + \mu_2 \Delta_y v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \text{ dans } \Omega_m \quad (4.23)$$

4.1.4 Présentation du CELPER

La plupart des codes de calcul de perméabilité actuels comme COMSOL et FLUENT voire OPENFOAM, considère les équations de mécanique des fluides sur un maillage irrégulier. Ce dernier permet de décrire de manière très précise la géométrie du VER fluide. Pourtant, la détermination d'un tel maillage pour les renforts fibreux est très complexe. En effet, les volumes de pores au voisinage de la zone de croisement entre les fils de chaînes et trames sont de très petite dimension et se réduisent à zéro jusqu'au contact. La réalisation de tels maillages nécessite souvent plusieurs opérations booléennes (soustraction, réunions) et diverses retouches. Les outils de maillage traditionnel tel qu'IDEAS ou PARTRAN ne peuvent pas dans nombreux cas effectuer de telles opérations sur le renfort fibreux de géométrie complexe en raison des erreurs de consistance de géométrie et dans ce contexte ne peuvent assurer une procédure automatique. En plus, le maillage des géométries obtenues est aussi très difficile, car il existe des endroits où la qualité des éléments est très médiocre.

Néanmoins, il existe un autre moyen permettant de générer le maillage irrégulier à partir des coupes d'images scannées du maillage ou de la géométrie du renfort [LAI08]. Cependant, cette méthode doit avoir recours à beaucoup d'opérations de filtre et génère

certains biais sur les résultats. De plus, avec cette méthode il est presque impossible d'obtenir un maillage périodique.

Pour ces différentes raisons, nous choisissons donc pour notre étude une discrétisation des équations Stokes-Brinkman par la méthode différence finie sur un maillage régulier 3D constitué de voxels. Cela permet ainsi de simplifier la description de la géométrie tout en conservant ses propriétés (topologie et morphologie de l'espace poral, dont la forme des sections de mèches). La résolution des équations s'effectue alors avec le code CELPER version « différence finie » identifiée ParaDF.

Le code ParaDF est un outil numérique développé à l'ONERA par J.Esclaine [ESC10] dont l'objectif est de calculer les perméabilités dans des milieux poreux tout en s'affranchissant des problèmes de maillage rencontrés par l'emploi du code CELPER version « éléments finis ».

Nous allons maintenant présenter succinctement le principe du code de calcul ParaDF :

Le domaine étudié est discrétisé en éléments cubiques. Les équations à résoudre proviennent d'équations traitées par homogénéisation périodique. La cellule élémentaire considérée doit donc être pourvue de conditions aux limites périodiques. Les équations sont décrites par un schéma de différence finie d'ordre 2 centré. Le système résultant à résoudre est linéaire $Mx=b$ où M est une matrice creuse.

Pour générer le gradient de pression macroscopique, une pression unitaire est appliquée sur une des faces et une pression nulle est appliquée sur la face opposée (Figure 4.3). Une condition de vitesse nulle à l'interface fluide-solide (Figure 4.4) est considérée. La matrice creuse présentée ci-dessous est finalement remplie par les conditions aux limites.

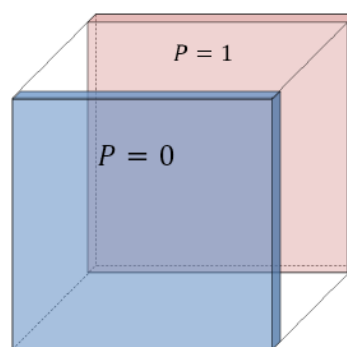


Figure 4.3 : Application du gradient de pression

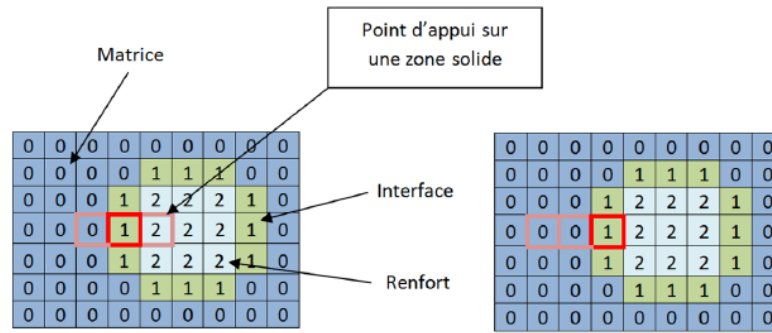


Figure 4.4 : Application des conditions de vitesse nulle à l'interface fluide-solide

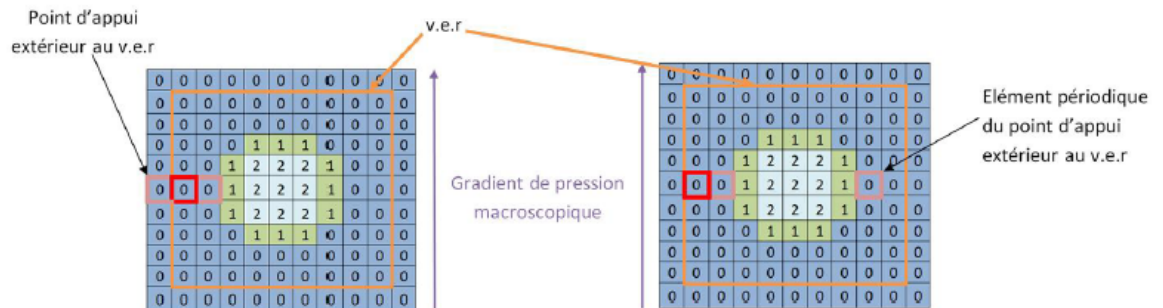


Figure 4.5 : Application des conditions aux limites périodiques

La résolution du système linéaire est effectuée par le solveur direct de la bibliothèque Intel MKL « Math Kernel Library » appelé PARDISO.

4.1.5 Stratégie de génération des maillages

Dans cette section, nous présentons la stratégie employée pour obtenir le maillage utilisé dans CELPER à partir de celui issu d'ABAQUS

Les simulations mécaniques sur ABAQUS nous permettent d'obtenir la déformation du renfort fibreux stockée dans un fichier résultats .obd. Comme la déformation du renfort est définie comme une fonction de temps. Il reste à exporter le maillage aux incréments de temps correspondant avec la déformation que l'on souhaite d'étudier

Les maillages déformés d'origine ABAQUS, composés de nœuds et d'éléments hexaédres, sont d'abord convertis en maillage d'éléments tétraédres, puis en voxels par l'intermédiaire du logiciel AMIRA comme présenté dans [LAI08]. Le logiciel permet de choisir la résolution de l'objet 3D en fonction de nombreux éléments dans les directions X, Y, Z.

Le maillage constitué de voxels est sauvegardé sous forme de plusieurs images. Chaque image représentée est une coupe de l'objet suivant la direction Z (convention AMIRA). On peut aussi reconstruire l'objet à partir de ces images.

Les images obtenues sont ensuite traitées par le logiciel imageJ afin de procéder à une étape de binarisation (convention noir/blanc selon les phases considérées). Une dernière

étape consiste à utiliser un programme Matlab pour réécrire le format des données sous la forme d'assemblages logiques 0 et 1 correspondant aux phases matrice et fibre.

L'ensemble de cette procédure de génération de maillage est illustré sur la figure 4.7 où apparaissent les différents modules utilisés et appliqués à un cas simple.

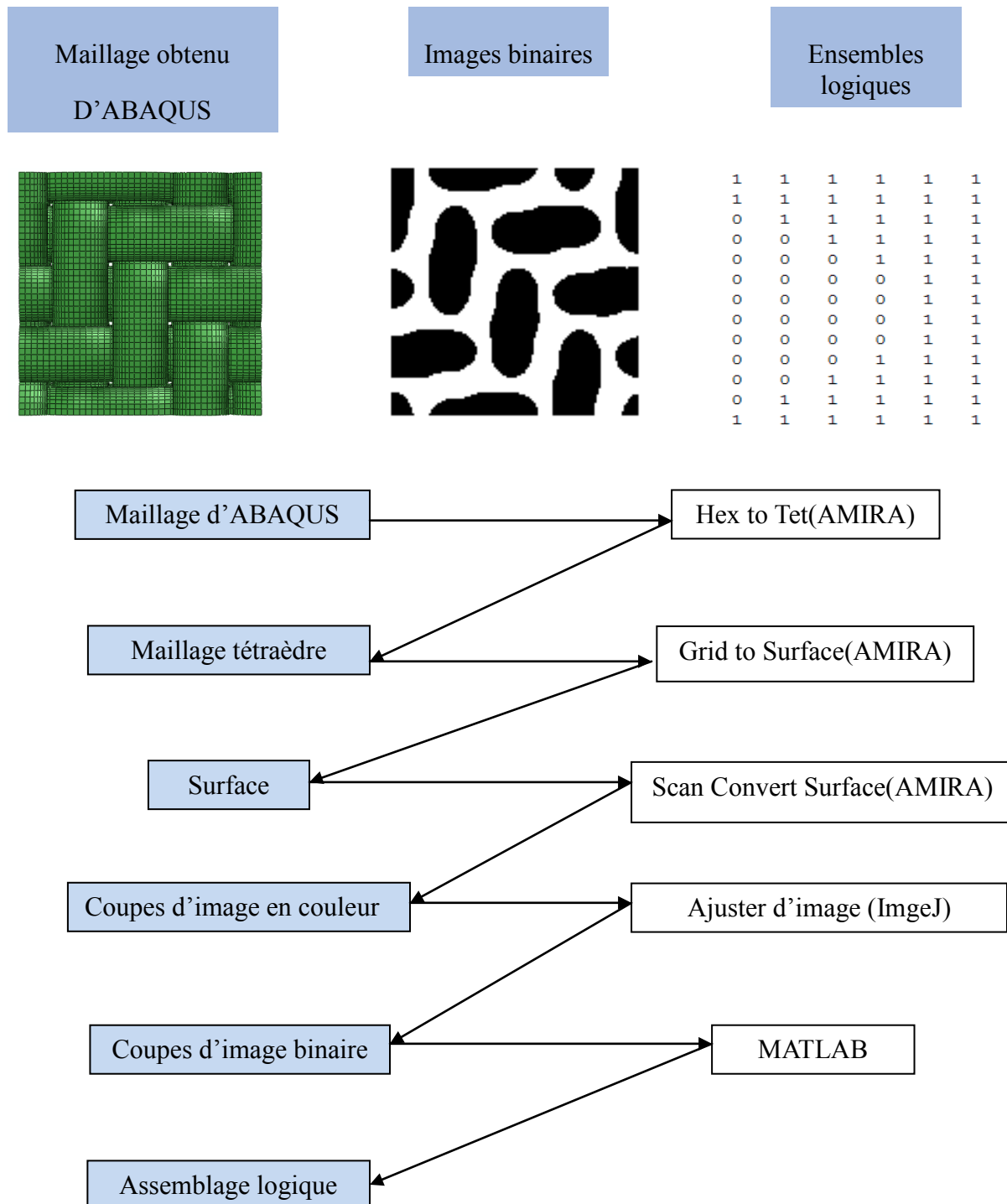


Figure 4.7 : Stratégie de maillage

4.1.6 Taille des voxels

L'espace poral correspondant au renfort étudié est représenté par l'ensemble des voxels. Le choix de la taille des voxels joue un rôle primordial. Une taille trop importante du voxel risque de dégrader fortement la géométrie du renfort. À l'inverse, si elle est trop petite, la qualité géométrique décrite est très élevée nécessitant des temps de calcul importants. Dans le meilleur des cas, il est souhaitable de choisir une taille maximale à pour laquelle les résultats de perméabilité ne varient que très peu.

En général, le logiciel AMIRA propose un nombre de voxels en fonction de la dimension de l'objet sans tenir compte de la complexité de la géométrie originale. Cependant, étant donné que l'épaisseur du renfort est très faible, il faut augmenter le nombre d'éléments dans la direction Z, soit une réduction de la taille des voxels en Z.

Nous présentons dans les figures 4.8 l'influence de la taille des voxels sur les résultats de perméabilité. La limitation en taille de voxels (108 000 à ce jour) ne nous permet cependant pas de valider une procédure de calcul complète jusqu'à convergence, ce qui devra être pris en considération dans l'analyse des résultats.

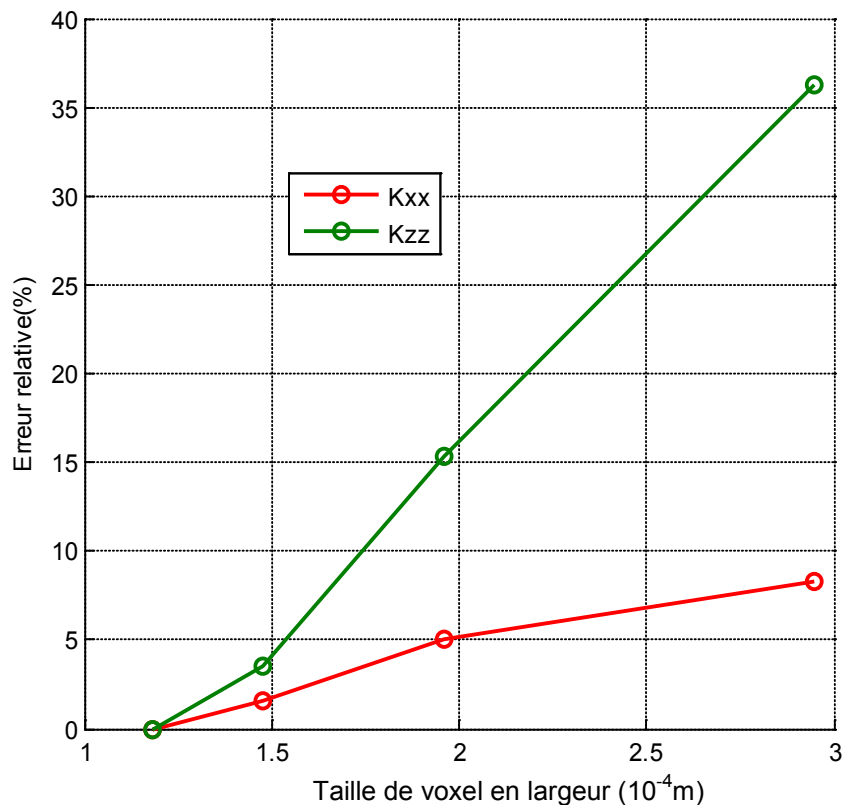


Figure 4.8 : Influence de la taille de voxel dans les directions X, Y.

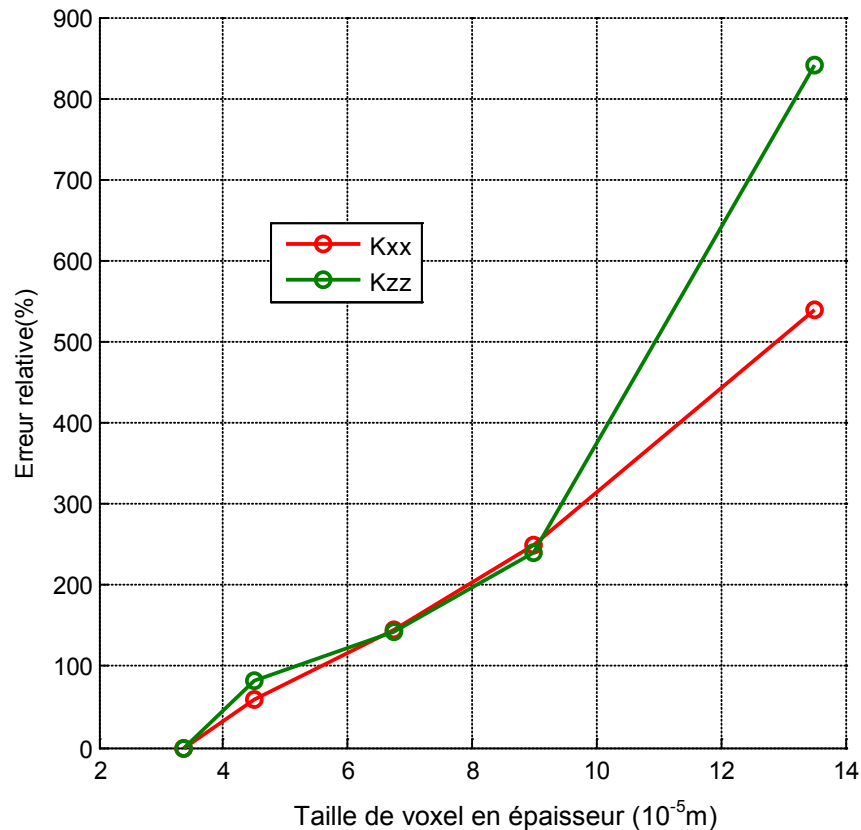


Figure 4.9 : Evolution de la Perméabilité en fonction de la taille des voxels dans la direction Z

Afin de proposer une comparaison sur les différentes études paramétriques, nous allons respecter un même principe de maillage pour tous les cas de simulation. Par exemple : si nous choisissons $60 \times 60 \times 10$ voxels pour une couche de G986, le nombre des voxels pour deux plis sera $60 \times 60 \times 20$. Une telle résolution correspond à une taille de voxel de $2.10^{-4} \times 2.10^{-4} \times 6.75.10^{-5}$ pour un taux de fibres de 30%.

4.2 Résultat des calculs et interprétation

4.2.1 Calcul de la perméabilité Brinkman

Les perméabilités intra mèche aussi appelées « perméabilités Brinkman » sont souvent négligées dans les calculs de perméabilité, car elles sont très faibles par rapport à celles définies à l'échelle macroscopique du renfort. Cependant, B.Laine [LAI08] a montré qu'une telle simplification n'était pas envisageable pour l'identification de perméabilité pour des renforts fibreux.

La double échelle de pores dans le renfort nous mène à distinguer deux termes : la fraction volumique des fibres de la mèche (inter toron) et la fraction volumique des fibres du renfort (intra toron). La fraction volumique des mèches est le rapport volume des fibres dans la mèche/volume de la mèche. Alors que la fraction volumique du renfort est le

rapport volume des fibres du renfort/volume du renfort. En général pour un renfort, la valeur de la fraction volumique des fibres du renfort est plus faible que celle des mèches en raison de la présence des macros pores entre les mèches. Lorsque la fraction volumique du renfort se présente sous forme de pourcentage, nous avons le taux de fibres du renfort. Il s'agit de ce dernier terme qu'on utilise dans les chapitres qui suivent.

Dans la suite des calculs, nous supposons que les fibres sont organisées de manière régulière dans une mèche.

Nous avons obtenu à différent niveau de compaction un taux de fibres $V_f = V_{\text{fibre}}/V_{\text{total}}$ où le volume de fibres est considéré comme une constante. La phase de compaction d'un renfort ne change pas non seulement l'épaisseur du renfort, mais elle modifie également le volume des mèches. Pour calculer le volume de pores au sein des mèches, il nous faut calculer auparavant les volumes $V_{\text{élément}}$ de l'ensemble des éléments à différents niveaux de compaction. Finalement, la fraction volumique des fibres est défini suivant le facteur $f = V_{\text{fibre}}/V_{\text{élément}}$. La figure suivante montre la fraction volumique de fibres des mèches à différents degrés de compaction, comme cela a été préalablement présenté par L. Bizet [BIZ04]. Il s'agit d'une valeur moyennée, car la fraction volumique des mèches peut être différente. La figure 4.10 montre la fraction volumique de fibres des mèches à différent degré de compaction correspondant aux différents taux volumiques de fibres du renfort.

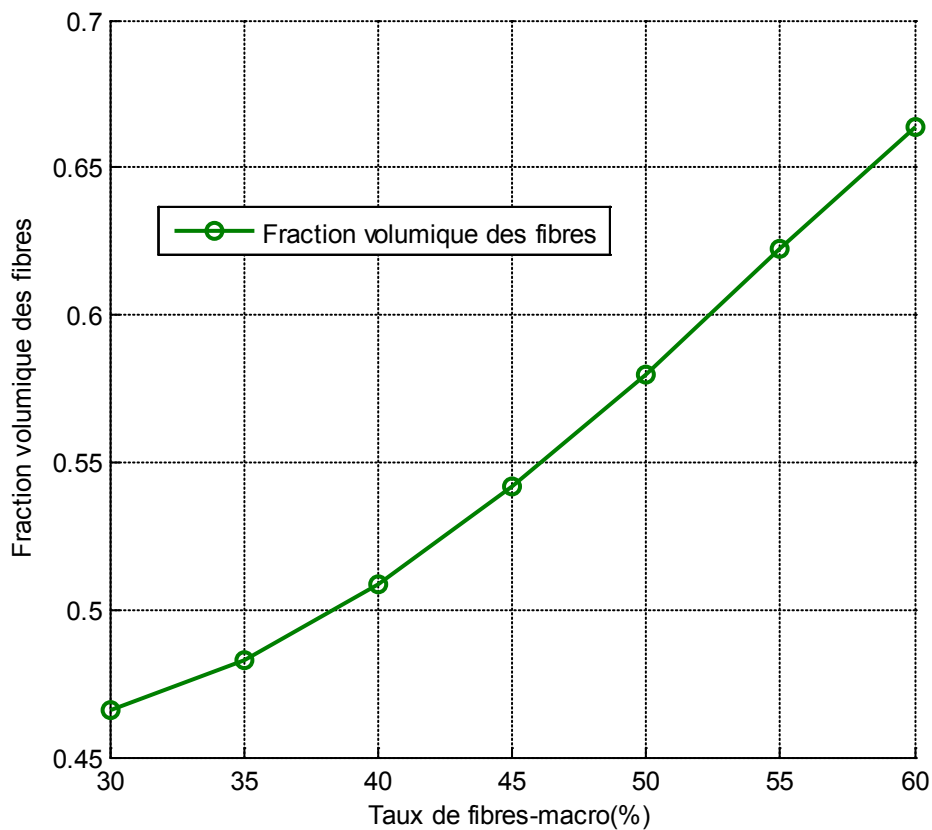


Figure 4.10 : Fraction volumique du renfort dans les mèches en fonction du taux de fibres global du renfort

La perméabilité Brinkman est alors déterminée par les relations de Gerbart pour un arrangement de type carré. La figure 4.11 montre la perméabilité en fonction du taux volumique de fibres. On trouve que la perméabilité parallèle est de l'ordre 2 fois plus élevée que la perméabilité perpendiculaire des fibres.

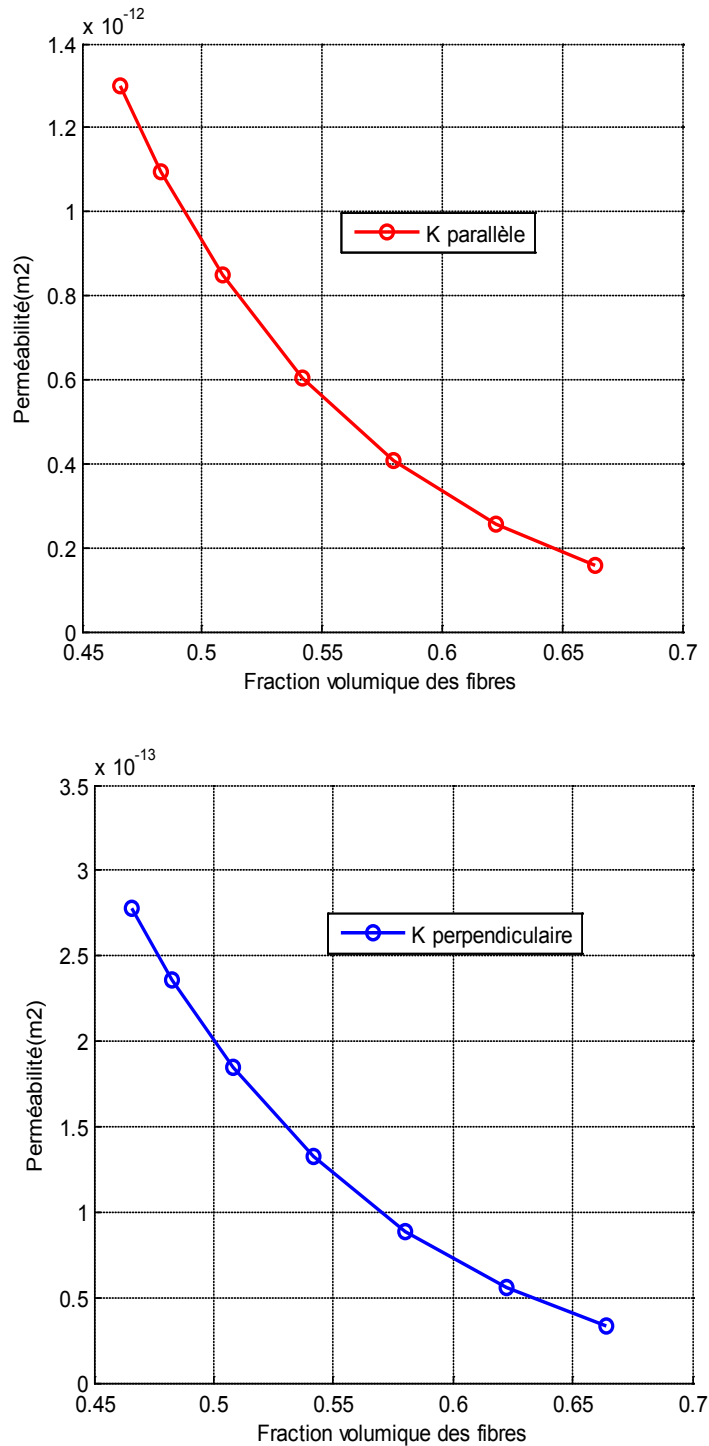


Figure 4.11 : Détermination des perméabilités Brinkman en fonction du taux volumique de fibres

4.2.2 La perméabilité d'un mono-pli

Les perméabilités d'un mono-pli à différent taux de fibres du renfort sont présentées sur la figure 4.13. Nous remarquons en effet que la perméabilité diminue en fonction du taux volumique de fibres. Des observations identiques ont été effectuées par [PAN00][LAI09][GRU04]. En fait, plus le taux de fibres du renfort est élevé, plus le volume de pores du renfort se réduit. Le renfort est devenu plus compact et la taille des macropores devient plus petite (comme indiqué sur la figure 4.12). La réduction de ces canaux d'écoulement entraîne donc une perméabilité plus faible.

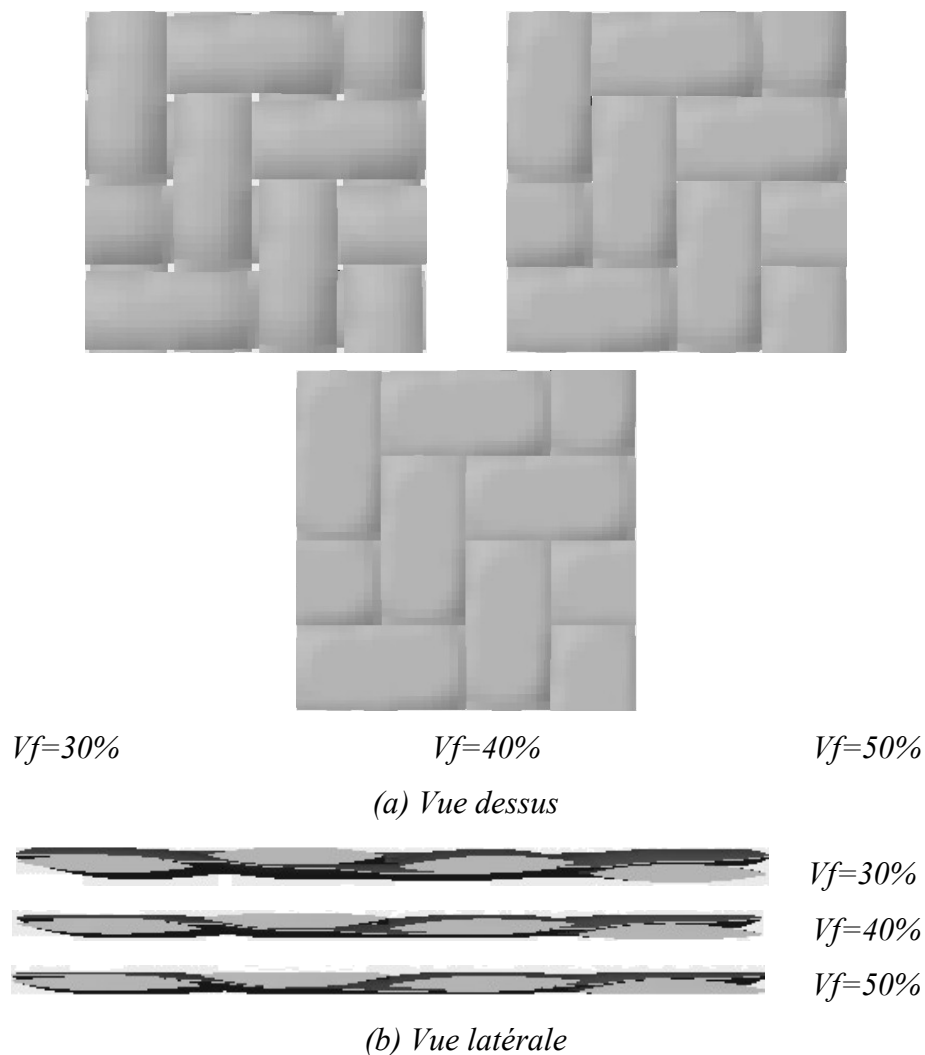


Figure 4.12 : Géométrie déformée d'un mono-pli à différents taux de fibres

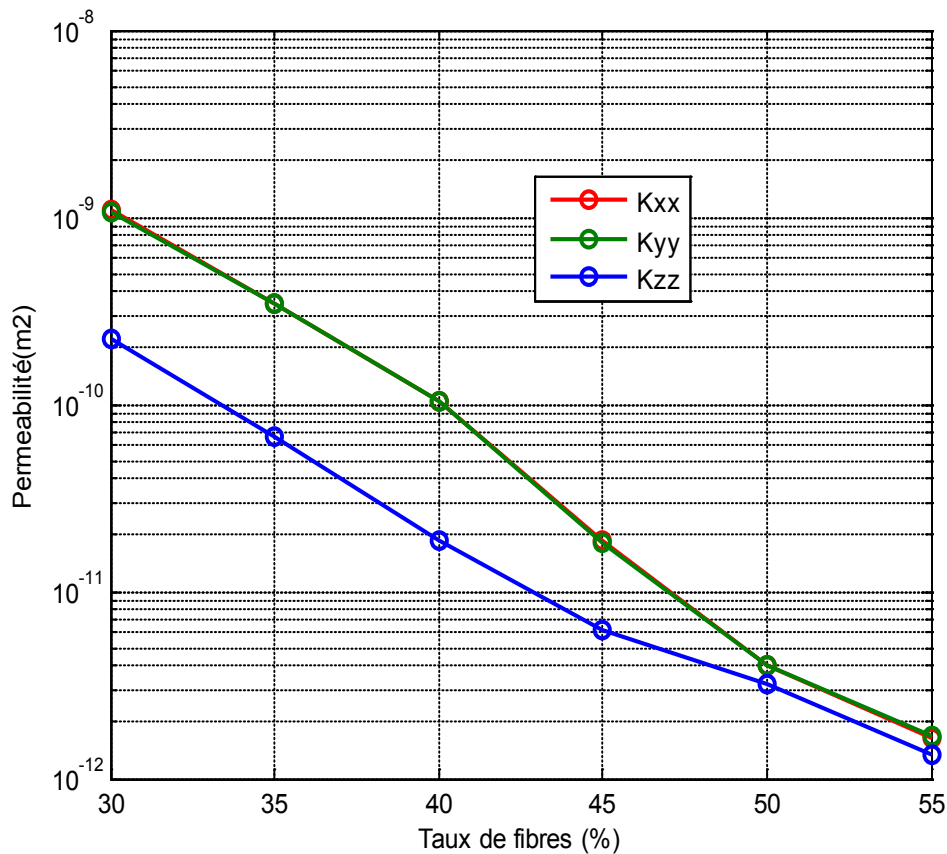


Figure 4.13 : Perméabilité d'un mono-ply (échelle log)

Si les perméabilités dans les deux directions du plan sont très similaires en raison de la géométrie équilibrée du renfort étudié, la perméabilité transverse est plus faible. Par exemple à un taux de fibres du renfort de 45 %, la perméabilité dans le plan est de $1.86 \times 10^{-11} \text{ m}^2$ et celle hors plan est de $6.26 \times 10^{-12} \text{ m}^2$. Cela peut s'expliquer d'une part par une diminution dans le plan de la distance entre les mèches liée à l'effet de la compaction par aplatissement des mèches, et d'autre part l'écoulement du fluide est favorisé dans la direction des fibres au sein des mèches. Des études expérimentales menées par [HEE07][TRE91] permettent de confirmer la pertinence des résultats obtenus. Dans ces études, la perméabilité transverse des renforts étudiés est en général 10 fois plus faible que celle dans le plan.

Nous présentons dans la figure 4.14 le champ de vitesse dans la direction X d'un mono-ply. La vitesse du fluide dans les régions Brinkman est bien entendu très faible en comparaison avec celle des régions Stokes (macropores).

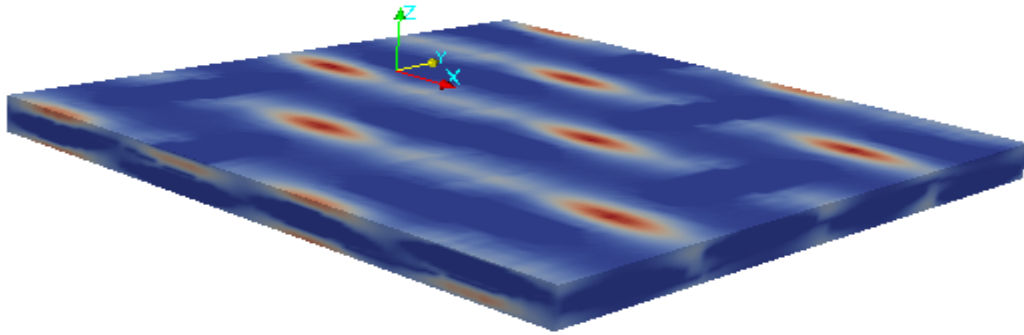


Figure 4.14 : Champ de vitesse dans la direction X d'un mono-pli à 30% de taux de fibres - Région Brinkman en bleu et Région Stokes en rouge.

4.2.3 Influence du choix du VER

Pour déterminer la perméabilité, nous effectuons des calculs à l'échelle mésoscopique sur un volume extrait du domaine complet. Dans ce qui suit, nous allons analyser l'influence du choix de ce volume également appelé VER. Pour un renfort fibreux, tel que le G986, plusieurs types de VER peuvent être considérés. Il faut également s'interroger sur le fait de savoir si la taille minimale du VER peut représenter correctement le renfort. Rappelons en effet que cette taille de VER est à différencier de celui retenu pour analyser la déformabilité ou la perméabilité d'un renfort.

Nous avons réalisé des calculs sur un VER type 1, type 2 et aussi un VER plus grand composé de 4 VER de type 1 (comme présenté sur la figure 3.23 dans la partie simulation mécanique du renfort).

Les résultats présentés sur la figure 4.16 permettent de montrer que la perméabilité planaire obtenue sur le VER type 2 est proche et plus élevée que celle sur VER de type 1 lors que les taux de fibres est assez faible à partir de certains valeur de taux de fibres la perméabilité du VER type 2 devient plus faible que celle du type 1. La différence maximum de perméabilité de deux type de VER est de 23% lorsque le taux de fibres $V_f=45\%$.

En fait, ces deux types de VER présentent deux géométries différentes, si les macropores au milieu des VER ont certaines similitudes, ce n'est pas le cas de celles aux bords. C'est la différence de ces pores des deux VER qui engendre la différence de perméabilité de ces deux types de VER (Figure 4.15).

L'influence des motifs de VER a aussi été étudiée par [PUA10] et [VAR93]. [PUA10] a trouvé une différence de 17 % entre les motifs de VER. Pour différents taux de fibres, [VAR93] valide que la perméabilité d'un arrangement hexagonal de fibre est toujours plus élevée que celle d'un arrangement carré.

Les résultats présentés ici permettent de mettre en évidence l'influence importante de la forme des macropores sur la perméabilité d'un milieu fibreux à double échelle de pores. Cela confirme que le volume de pores n'intervient pas uniquement dans la perméabilité du renfort, mais également sur la morphologie des macropores (taille, forme et connectivité des pores).

Les résultats obtenus montrent également que la différence maximale de la perméabilité planaire calculée avec un VER type 1 et 4 VER de type 1 est de l'ordre de 8%. Nous pouvons en déduire que la taille du VER a peu d'influence sur le calcul de la perméabilité. Cette observation est aussi confirmée par [PUA10]. Nous pouvons ainsi utiliser le VER le plus petit nécessitant moins de puissance de calcul.

La figure 4.17 présente l'influence du choix de VER sur la perméabilité transverse : on trouve que la perméabilité transverse est affectée par le choix de VER lorsque le taux de fibres est important, et dans le cas présenté la perméabilité du VER type 1 est plus élevée que celle du type 2. Lorsque le taux de fibres est petit, la perméabilité des deux types est assez proche.

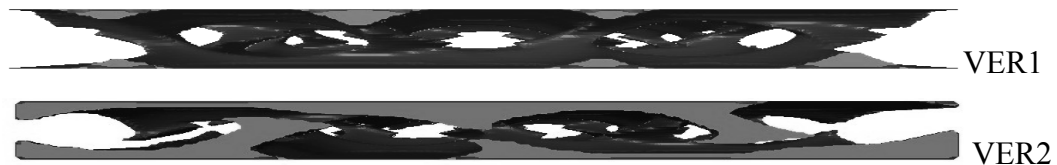
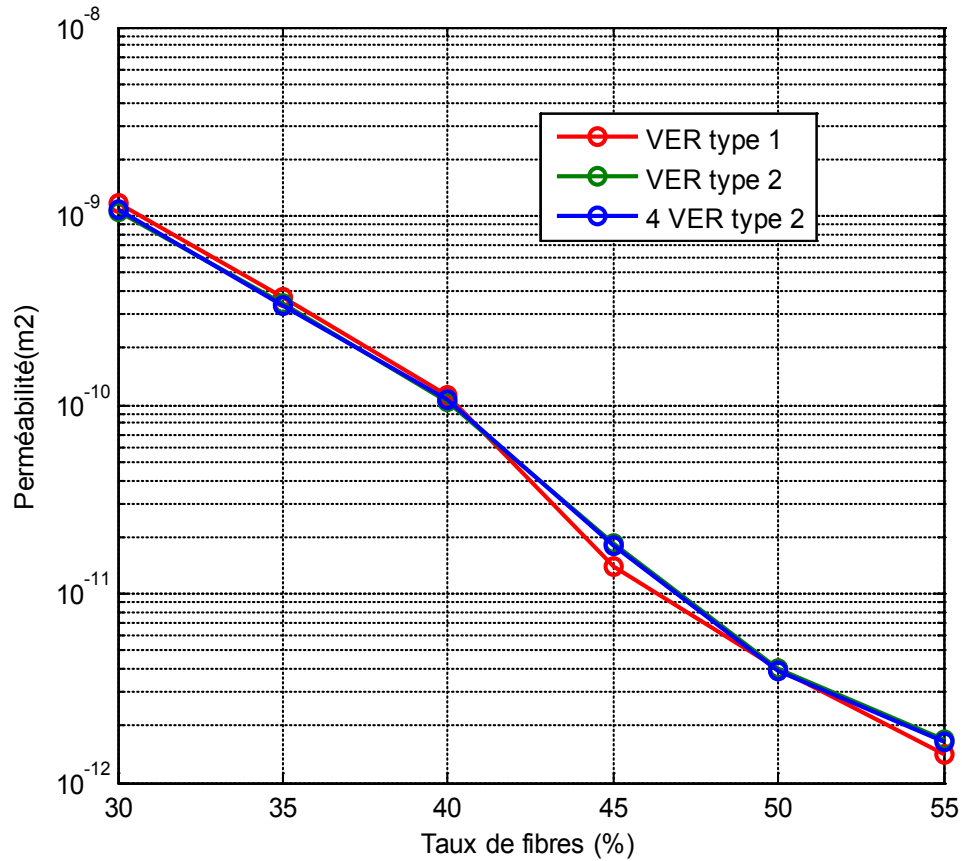
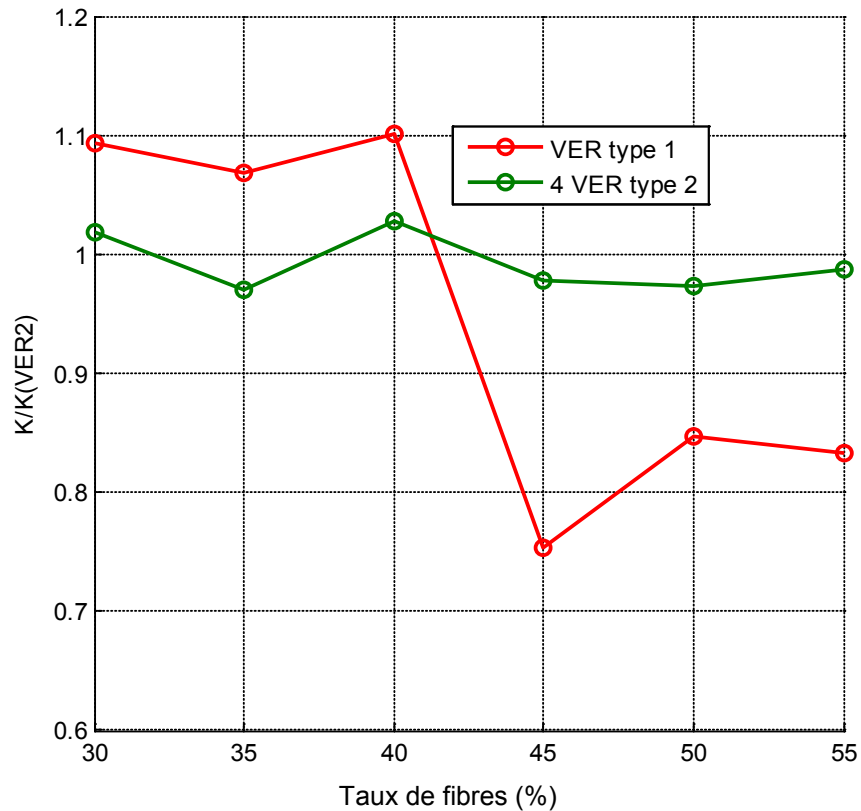


Figure 4.15 Morphologie au bord de deux types de VER

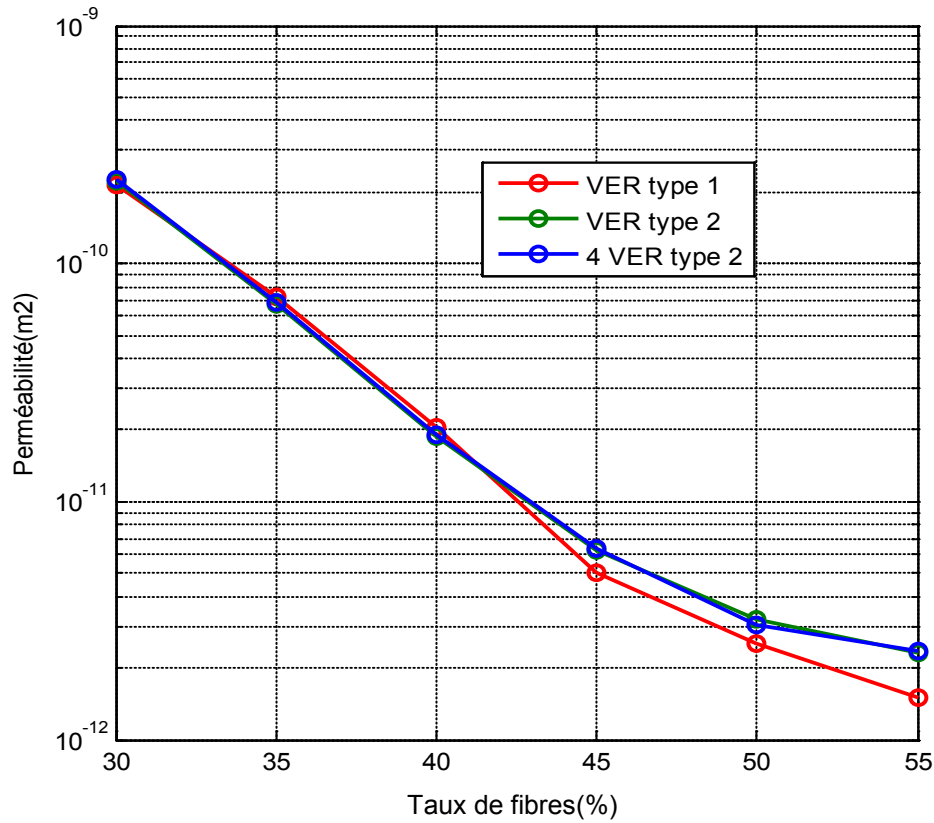


Perméabilités dans le plan

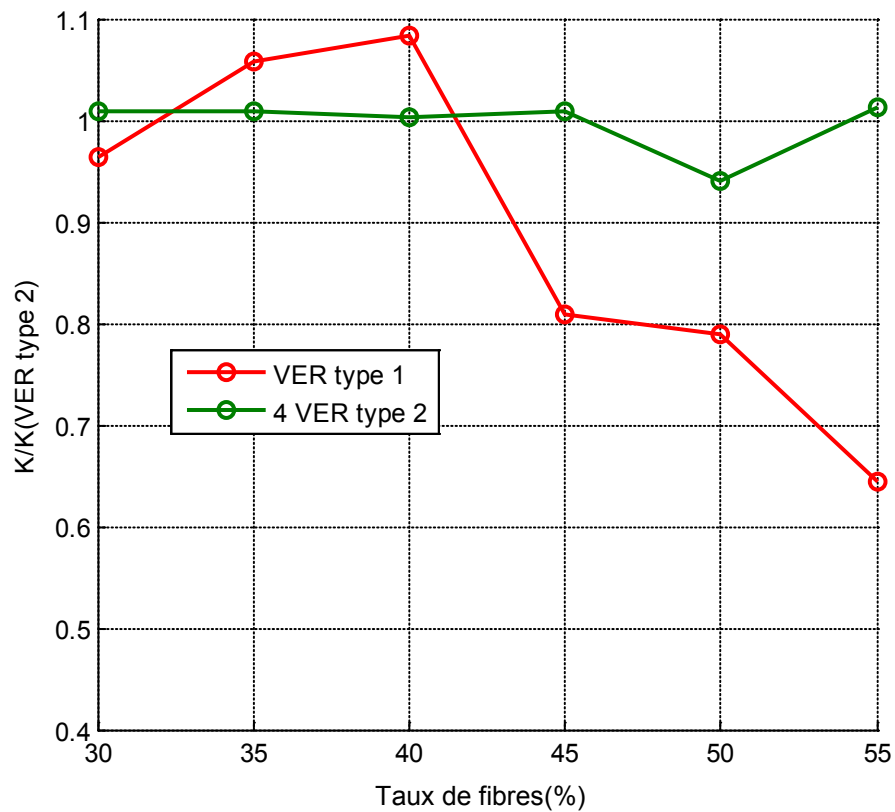


Rapport des perméabilités dans le plan

Figure 4.16 : Influence du choix de VER sur la perméabilité dans le plan



Perméabilité transverse de différents types de VER



Rapport des perméabilités transverse

Figure 4.17 : Influence du choix de VER sur la perméabilité transverse

4.2.4 Influence du nombre de plis

La perméabilité est une propriété intrinsèque du renfort. Les études expérimentales [ADA91] montrent que la perméabilité varie en fonction du nombre de plis et ceci a également été validé par les travaux de [LAI08]. De plus, la dispersion sur les mesures expérimentales reste toujours très importante et encore mal interprétée. Tout cela rend indispensable une étude numérique sur la perméabilité des multi-plis. Pour proposer une meilleure compréhension de cette variabilité, des simulations numériques sur des multi-plis a été réalisées et analysées afin de mettre en évidence des changements de morphologie des macropores en fonction de nombre de plis et du nesting (imbrication des plis).

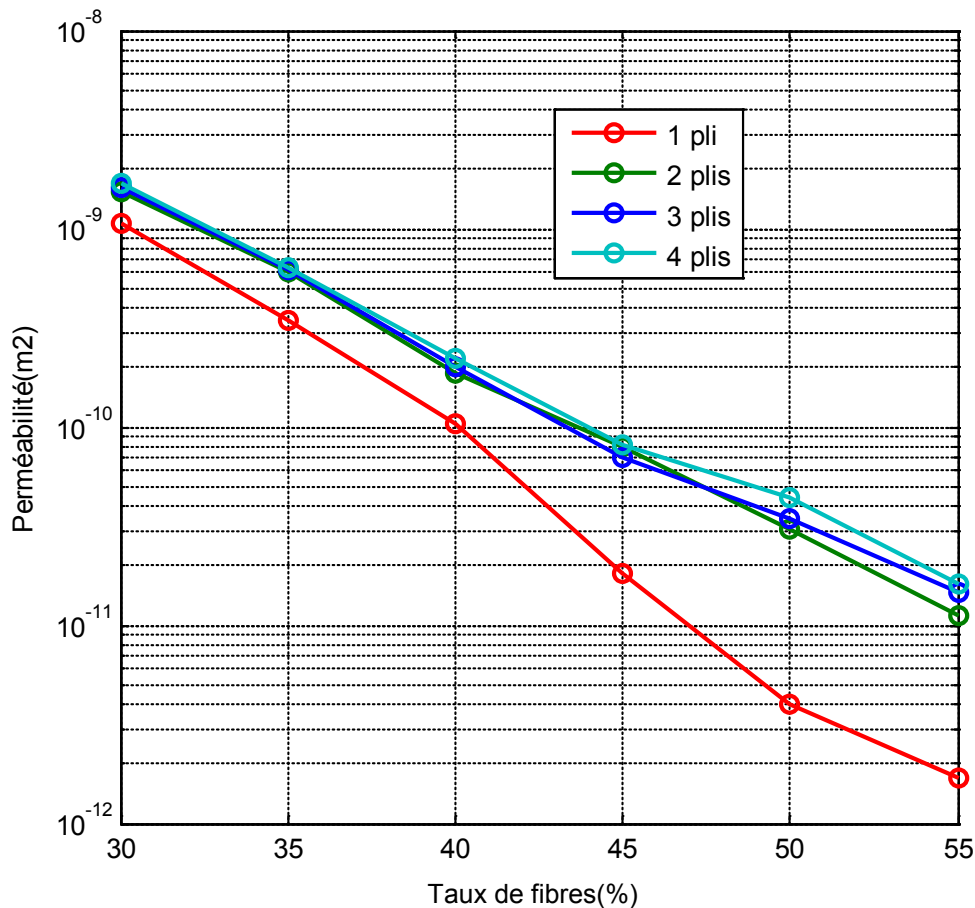


Figure 4.18 : Perméabilité dans le plan des multi-plis sans nesting

Pour déterminer l'effet du nombre de plis sur la perméabilité effective, nous avons réalisé des simulations d'écoulement sur des multi-plis de 2, 3, 4 plis en l'absence du nesting. Les résultats de ce calcul, présentés dans la figure 4.18, permettent de constater qu'il y a une forte différence entre la perméabilité des multi-plis et celle d'un mono-ply et que le nombre de plis influence peu la perméabilité des multi-plis.

Cette observation est confirmée par [GRU04], [CHE04]. En effet, la superposition des plis fait apparaître entre les plis adjacents des zones correspondant à des macropores. Ces pores de taille plus élevée que ceux rencontrés entre un mono-pli et la surface du moule favorisent l'écoulement du fluide et par conséquent la perméabilité des multi-plis est plus élevée que celle d'un mono-pli.

Nous présentons dans la figure 4.19 le champ de vitesse dans la direction X d'un multi-plis de 4 plis. On peut constater que la vitesse du fluide dans les macropores entre les plis est beaucoup plus élevée que celle entre la surface du moule et la préforme. Pour les multi-plis, la taille des macropores entre les plis ne varie pas beaucoup ce qui explique une faible différence entre les valeurs de perméabilité.

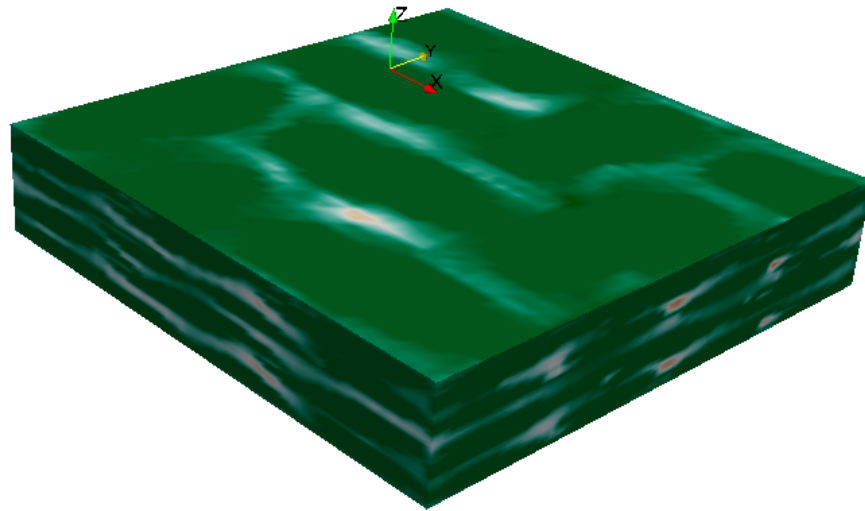


Figure 4.19 : Champ de vitesse dans la direction X de 4 plis sans nesting

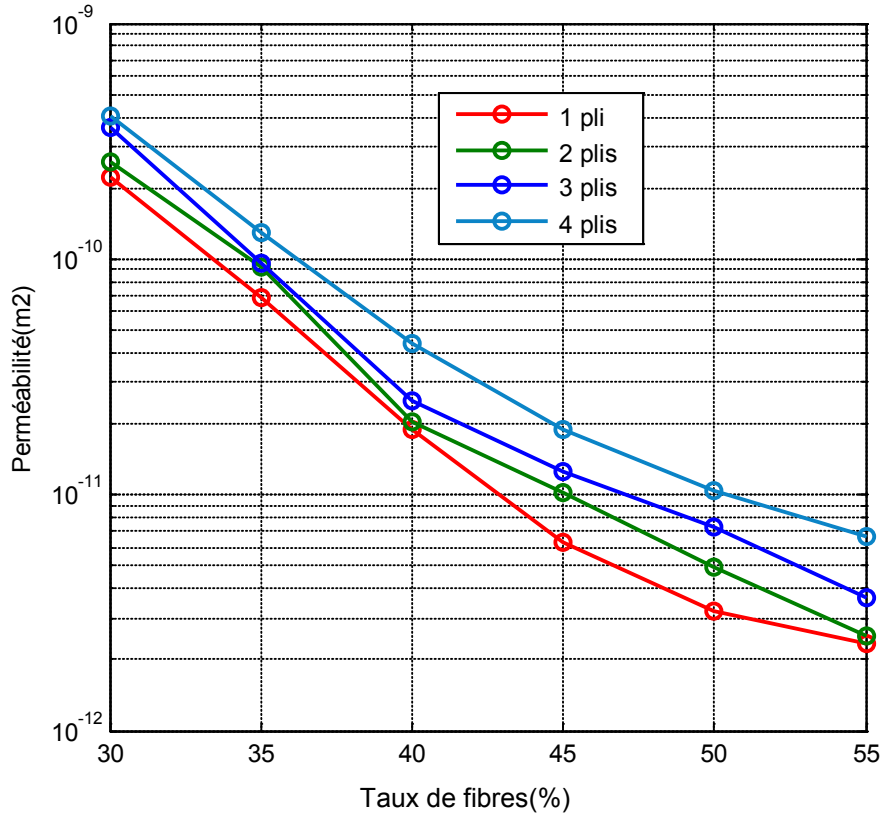


Figure 4.20: Perméabilité transverse des multi-plis sans nesting

Les résultats de perméabilités transverses des multi-plis (Figure 4.20) montrent que plus les plis sont nombreux plus la perméabilité est élevée. Cela est dû au fait que la taille des macropores entre les mèches dans le plan à iso taux de fibres pour des multiplis augmente plus lorsque l'on augmente le nombre de plis (Figure 4.21). Nous supposons que ce résultat est aussi dû à la compétition des écoulements transverses et planaire, ce qui modifie fortement l'effet de tortuosité.

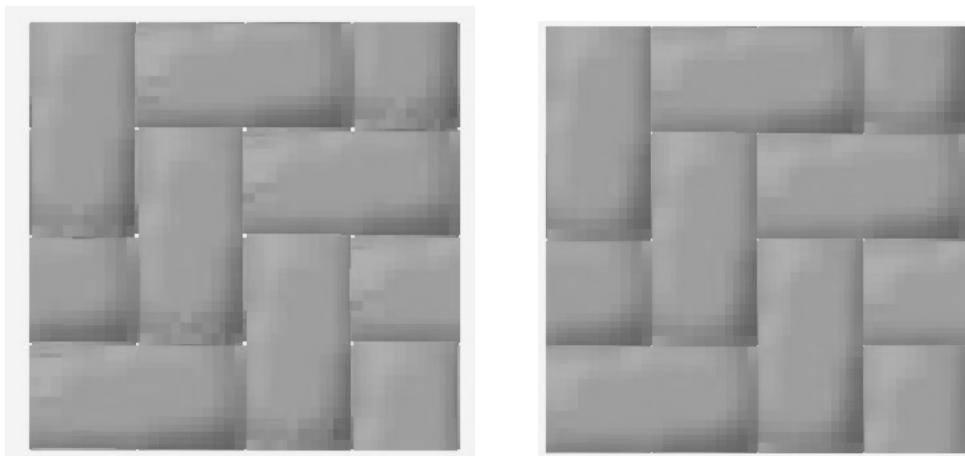


Figure 4.21 : Vues de dessus de trois plis sans nesting (à gauche) et d'un pli (à droite) pour 40% de taux de fibres

Les résultats obtenus semblent différents de ceux des simulations de [CHE04] où la perméabilité des multi-plis diminue en fonction du nombre de plis. Cette différence résulte du fait que le problème est traité de manière différente.

D'une part, dans la littérature, la perméabilité est calculée sur les multi-plis composés de plis identiques non déformés alors que nous étudions dans notre travail la perméabilité des multi-plis en tenant compte de la déformation par compaction. En effet, la compression des renforts modifie la morphologie des multi-plis par rapport à des multi-plis non déformés. La différence de comportement en compression d'un mono-ply et des multi-plis est négligeable, ce qui est confirmé dans la littérature.

Afin d'analyser cet effet de la compression des mèches, nous avons généré des multi-plis à partir des mono-plis comprimés à différents taux de fibres. Les résultats obtenus sont présentés sur les figures 4.22, 4.23 et permettent de confirmer notre interprétation. Ce résultat met en évidence la nécessité de tenir compte de la compression des multi-plis.

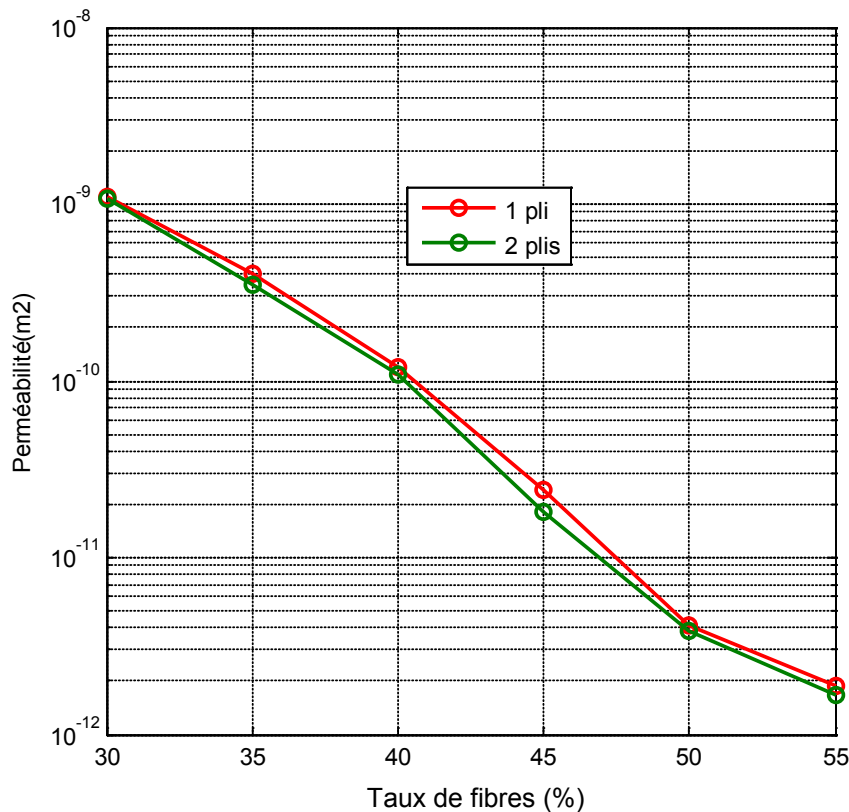


Figure 4.22 : Perméabilité dans le plan des multi-plis sans nesting avec des mono-plis comprimés

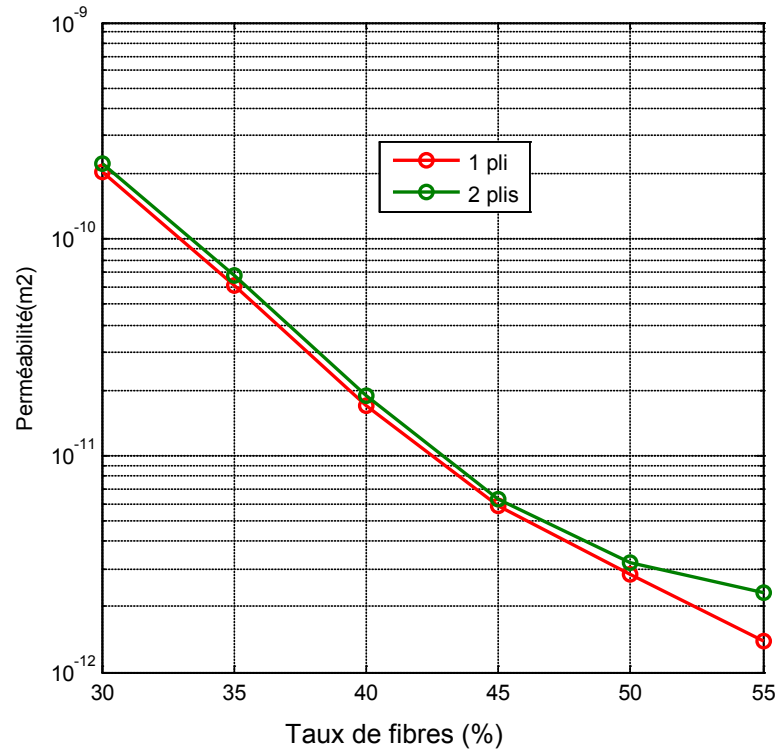


Figure 4.23 : Perméabilité transverse des multi-plis sans nesting avec des mono-plis comprimés

4.2.5 Influence du nesting

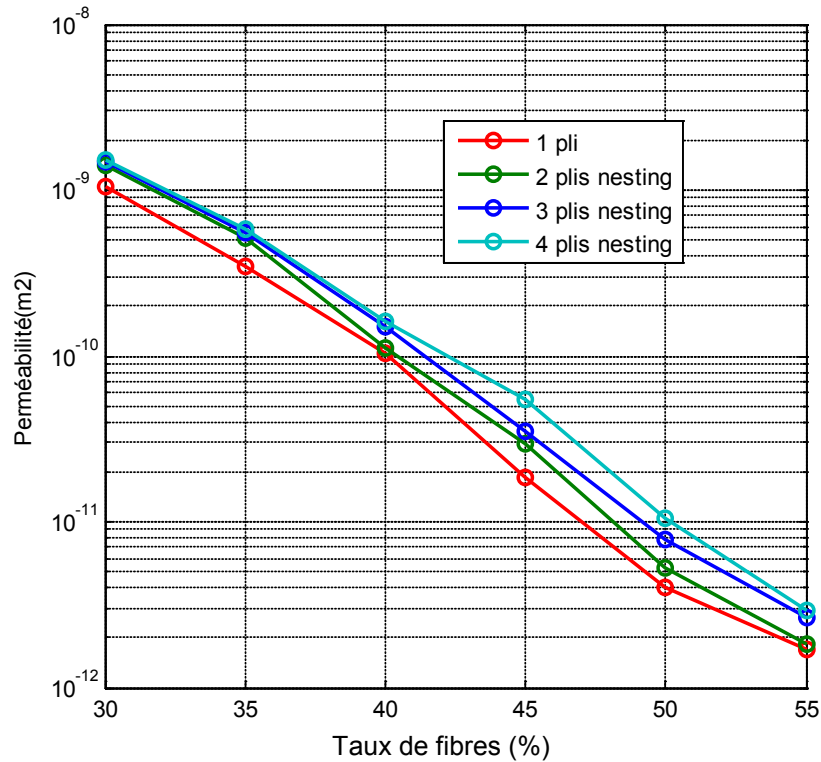
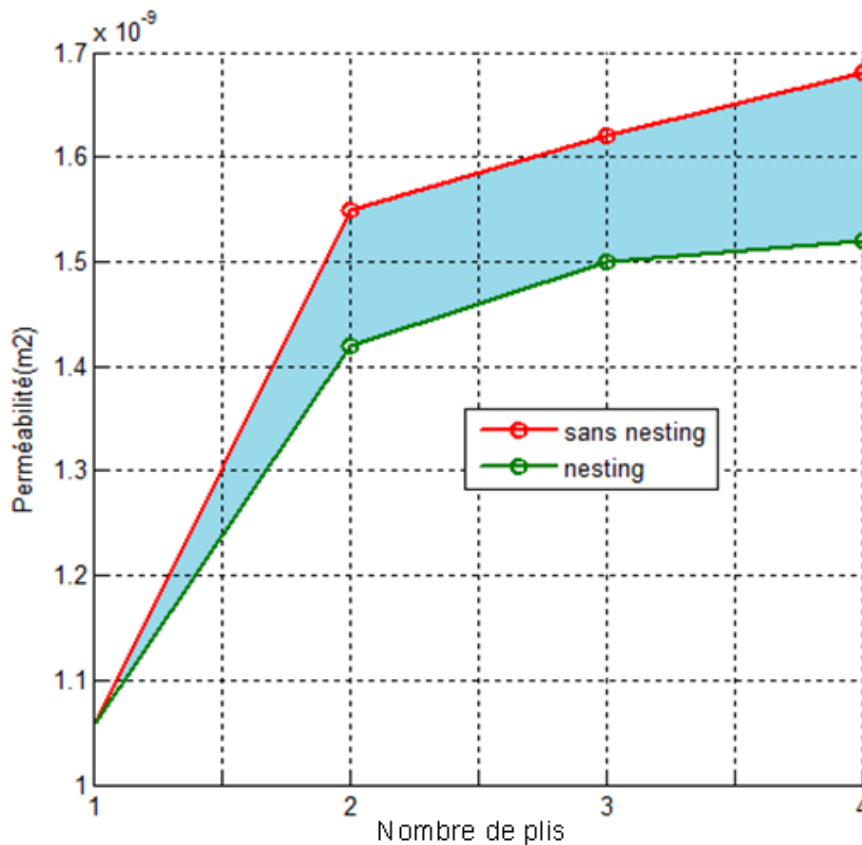
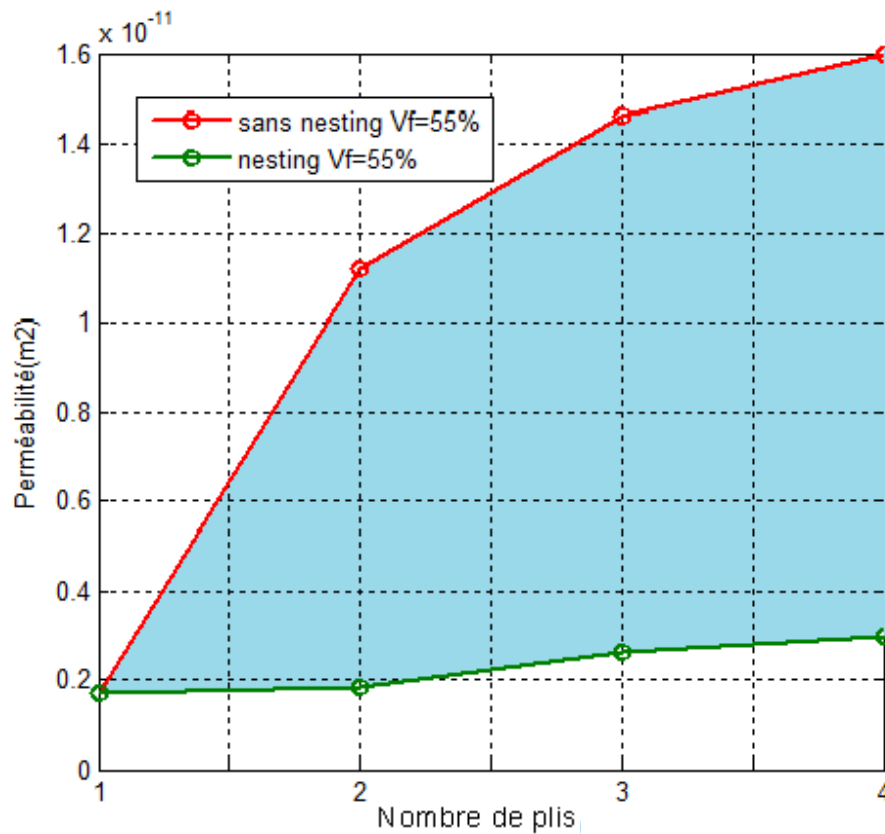


Figure 4.24 : Perméabilité dans le plan des multi-plis avec nesting

Le nesting joue un rôle très important sur la réduction de l'épaisseur du renfort. De plus, leur présence change la taille et la morphologie des macropores inter plis. La figure 4.24 présente les perméabilités des renforts avec nesting. La comparaison avec celle d'un mono pli permet de constater que la perméabilité dans le plan des multi-plis avec nesting est plus élevée que celle d'un mono-pli. Cette observation est également expliquée pour les multi-plis sans nesting par la présence des macropores interplis. Les mêmes remarques sur l'influence du nesting ont été obtenues par [VER07] [END11].



Perméabilité dans le plan des multi-plis sans nesting et avec nesting du renfort non comprimé



Perméabilité transverse des multi-plis sans nesting et avec nesting du renfort comprimé

Figure 4.25 : Perméabilité dans le plan des multi-plis sans nesting avec nesting

La figure 4.25 présente la perméabilité du renfort avec nesting et non nesting en fonction du nombre de plis pour un renfort comprimé et non comprimé. La différence entre les deux courbes, représentée par la région bleue sur le graphe, permet d'observer que l'influence de la prise en compte ou pas du nesting est de première importance sur la détermination de la perméabilité du renfort considéré. Le point commun entre ces courbes est bien évidemment le point correspondant au mono-plice où il n'y a pas d'imbrication possible. On remarque également que si dans le cas du renfort non comprimé, la zone bleue est assez petite, cette zone dans le cas du renfort comprimé devient plus importante. Cela confirme bien que la compression accentue la différence de perméabilité entre renfort avec nesting et sans nesting.

La figure 4.26 présente les rapports de perméabilité des renforts sans nesting et avec nesting. On observe que la perméabilité dans le plan des renforts avec nesting est toujours plus faible par rapport à celle des renforts sans nesting. Ce résultat est dû au fait que, comme présenté dans le chapitre 3, le nesting rend la structure du renfort plus compacte en réduisant la taille des macropores entre les plis. La différence de perméabilité entre les deux cas, avec nesting et sans nesting, est d'autant plus élevée lorsque le taux de fibres est important. Ce résultat rejoint les analyses effectuées sur l'évolution de la « constante » de Kozeny en fonction du taux de fibres [BIZ04].

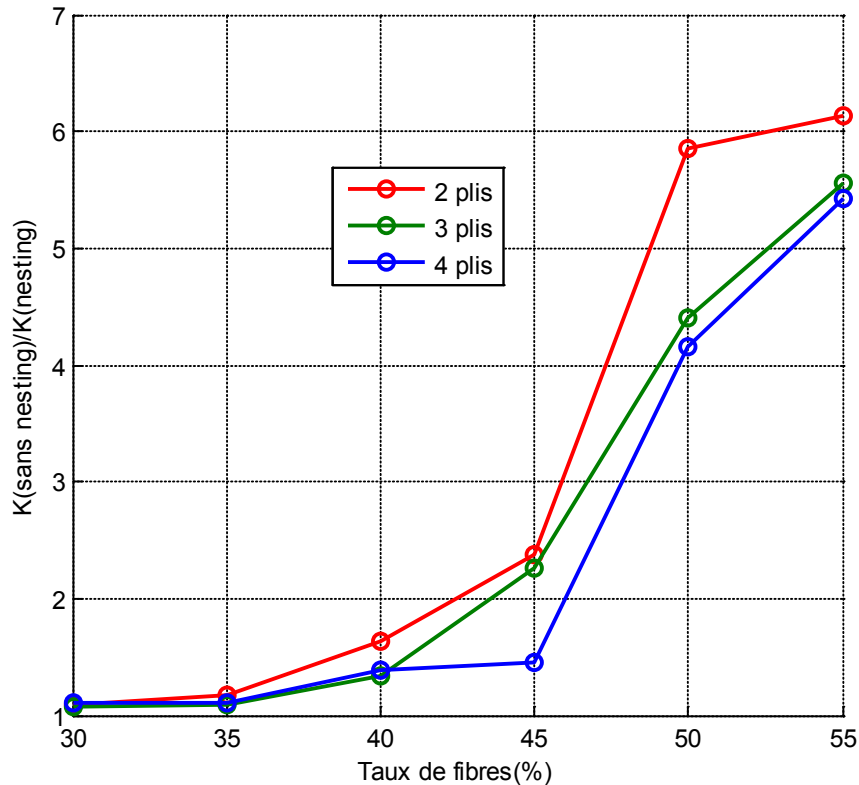


Figure 4.26 : Rapport de la perméabilité dans le plan du renfort sans nesting par rapport de la perméabilité avec nesting

L'influence du nesting sur la perméabilité transverse du renfort est très importante (Figure 4.27).

Dans le cas des renforts avec nesting, le chemin d'écoulement suivant la direction Z devient très complexe et par conséquent la tortuosité du renfort dans cette direction diminue considérablement. La perméabilité transverse des renforts incluant l'effet de nesting est beaucoup plus faible en comparaison avec celle d'un mono-pli et celle des multi-plis sans nesting. Par exemple, pour un taux de fibres de 45 % la perméabilité d'un mono-pli est de $6.3E-12 \text{ m}^2$, celle de 2 plis avec nesting est de $1.1E-12 \text{ m}^2$ et celle de deux plis sans nesting est de $1E-11 \text{ m}^2$. Cela veut dire que la perméabilité du renfort avec nesting est d'un ordre de grandeur plus faible. On trouve aussi que les perméabilités transverses des multi-plis avec nesting sont relativement proches.

Le rapport de la perméabilité transverse du renfort sans nesting et avec nesting (Figure 4.28) permet de constater que la perméabilité transverse du renfort sans nesting est très élevée par rapport à celle du renfort avec nesting. Ce rapport tend à augmenter avec les valeurs de taux de fibres inférieures à 50%.

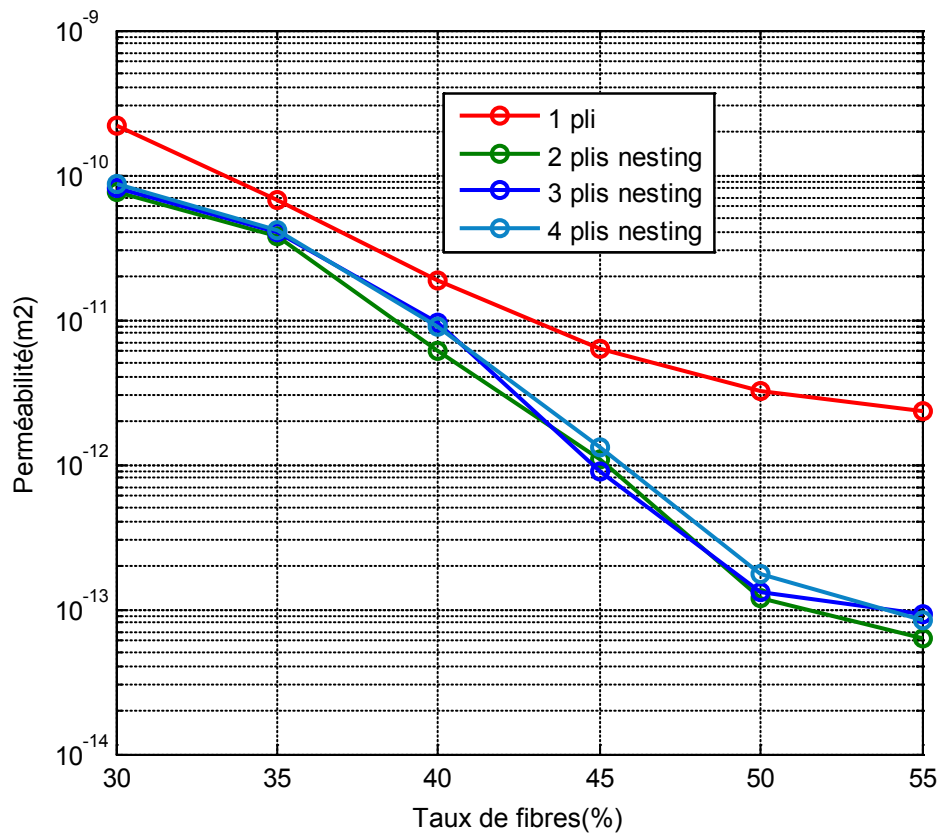


Figure 4.27 : Perméabilité dans le plan des multi-plis avec nesting

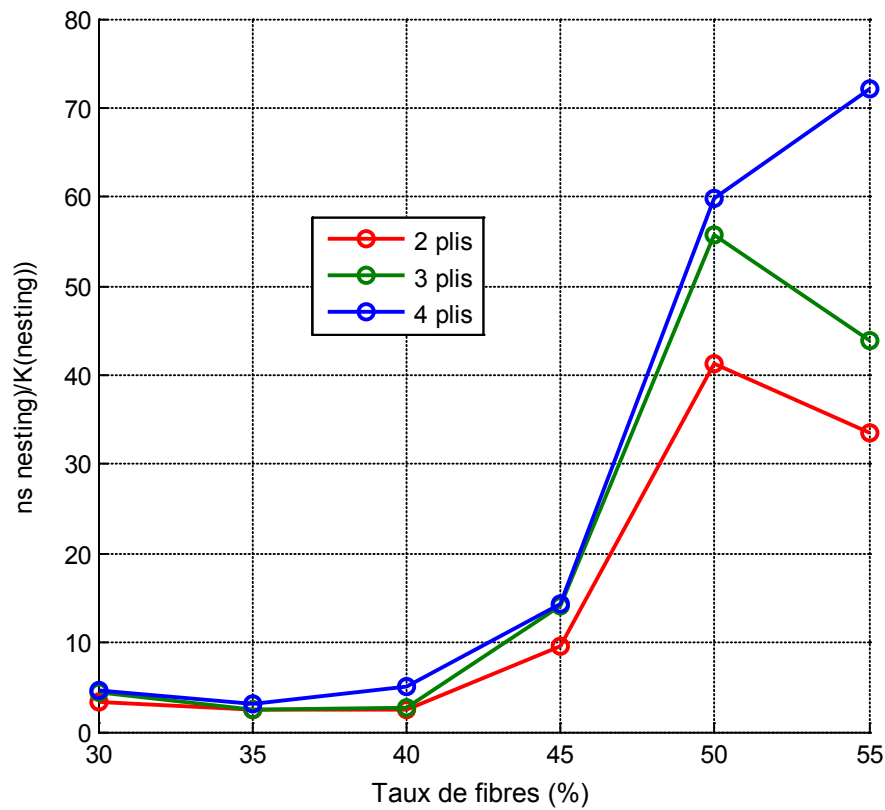


Figure 4.28 : Rapport de la perméabilité dans le plan du renfort sans nesting par rapport de la perméabilité avec nesting

La comparaison des valeurs de perméabilité nous permet de définir des graphes décrivant les « domaines de perméabilité » planaire et transverse du renfort (figures 4.29, 4.30). Néanmoins, ce domaine reste théorique, car en pratique, il est quasiment impossible d'éviter le nesting (qui est plutôt une bonne chose du point de vue mécanique en limitant les régions riches en matrices, propices à l'initiation de fissure) [Hoes 2004].

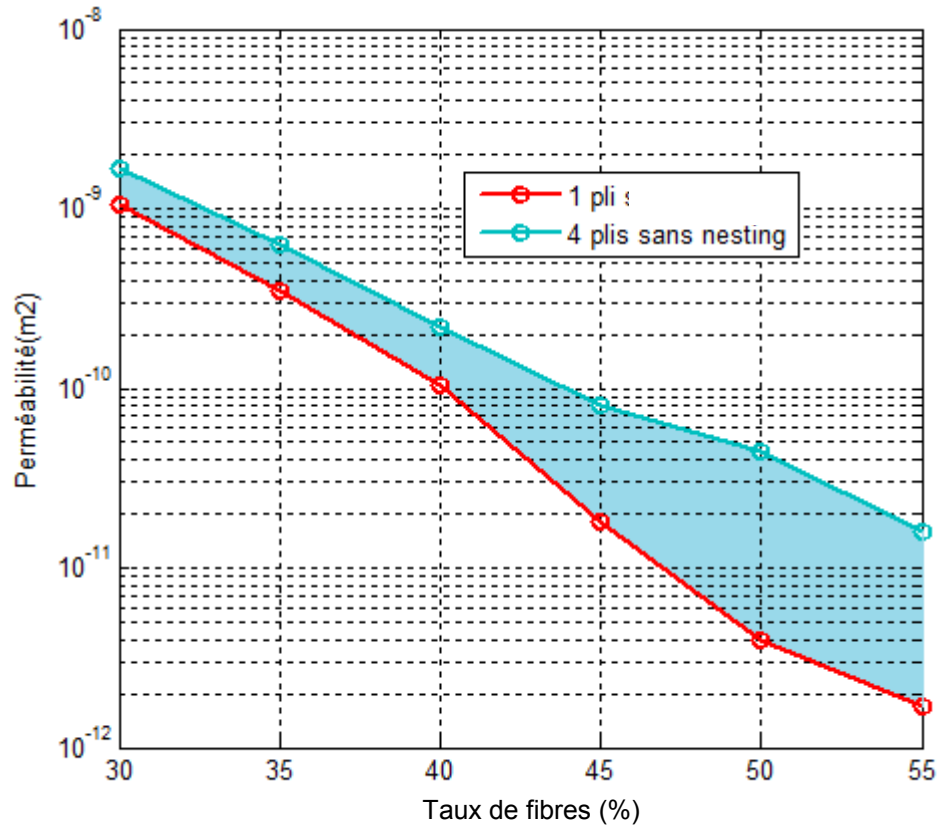


Figure 4.29 : Domaine de perméabilité planaire du renfort

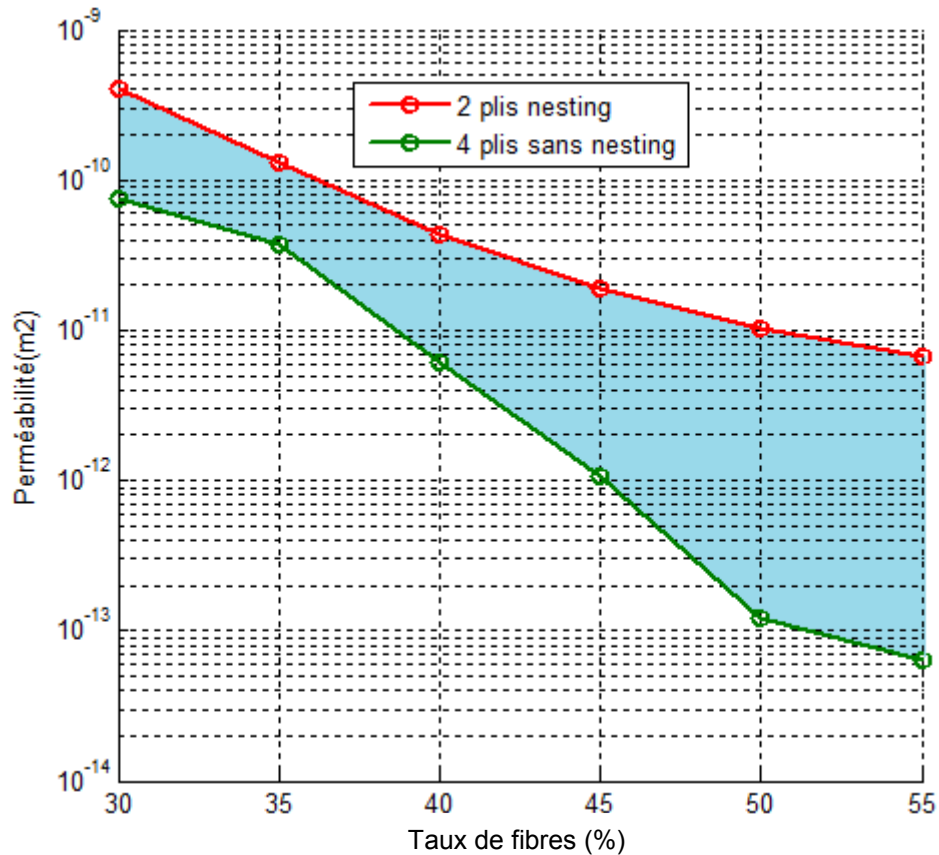


Figure 4.30 : Domaine de perméabilité transverse du renfort

4.2.6 Influence des séquences d'empilements des plis

Pour étudier l'influence de l'ordre d'empilement des plis, nous avons réalisé des simulations sur 3 stratifiés, dans lesquels les plis sont orientés différemment et avec différentes séquences d'empilement. En tenant compte du caractère équilibré du renfort étudié, le cas des plis orienté à 90° et à 0° sont les mêmes, nous avons choisi les séquences d'empilement suivantes : 45-0-45-0, 45-0-0-45, 45-45-0-0. L'analyse est réalisée sur les multi-plis dont les plis élémentaires sont composés de 4 VER, puis un volume de référence est ensuite déduit de ces multi-plis. Nous veillons également à garder la symétrie et la périodicité du renfort.

Les perméabilités dans le plan des différentes séquences d'empilement sont présentées sur la figure 4.31. On peut constater qu'elles sont assez proches. L'arrangement des plis dans les ordres différents a donc peu d'influence sur la perméabilité. En général, la différence de perméabilité des séquences d'empilements se produit lorsqu'il existe une séquence d'empilement dans laquelle les plis sont mieux imbriqués que dans une autre. Dans notre étude, l'imbrication des plis reste difficile, car d'une part l'orientation des plis restreint cet effet, d'autre part il n'y a pas de déplacement dans le plan des plis.

L'équivalence des perméabilités calculées sur les multi-plis en présence des plis orientés à 45° et celle de multi-plis orientés à 0° , nous amène à penser que la rotation des plis affecte peu l'écoulement global du renfort.

La perméabilité transverse présentée sur la figure 4.32 permet de constater que celle de la séquence d'empilement 45-0-0-45 est la plus élevée parmi les séquences d'empilements présentées, et que celle de la séquence 45-0-45-0 est la plus faible. La perméabilité transverse de la séquence d'empilement 0-0-0-0 est très élevée au regard des autres séquences d'empilement. Nous supposons donc que l'arrangement dans différents ordres a des effets sur la tortuosité des renforts et les séquences d'empilements symétriques (empilement 45-0-0-45 et empilement 0-0-0-0) ont des tortuosités plus faibles. C'est pour cela que leur perméabilité est plus élevée. Les résultats montrent aussi que si l'orientation des plis a peu d'influence sur la perméabilité dans le plan, elle rend la ligne d'écoulement transverse plus complexe et augmente la tortuosité des conduits macropores.

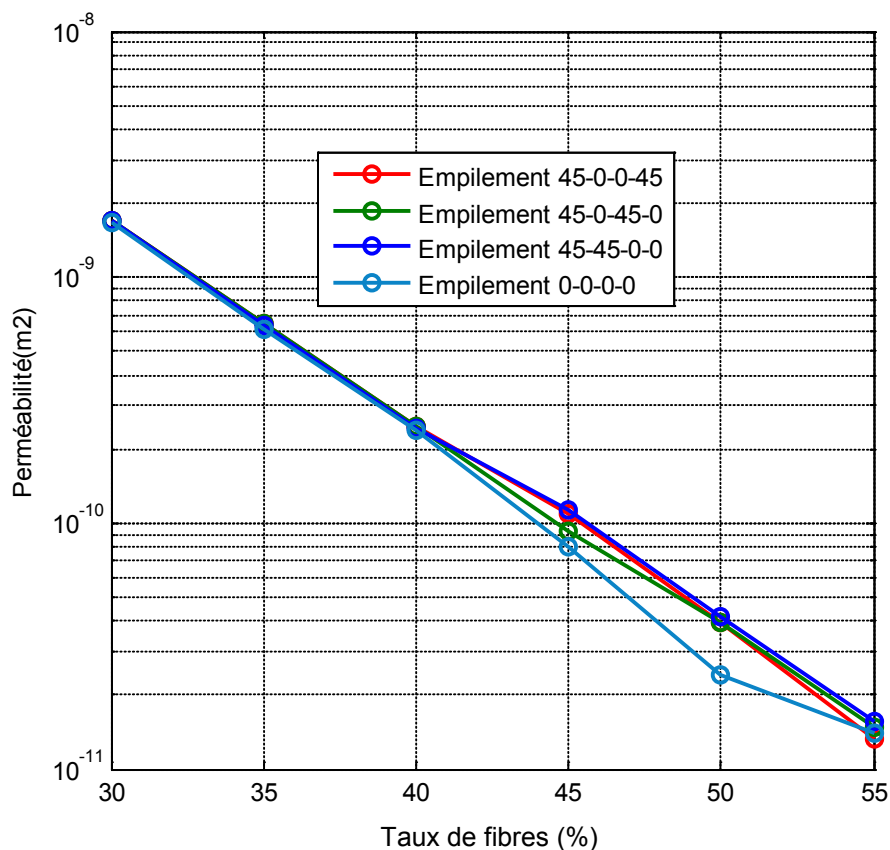


Figure 4.31 : Perméabilité planaire des séquences d'empilements de renfort

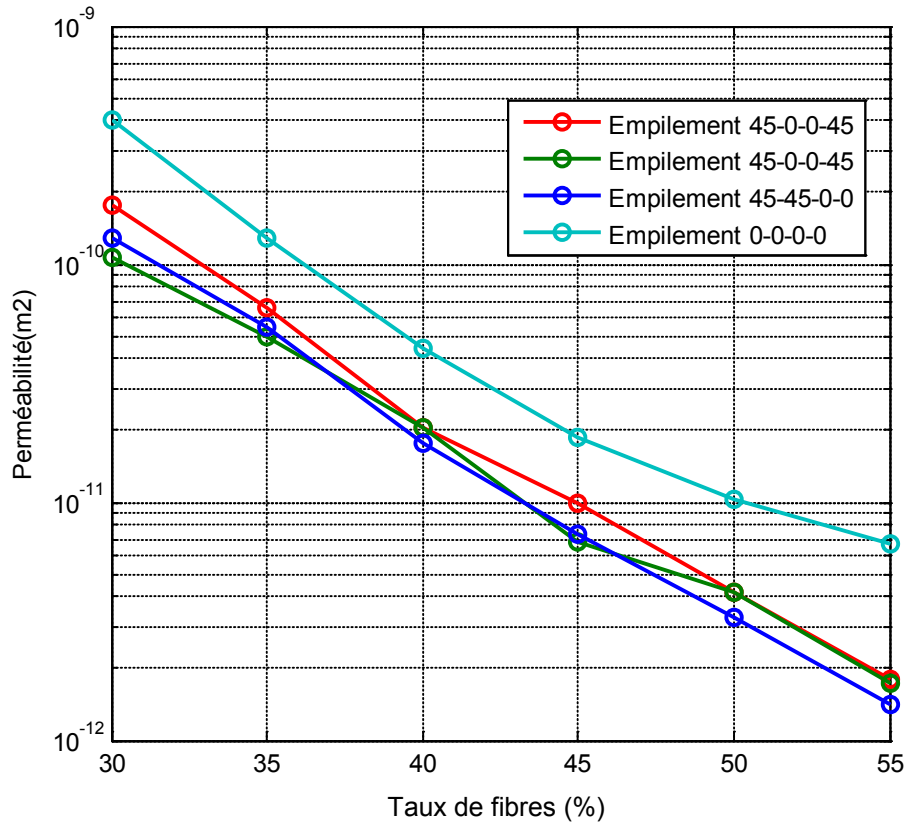


Figure 4.32 : Perméabilité transverse des séquences d'empilements de renfort

4.2.7 Validité des approches de perméabilité équivalente

Le calcul de perméabilité des multi-plis demande en général beaucoup de ressources tant en temps de calcul qu'en mémoire vive. Par exemple, le calcul de perméabilité d'un multi-plis composé de 4 plis de résolution 60x60x32 voxels comme ceux présentés ci-dessus nécessite 45 minutes de temps de calcul et utilise jusqu'à 20GB de mémoire vive. Pour des raisons de limitation en taille de stockage des données et pour améliorer la résolution des maillages des multi-plis étudiés, il est intéressant de savoir s'il est possible de retrouver la perméabilité d'un multi-plis à partir de celles des plis élémentaires. Dans cette optique, nous présentons dans ce qui suit une étude de validité des approches de perméabilité équivalente.

La perméabilité dans le plan des multi-plis est en général déterminée par la méthode arithmétique [BIN96]

$$\overline{K}_{ij} = \frac{1}{H} \sum_{l=1}^n h^l . K^l_{ji} \quad (4.24)$$

Alors que, la perméabilité transverse est calculée par la méthode harmonique [WAR61]:

$$\frac{H}{K_{ij}} = \sum_{l=1}^n \frac{h^l}{K_{ji}^l} \quad (4.25)$$

Où :

- K_{ij} est le composant ij de la matrice de perméabilité du multi-plis
- h^l est l'épaisseur du pli élémentaire l
- H est l'épaisseur totale du multi-plis
- K_{ji}^l est le composant ij de la matrice de perméabilité du pli l

Dans cette partie nous cherchons à valider la perméabilité équivalente proposée ci-dessus. Pour cela, le multi-plis est divisé en quatre plis élémentaires qui ont la même épaisseur. Ensuite, la simulation d'écoulement permet de calculer la perméabilité dans le plan et hors plan de chaque pli. Nous présentons sur les figures 4.33 et 4.35 les résultats obtenus avec le multi-plis 45-45-0-0.

La comparaison des perméabilités équivalentes planaire montrée sur la figure 4.33 permet de constater que la perméabilité équivalente dans le plan est plus faible que celle du multi-plis alors que la perméabilité équivalente transverse est plus élevée que celle du renfort.

La perméabilité dans le plan des multi-plis est très dépendante des zones macropores entre les plis et des canaux périphériques proches des surfaces de moule [GUR04]. Tout ceci explique pourquoi on a une perméabilité équivalente plus faible. Les erreurs de perméabilité planaires présentées sur la figure 4.34, montre que la méthode de perméabilité équivalente est assez satisfaisante pour un taux de fibres faible, mais elle ne l'est plus lorsque les taux de fibres sont élevés.

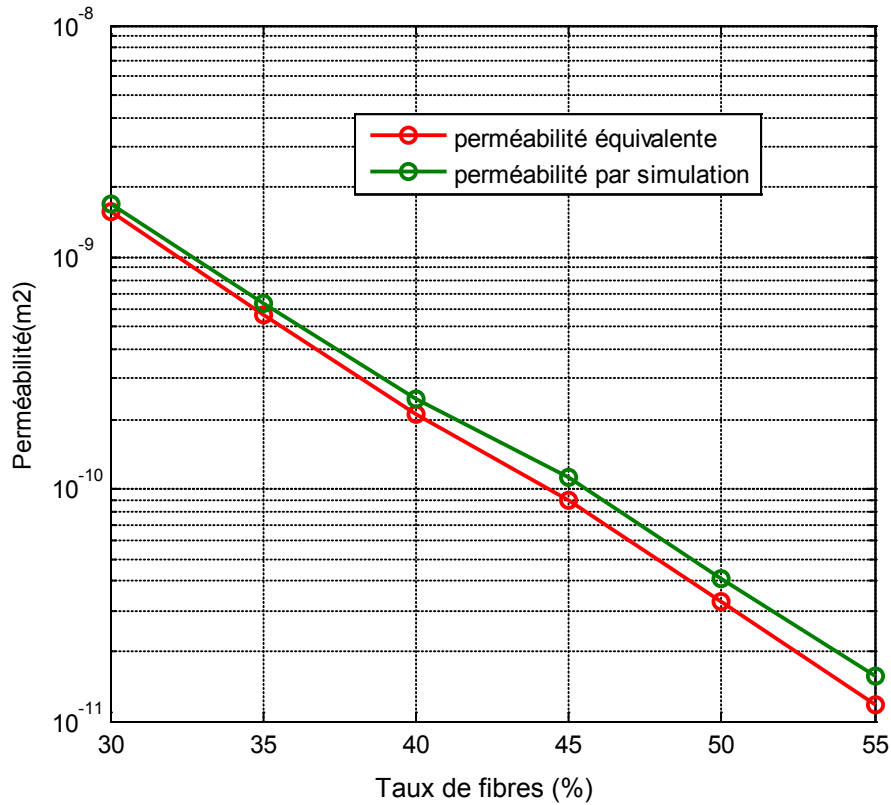


Figure 4.33 : Comparaison entre la perméabilité équivalente dans le plan (modèle analytique) et la perméabilité dans le plan (modèle ParaDF)

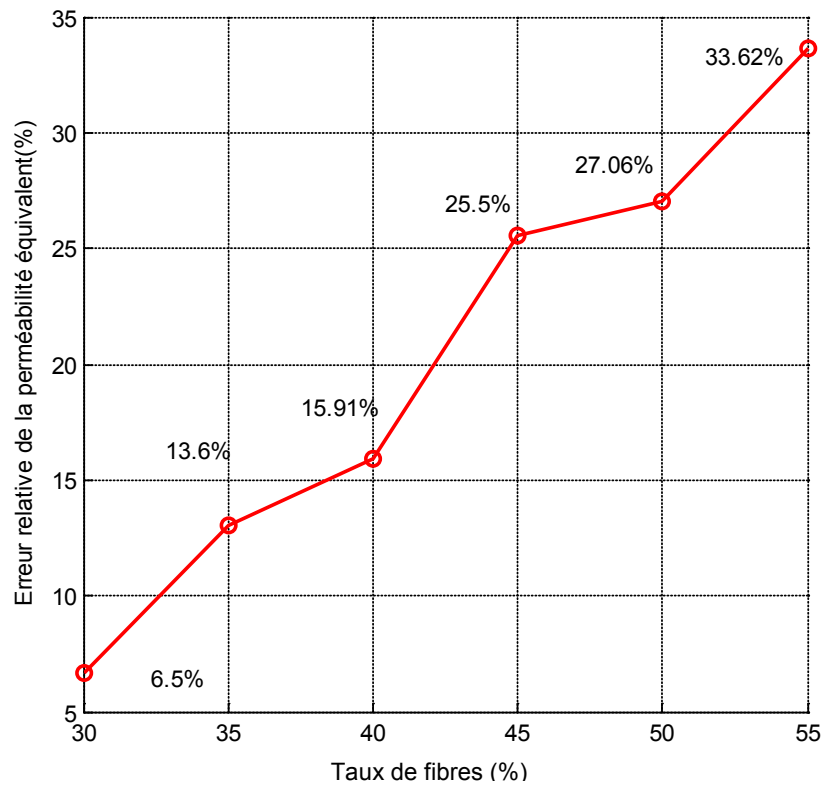


Figure 4.34 : Erreur relative de la perméabilité équivalente dans le plan (modèle analytique) par rapport à la perméabilité dans le plan (modèle ParaDF)

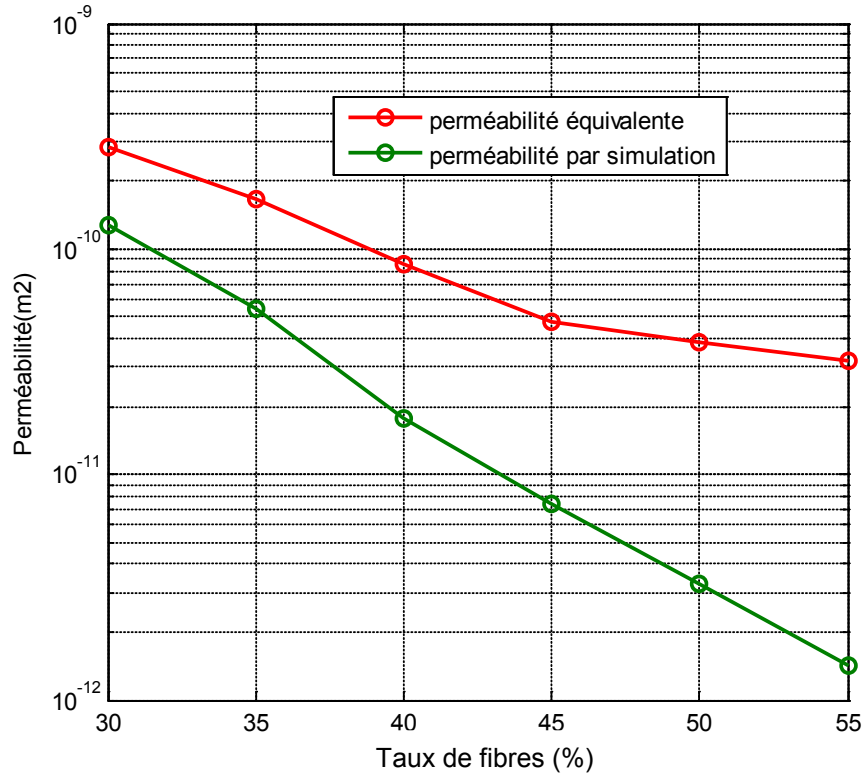


Figure 4.35 : Erreur relative de la perméabilité équivalente transverse (modèle analytique) par rapport à la perméabilité transverse (modèle ParaDF)

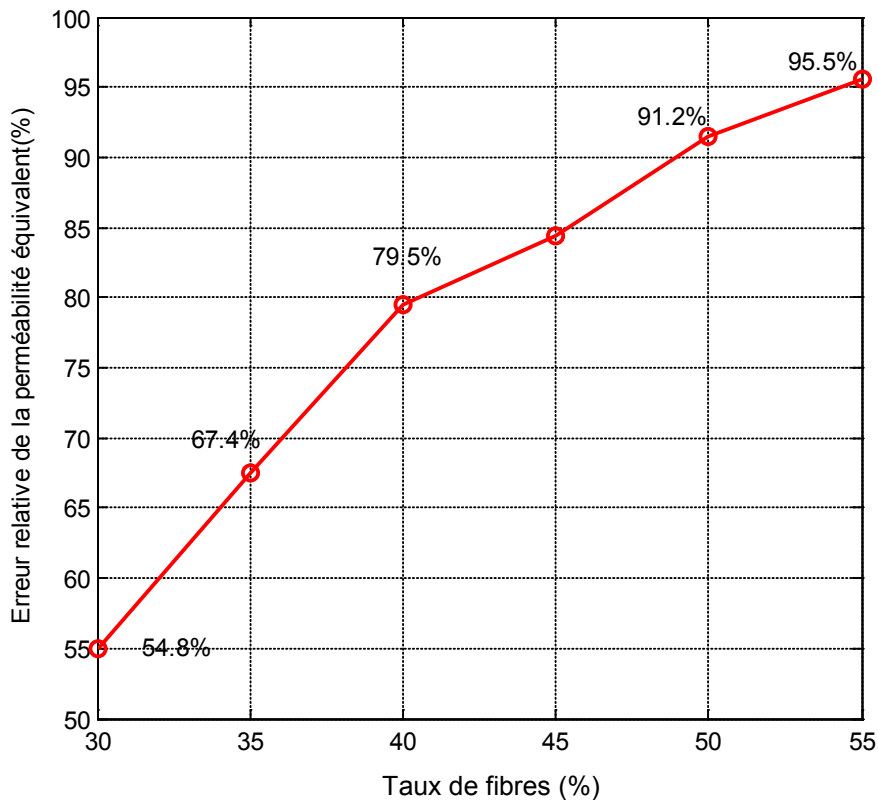


Figure 4.36 : Erreur relative de la perméabilité équivalente transverse (modèle analytique) par rapport à la perméabilité transverse (modèle ParaDF)

Le chemin d'écoulement des multi-plis des renforts fibreux est en général très complexe, car dépendant des combinaisons des macropores de chaque pli, comme l'indique la figure 4.37. Cela rend le chemin d'écoulement plus ou moins simple et par conséquent modifie la longueur du chemin d'écoulement suivant la direction Z. La tortuosité du macropore est ainsi modifiée et la perméabilité des plis élémentaires est donc beaucoup plus élevée (Figure 4.35). Les erreurs sur les perméabilités transverses peuvent être très élevées (Figure 4.36) et nous constatons que l'approche de perméabilité équivalente n'est pas valide pour prédire la perméabilité transverse d'un renfort.

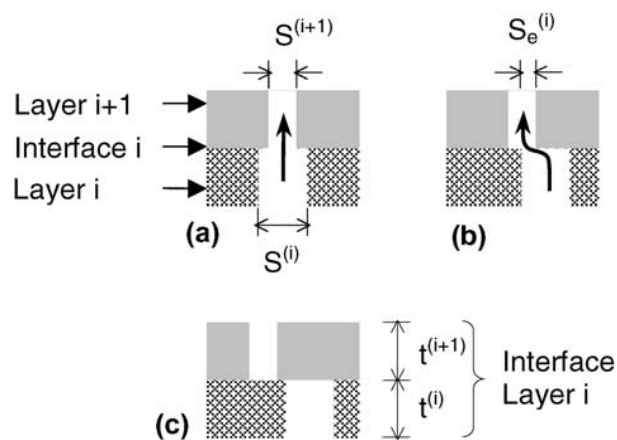


Figure 4.37 : Effet de combinaison des macropores de différents plis sur l'écoulement transverse: (a) Canal droit, $T=1$; (b) Canal tortue, $T>1$ et (c) Non connecté, $T \rightarrow \infty$ [CHE04]

4.3 Conclusion

Nous avons vu dans ce chapitre les différentes étapes nécessaires pour obtenir le maillage d'un VER fluide à partir d'un VER solide déformé. D'un point de vue général, les perméabilités d'un renfort comprimé diminuent en fonction du taux volumique de fibres., et la perméabilité transverse est beaucoup plus faible que la perméabilité planaire.

L'influence du motif du VER sur la perméabilité met en évidence l'importance de la morphologie des macropores. La présence de ces macropores entre les plis rend la perméabilité planaire des multi-plis plus élevée en fonction du nombre de plis. La perméabilité des multi-plis avec nesting est plus faible par rapport à celle des multi-plis sans nesting dû à des architectures plus compactes.

L'arrangement des plis selon différentes séquences d'empilement a peu d'influence sur la perméabilité planaire du renfort et affecte principalement les perméabilités transverses.

Les approches de perméabilité équivalente utilisées couramment dans la littérature ne conviennent pas pour prédire la perméabilité des multi-plis, et elles nécessitent donc de nouvelles analyses.

5 Conclusion

Ce travail de thèse est consacré à l'étude des procédés LCM. Deux aspects principaux ont été abordés : le comportement en compression du renfort fibreux et l'influence de ce type de déformation sur la perméabilité.

Les essais réalisés dans le cadre de la thèse permettent de dégager le comportement spécifique en compression du renfort fibreux. La réduction de l'épaisseur du renfort, non linéaire en fonction de la pression appliquée résulte de plusieurs phénomènes liés aux échelles inférieures : la diminution de l'ondulation du renfort, la flexion et la compression des mèches. Les résultats d'essais ont permis de mettre en évidence l'importance du phénomène de nesting. La présence de ce phénomène dans les multi-plis où les plis sont parallèles a expliqué la différence entre le comportement d'un multi-plis et d'un mono-pli. En revanche, son absence dans les multi-plis avec l'orientation a rendu le comportement plus rigide. Par ailleurs, les essais de compression des renforts cisailés ont permis de mettre en évidence un comportement plus rigide suivant l'angle de cisaillement, peut-être dû au changement de l'épaisseur et à l'augmentation de la densité des fibres.

A la suite des essais expérimentaux, la simulation mécanique à l'échelle mésoscopique a été réalisée par la méthode des éléments finis sur un modèle de comportement des mèches qui suit la direction des fibres et un modèle géométrique qui assure la cohérence des contacts. Les paramètres matériau ont été identifiés par essais expérimentaux et la mise en œuvre d'une méthode inverse. Les résultats des simulations sont satisfaisants et l'accord avec les expérimentations sur le plan mécanique est bon pour plusieurs essais. Les résultats des simulations mécaniques sont des géométries déformées représentatives des renforts fibreux.

Pour terminer, la prédiction de la perméabilité a été réalisée par la méthode des différences finies sur différents cas d'arrangement du renfort et différents degrés de compaction. Les résultats obtenus ont permis de souligner la nécessité de tenir compte des déformations dans les calculs de perméabilité. De même, l'influence importante du nombre de plis et du phénomène de nesting pour la perméabilité a aussi été mise en évidence. Le changement de l'ordre d'empilement et l'orientation des plis a en général peu d'influence sur la perméabilité. Nous avons aussi montré que l'approche de perméabilité équivalente n'est pas satisfaisante et nécessite d'être améliorée.

Suite à ces travaux, d'autres améliorations sont envisageables sur plusieurs plans et perspectives se dessinent:

La réalisation d'essais de compression traction biaxiale, qui met en valeur toutes les déformations transverses et la déformation longitudinale, permettra d'identifier de manière plus pertinente les paramètres de matériaux.

L'optimisation du logiciel PrarDF ouvre la possibilité de travailler avec un maillage plus fin qui suit bien la géométrie déformée du renfort et qui améliore la convergence des valeurs de perméabilité obtenue.

La proposition d'un modèle remplaçant l'approche de perméabilité équivalente permet de calculer plus exactement la perméabilité des multi-plis à partir des perméabilités des plis composants.

L'étude de la déformation du renfort engendré par l'injection de la résine est effectuée en retenant les champs de vitesses, de pression des simulations d'écoulement et en calculant les forces de fluides appliqués sur le renfort. Les simulations mécaniques devront être réalisées dans l'ABAQUS par les éléments finis en considérant un comportement des mèches comme celui utilisé dans cette thèse.

BIBLIOGRAPHIE

- [ADA91] ADAMS.L.K, REBENFELD.L Permeability characteristics of multilayer fiber reinforcements, Part I: Experimental observations experimental, Polym. Compos, 1991, Vol. 12, pp.1313-1330.
- [ARB11] ARBTER.R, BERAUD.J.M, BINETRUY.C, BIZET.L, BRÉARD.J, COMAS-CARDONA.S, DEMARIA.C, ENDRUWEIT.A, ERMANNI.P, GOMMER.F, HASANOVIC.S, HENRAT.P, KLUNKER.F, LAINE.B, LAVANCHY.S, LOMOV.S.V, LONG.A, MICHAUD.V, MORREN.G, RUIZ.E, SOL.H, TROCHU.F, VERLEYE.B, WIETGREFE.M, WU.W, ZIEGMANN.G Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, September 2011, Vol. 42(9), pp.1157-1168.
- [BAD07] BADEL.P, VIDAL-SALLE.E, BOISSE.P Computational determination of in-plane shear mechanical behaviour of textile composite reinforcements. Computational Materials Science, 2007, vol. 40(4), pp.439-448.
- [BAD08] BADEL.P Analyse mésoscopique du comportement mécanique des renforts fibreux de composites utilisant la tomographie aux rayons X. Thèse LaMCoS. Lyon : INSA de Lyon, 2008, 149 p.
- [BAD09] BADEL.P, GAUTHIER.S, VIDAL-SALLÉ.E, BOISSE.P “Rate constitutive equations for computational analyses of textile composite reinforcement mechanical behaviour during forming”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, August 2009, Vol.40(8), pp. 997-1007.
- [BAD09] BADEL.P, GAUTHIER.S, VIDAL-SALLÉ.E, BOISSE.P Rate constitutive equations for computational analyses of textile composite reinforcement mechanical behaviour during forming, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, August 2009, Vol.42(8), pp. 997-1007.
- [BEA72] BEAR.J Dynamics of Fluids in Porous Media. Dover, 1972.
- [BER93] BERDICHEVSKI.Q and CAI.W Preform permeability predictions by selfconsistent method and finite element simulation, Polymer Composites., , 1993, Vol. 14(2), pp. 132-143.
- [BIC99] BICKERTON.S, ADVANI S.G Characterization and modeling of race-tracking in liquid composite molding processes, Compos Sci Technol, 1999, Vol. 59, pp. 2215–2229.
- [BIL10] DE BILBAO.E, SOULAT.D, HIVET.G, GASSER.D Experimental Study of Bending Behaviour of Reinforcements. Experimental, 2010, Vol. 50(3), pp. 333-351.
- [BIN96] BINETRUY.C Calcul et validation expérimentale de la perméabilité et prévision de l’imprégnation de tissus en moulage RTM, thèse de docteur à l’université des sciences et technologies de Lille, 1996, 192 pp..
- [BIN98] BINETRUY.C, HILAIRE.B. PABIOT.J Tow impregnation model and void formation mechanisms during RTM, J Compos Mater,1998, Vol. 32 (3), pp. 223–245.
- [BIR60] BIRD.RB, STEWART.W.E, LIGHTFOOT.E.D Transport Phenomena Wiley, New York 1960.
- [BIZ04] BIZET.L Analyse d’un renfort à fibres pour matériau composite : microstructure et perméabilité. Thèse de Doctorat, Université du Havre, 2004.

- [BOI04] BOISSE. P. Mise en forme des renforts fibreux de composites. Techniques de l'Ingénieur, AM 3734, 2004, 10 pages.
- [BRE03] BREARD.J, SAOUABA.A, BOUQUET.G Numerical simulation of void formation in LCM, Composites Part, 2003, Vol. 34, pp.517-523.
- [BRE04] BREARD.J Modélisation de la perméabilité/compressibilité des renforts fibreux et contrôle de la santé matière lors de la mise en forme des matériaux composites, Habilitation à diriger des Recherches - Université du Havre, 2004.
- [BRE07] BREARD.J Dossier d'appel à projet ANR 2007 pour le programme LCM3M.
- [BUE98] BUET.K. Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites fibreux," Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 1998.
- [CAO08] CAO.J, AKKERMAN.R, BOISSE.P Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results, Composites: Part A, 2008, vol. 39, pp. 1037–1053.
- [CAR37] CARMAN.P.C Fluid flow through granular beds, Transactions, Institution of Chemical Engineers, London, 1937, Vol.15 pp.150-156
- [CHE93] CHEN.H Discrete Boltzmann Systems and fluid flows, Computers in Physics 1993, Vol. 7, pp. 632-637.
- [CHE95] CHEN.Y.-T, MACOSKO. C.W, DAVIS H.T., Wetting of fiber mats for composites manufacturing: II. Air entrapment model, 1995, Vol. 41(10): p. 2274-2281.
- [CHE00] CHEN.B, CHOU.T Compaction of woven-fabric preforms: nesting and multi-layer deformation, Composites Science and Technology, September 2000, Vol. 60(12-13), pp. 2223-2231.
- [CHE01] CHEN.B, LANG.E, CHOU.T Experimental and theoretical studies of fabric compaction behavior in resin transfer molding, Materials Science and Engineering A, 2001, Vol. 317(1-2), pp. 188-196.
- [CHE04] CHEN.Z, YE.L, LIU.H Effective permeabilities of multilayer fabric preforms in liquid composite moulding, Compos Struct, 2004, Vol. 66, pp. 351–357.
- [CHE06] CHEN.Z, YE.L A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part II: Multilayer, Composites Science and Technology, 18 December 2006, Vol.66(16), pp. 3263-3272.
- [DAR56] DARCY.H Les fontaines publiques de la ville de Dijon, Delmont Paris, 1856.
- [DEL09] DE LUYCKER E. Simulation et expérimentation en mise en forme de renforts composites 3D interlocks, Thèse: INSA de LYON - Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2009.
- [DEV03] DEVILLARD.M, HSIAO.K.T, GOKCE.A and ADVANI.S.G, On-line characterization of bulk permeability and race-tracking during the filling stage in RTM process, J Compos Mater, 2003, Vol. 37, pp. 1525–1541.
- [DUL79] Dullien FAL (1979) Porous media – fluid transport and pore structure. Academic Press, San Diego, pp 1–396
- [DUM03] DUMONT F Contribution à l'expérimentation et à la modélisation du comportement mécanique de renforts de composites fibreux. Thèse de doctorat. Paris : Université Paris 6, 2003, 149 p.
- [DUR05] DURVILLE.D Numerical simulation of entangled materials mechanical properties. J.Mat. Sci. 2005; Vol. 40, pp. 5941-5948.

- [DUR07] DURVILLE.D Finite element simulation of textile materials at mesoscopic scale. In: Finite element modeling of textiles and textile composites conference, St-Petersburg, Russia, 2007.
- [END06] ENDRUWEIT.A, MCGREGOR.B, LONG.AC , JOHNSON.MS Influence of the fabric architecture on the variations in experimentally determined in-plane permeability values Composites Science and Technology, , September 2006, Vol.66(11-12), pp. 1778-1792.
- [END11] ENDRUWEIT.A, LONG.A.C A model for the in-plane permeability of triaxially braided reinforcements Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, February 2011, Vol. 42(2), pp. 165-172.
- [ERG49] ERGUN.S, ORNING.A Fluid flow through randomly packed columns and fluidized beds, Ind. And Engrg. Chem, 1949, 41(6).
- [ESC10] ESCLAINE.J Rapport de stage Développement d'un logiciel d'homogénéisation en langage C++, 2010, 82 pages.
- [FOU03] FOURNIER.R Optimisation du procédé RTM, Thèse de doctorat – Ecole des Mines de Paris / Sophia Antipolis, 2003.
- [FRA51] FRANZINI.J Porosity factor for laminar flow through granular media." Trans. Am. Geophys. Union, 1951, Vol. 32(3), pp. 443-449.
- [GEB91] GEBART.B.R, GUDMUNDSON.P, STROMBECK .L.A and LUDEMO.L.C Analysis of the permeability in RTM reinforcements, Proceedings of the 8th International, 1991.
- [GEB92] GEBART.B.R Permeability of unidirectional reinforcements for RTM, J.Compos. Mater, 1992, Vol. 26, pp.1100-1133.
- [GRU04] GRUJICIC.M, CHITTAJALLU.K.M, WALSH.S Effect of shear, compaction and nesting on permeability of the orthogonal plain-weave fabric performs Materials Chemistry and Physics, 2004, Vol. 66, pp.358–369.
- [GRI10] GRIEBEL.M, KLITZ.M Homogenisation and numerical simulation of flow in geometries with textile microstructures. Multiscale Model. Simul., 2010, Vol. 8, pp. 1439-1460.
- [HAG04] HAGÈGE.B Simulation du comportement mécanique des milieux fibreux en grandes transformations: application aux renforts tricots. Thèse ENSAM Paris 2004, 206 pages.
- [HAM98] HAMMAMIA, GAUVIN.R, TROCHU.F Modeling the edge effect in liquid composites molding, Composites part A, 1998, pp.603-609
- [HAM08] HAMILA.N, BOISSE.P Simulations of textile composite reinforcement draping using a new semi-discrete three node finite element . Composites Part B: engineering, 2008, Vol. 39(6), pp. 999-1010.
- [HEE07] CHAE.H.S, SONG.Y.S AND YOUN.J.R Transverse permeability measurement of a circular braided perform in liquid composite molding Korea-Australia Rheology Journal, March 2007, Vol. 19(1), pp. 17-25.
- [HIV05] HIVET.G, BOISSE.P Consistent 3D geometrical model of fabric elementary cell. Application to a meshing preprocessor for 3D finite element analysis, Finite Elem. Anal. Des. 2005, Vol. 42, pp. 25–49.
- [HOA94] HOAREA.C Injection sur renfort : Etude du remplissage de moule et détermination théorique de la perméabilité des tissus, thèse de docteur de l'Ecole Nationale supérieure des Mines de Paris, 1994.

- [HOE04] HOES.K, DINESCU.D, SOLA.H, PARNAS.R.S, LOMOV.S.V Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics). *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, December 2004, Vol. 35(12), pp. 1407-1418.
- [HUB56] HUBBERT.M Darcy's law and the field equation of the flow of underground fluids, *AIME Petr. Trans.*, 1956, Vol. 207, pp.222-239.
- [JEF09] JEFFREY.M.L, NEACSU.V, ADVANI.S.G Modeling the impact of capillary pressure and air entrapment on fiber tow saturation during resin infusion in LCM Composites: Part A, 2009, Vol. 40, pp.1053–1064.
- [KAN00] Kang MK, Lee WI, Hahn HT, Formation of microvoids during resin-transfer molding process, *Composites Science and Technology*, 2000, Vol. 60(12-13), pp. 2427-2434.
- [KIM02] KIM.S.K, OPPERER .J.G and DANIEL.I *Int Commun Heat Mass Transfer*, 2002, Vol. 29 (7), pp. 879–885.
- [KOZ27] KOZENY.J Über kapillare Leitung des Wassers im Boden - Aufstieg, Versickerung und Anwendung auf die Bewässerung, *Sitzungsberichte der Akademie der Wissenschaften, Wien*, 1927, Vol. 136.
- [LAI08] LAINE.B Influence des déformations d'un renfort fibreux sur sa perméabilité : modélisations et expériences, thèse Laboratoire de Mécanique des Systèmes et des procédés PRISME 2008, 152 pages.
- [LIU06] LIU.L, CHEN.J, ZHU.B, YU.TX, TAO.XM, CAO. J The yarn-to-yarn friction of woven fabrics,. *Proceedings of the 9th ESAFORM conference*, Glasgow, United Kingdom, 2006.
- [LOI08] LOIX.F, BADEL.P, ORGÉAS.L, GEINDREAU.C, BOISSE.P Woven fabric permeability : from textile deformation to fluid flow mesoscale, 2008, pp.1624–1630.
- [LOM00] LOMOV.S.V, GUSAKOV.A.V, HUYSMANS.G, PRODROMOU.A, VERPOEST.I Textile geometry preprocessor for meso-mechanical models of woven composites. *Composites Science and Technology*, 2000, Vol.60(11), pp. 2083- 2095.
- [LOM01] LOMOV.S.V, HUYSMANS.G, VERPOEST.I Hierarchy of textile structures and architecture of fabric geometric models, *Textile Research J.*, 2001, Vol. 71(6), pp. 534-543.
- [LOM03] LOMOV.S.V, VERPOEST.I, PEETERS.T, ROOSE.D, ZAKO.M Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate, *Composites Science and Technology*, May 2003, Vol. 63(7), pp. 993-1007.
- [LOM05] LOMOV.S.V, BARBURSKIM, STOILOVA.T.Z, VERPOEST.I, AKKERMAN.R, LOENDERSLOOT.R, TEN THIJE. R.H.W Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 3: Biaxial tension, picture frame and compression tests of the preforms”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, September 2005, Vol. 36(9), pp. 1188-1206.
- [LOM06] LOMOV.S.V., VERPOEST.I. Model of shear of woven fabric and parametric description of shear resistance of glass woven reinforcements. *Composites Science and Technology*, 2006, Vol. 66(7-8), pp. 919-933.
- [LOM08] LOMOV.S.V, BOISSE.P, DELUYCKER.E, MORESTIN.F, VANCLOOSTER.K, VANDEPITTE.D, VERPOEST.I, WILLEMS.A Full-field strain measurements in textile deformability studies *Composites Part*

- A: Applied Science and Manufacturing, August 2008, Vol. 39(8), pp. 1232-1244.
- [LON05] LONG.C Design and Manufacture of Textile Composites, 2005, 492 pages..
- [MCB97] MCBRIDE.T.M, CHEN.J Unit-cell geometry in plain-weave fabrics during shear deformations”, Composites Science and Technology, 1997, Vol. 51, pp.345-351.
- [MIC00] MICHAUD.V and MORTENSEN.A Infiltration processing of fibres reinforced composites: governing phenomena. Composites: Part A, 2000, Vol. 32, pp. 981-996.
- [MIL94] MILLER, B. AND TYOMKIN, I., Liquid porosimetry – new methodology and applications, J. Colloid Interface Sci, 1994, Vol. 162, pp. 163-170.
- [MOG97] MOGAVERO.J and ADVANIS.G Experimental investigation of flow through multi-layered preforms, Polymer composite, 1997, Vol. 18, pp. 649-655.
- [NIE99] NIELD.D.A, BEJAN.A Convection in Porous Media, New York, Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag, 1992 (2nd edn., 1999).
- [OUA07] OUAHBI.T, SAOUAB.A, BRÉARD.J, OUAGNE.P and CHATEL.S Modelling of hydro-mechanical coupling in infusion processes. Composites Part A, July 2007, Vol. 38(7), pp. 1646-1654.
- [OUA10] P.OUAGNE, J.BRÉARD Continuous transverse permeability of fibrous media Original Research Article Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, January 2010, Vol. 41(1), pp. 22-28.
- [PAN00] PAN.R, LIANG.Z, ZHANG.C, WANG.B Statistical characterization of fiber permeability for composite manufacturing, Polym Compos, 2000, Vol. 21(6).
- [PAR11] PARK.C.H, LEBEL.A, SAOUAB.A, BREARD.J, LEE.W.I Modeling and simulation of voids and saturation in liquid composite molding processes Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2011, Vol. 42 (6), pp. 658-668.
- [PAT93] PATEL.N, ROHATGI.V, LEE.L.J Influence of Processing and Material Variables on Resin-Fiber Interface in Liquid Composite Molding, in Polymer Composites, 1993, Vol. 14 (2), pp.161-172,
- [PAT95] PATEL.N, ROHATGI.V, LEE.L.J Micro scale flow behavior and void formation mechanism during impregnation through a unidirectional stitched fiberglass mat, 1995, Vol. 35(10), pp. 837-851.
- [PAT96] PATEL.N, ROHATGI.V, LEE.L.J Modeling of void formation and removal in liquid composite molding, part II: model development, Polym Compos, 1996, Vol. 17 (1), pp. 104–114.
- [PEN05] PENG.X, CAO.J A continuum mechanics-based non orthogonal constitutive model for woven composite fabrics. Composites: Part A, 2005, Vol. 36, pp. 859-874.
- [PIL04] PILLAI.K.M Modeling the unsaturated flow in liquid composite molding processes: A review and some thoughts, Journal of composite materials, 2004, Vol. 38 (23), pp. 2097-2118.
- [POT08] POTLURI.P, SAGAR.TV Compaction modelling of textile preforms for composite structures, Composite Structures, November 2008, Vol. 86(1-3), pp. 177-185.

- [REN96] RERNARD.P Modélisation des écoulements en milieux poreux hétérogènes. Calcul des perméabilités équivalentes. Thèse de Doctorat, Ecole des Mines, Paris, France, 1996, 250 pages.
- [ROB98] ROBITAILLE.F, GAUVIN.R Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I : Review of experimental results, Polymer Composites, 1998, Vol. 19, pp.198-216.
- [ROS49] ROSE, H., RISK.A Further researches in fluid flow through beds of granular material, Proc., Instn. Engrs., London, 1949.
- [RUI06] RUIZ.E, ACHIM.V, SOUKANE.S Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites, Composites Science and Technology, 2006, Vol. 66 (3-4), pp.475- 486.
- [RUI05] RUIZ.E, TROCHU.F Comprehensive thermal optimization of liquid composite molding to reduce cycle time and processing stresses. Polymer Composites, 2005, Vol. 26(2), pp 25-34.
- [SAN80] SANCHEZ-PALENCIA.E Non-homogeneous media and vibration theory, in Lectures Notes in Physics, Springer-Verlag, Berlin, 1980, Vol. 127, pp 128-139..
- [SAU98] SAUNDERS.R.S, LEKAKOU.C, BADER.M.B Compression and microstructure of fibre plain woven cloths in the processing of polymer composites, Composites Part A, 1998, Vol. 29, pp.443-454.
- [SHA04] SHARMA .S.B, SUTCLIFFE.M.P.F A simplified finite element model for draping of woven material. Composites: Part A, 2004, vol. 35, pp. 637–643.
- [SCH57] SCHEIDEGGER..A The physics of flow through porous media. Macmillon, New York, 1957.
- [SHE08] SHERBURN.M, LONG.A.C TexGen open source project, online at <http://texgen.sourceforge.net/>, 2008.
- [SHE07] SHERBURN M. Geometric and mechanical modelling of textiles, PhD Thesis Nottingham University, 2007.
- [SIM96] SIMACEK.P, ADVANI.S.G Permeability model for a woven fabric, Polymer Composites, 1996, Vol. 17, pp. 887-899.
- [SON08] SONG.Y.S, HEIDER.D, YOUN.J.R Statistical Characteristics of Out-of-Plane Permeability for Plain-Woven Structure Polymer Composites, 20 OCT 2008, Vol.30(10)..
- [SOZ99] SOZER.E.M, CHEN.B, GRAHAM.P.J, CHOU.T.W, ADVANI.S.G Characterization and prediction of compaction force and preform Permeability of woven fabrics during the Resin Transfer Molding Process. In: Proceedings of the Fifth International Conference on Flow Processes in Composite Materials, Plymouth, UK, 1999, Vol. 25, pp.12–14.
- [TAK02] TAKANO.N, ZAKO.M, OKAZAKI.T, TERADA.K Microstructure based evaluation of the influence of woven architecture on permeability by asymptotic homogenisation theory, Composites Science and Technology, 2002, Vol. 62, pp.1347-1356
- [TRE91] TREVINO.L, RUPEL.K., YOUNG.W. B., LIOU.M. J, LEE L.J Analysis of Resin Injection Molding in Molds with Preplaced Fiber Mats. I: Permeability and Compressibility Measurements,” Polymer Composites, 1991, Vol. 12, pp. 20-28.

- [VAN91] VAN DER WEEN.F Algorithms for draping fabrics on doubly curved surfaces. International Journal of Numerical Method in Engineering, 1991, 31, Vol. 31, pp.1414-1426.
- [VER05] VERPOEST.I, LOMOV.S.V Virtual textile composites software Wisetex: integration with micro-mechanical, permeability and structural analysis, Composites Science and Technology, 2005, Vol. 65(15-16), pp. 2563-2574.
- [VER04] VERREY.J Resin transfer moulding of complex shaped composites using carbon non-crimp fabrics, Doctoral Thesis, EPFL, 2004.
- [VER07] VERLEYE.B User-friendly permeability predicting software for technical textiles Research Journal of Textile and Apparel, 2007, Vol:13(2), pp.19-270.
- [VER08] VERLEYE.B Computation of the permeability of multi-scale porous media with application to technical textiles. Doctoral Thesis, KUL, 2008.
- [WAR61] WARREN, J.E. and PRICE, H.S. – Flow in Heterogeneous Porous Media, SPE Journal, 1961, pp. 153–169.
- [WIL08] WILLEMS.A, LOMOV.S.V, VERPOEST.I, VANDEPITTE.D Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements. Composites Science and Technology, 2008, Vol. 68, pp. 807–819.
- [WEN96] WEN.X.H. et GOMEZ.H Upscaling hydraulic conductivities in heterogeneous media: An overview. Journal of Hydrology, 1996, Vol. 183 (1-2), pp.ix-xxxii , 1996.
- [ZEN06] ZENG.Z, REID.G A criterion for non-Darcy flow in porous media, Transp Porous Media, 2006, Vol. 63 (1), pp. 57–69.