



Influence des déformations d'un renfort fibreux sur sa perméabilité : modélisations et expériences

Bertrand Laine

► To cite this version:

Bertrand Laine. Influence des déformations d'un renfort fibreux sur sa perméabilité : modélisations et expériences. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2008. Français. NNT : 2008ENAM0035 . pastel-00004533

HAL Id: pastel-00004533

<https://pastel.hal.science/pastel-00004533>

Submitted on 12 Jan 2009

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.

A Magali, Esteban et Raphaël

REMERCIEMENTS

Ce manuscrit n'aurait sans doute pas vu le jour sans un certain nombre de personnes que j'aimerais ici saluer ou remercier.

Je voudrais tout d'abord remercier mes deux directeurs de thèse : Philippe Boisse et Fabrice Boust pour leur soutien lors de ces années de thèse qui m'auront permis d'apprécier leurs qualités humaines et scientifiques toute deux très précieuses.

Merci également à Joël Bréard et Damien Soulat d'avoir accepté d'être les rapporteurs de mon travail de même qu'à l'ensemble des examinateurs.

Ce travail n'aurait certainement pas eu la même forme sans l'aide de Pierre Beauchene, merci Pierre. De nombreuses autres personnes ont contribué directement à l'accomplissement de ce travail : Gilles Hivet, Stepan V. Lomov, Pierre Badel et les autres, soyez ici remercié pour votre aide et support lors de ces longues années.

Les membres du DMSC où j'ai réalisé l'essentiel de mes travaux de thèse savent déjà l'amitié que je leur porte et je tiens à les remercier pour leur aide ainsi que pour l'ambiance agréable qui règne dans ces locaux. Je remercie également M. Abbé directeur du département de m'avoir accueilli comme thésard mes premiers 18 mois.

Cette thèse n'a pas été qu'une épreuve professionnelle, et je voudrais remercier ici mes parents, frères et sœurs d'être ce qu'ils sont et n'avoir pas trop rit lorsque je leur ai annoncé mon intention de poursuivre mes études par un travail de thèse.

Je voudrais enfin et surtout remercier Magali qui m'a supporté très (trop) longtemps ces derniers mois et sans qui je ne serais qu'une moitié. Merci à mon rêveur, Esteban et mon lutin Raphaël qui m'ont patiemment attendu ...

Merci à celles et ceux que j'aurais oublié...

SOMMAIRE

1. INTRODUCTION	1
1.1. Motivations	1
1.2. Objectifs de la thèse	2
2. ETAT DE L'ART ET BIBLIOGRAPHIE	
2.1. Les procédés de mise en œuvre de type LCM	6
2.1.1. Procédés à volume fixe	8
2.1.2. Procédés à volume variable	10
2.1.3. La simulation des procédés	11
2.2. Les composants élémentaires du composite	14
2.2.1. La matrice	15
2.2.2. Le renfort	16
2.3. Physique des écoulements dans les milieux fibreux	22
2.3.1. Le milieu poreux	22
2.3.2. Les lois régissant l'écoulement	26
2.3.3. Régime d'écoulement stationnaire et instationnaire	30
2.4. Déformation des renforts fibreux	36
2.4.1. Analyse mécanique des renforts tissés à l'échelle mésoscopique	36
2.5. Simulations mésoscopiques du comportement	39
2.6. Simulation du Préformage et Problèmes Associés	40
2.6.1. Méthode du filet	41
2.6.2. Simulation de la mise en forme des tissés par éléments finis	42
3. DETERMINATION EXPERIMENTALE DE LA PERMEABILITE	
3.1. Bancs de mesure	45
3.1.1. Banc 1D	47
3.1.2. Banc 2D	55
3.2. Renforts étudiés	63
3.3. Déformations des renforts	64
3.3.1. Problématique	65
3.3.2. Compression	65
3.3.3. Cisaillement	65
3.4. Résultats	66
3.4.1. G986	66
3.4.2. G1151	69
3.5. Conclusions	70

4. PREDICTION DE LA PERMEABILITE	
4.1. Modèles	72
4.1.1. Analytiques	73
4.1.2. Semi analytiques	75
4.1.3. EF 3D	84
4.2. Modélisation des renforts fibreux	91
4.2.1. Modèles utilisés	92
4.2.2. Détermination des paramètres géométriques du renfort fibreux	92
4.3. Déformation des renforts fibreux	94
4.3.1. Cisaillement	94
4.3.2. Compression	95
4.4. Maillage des VER	96
4.4.1. Stratégies de maillage et résultats obtenus	97
4.4.2. Problématique liée à « l'homogénéisation périodique »	100
4.5. Erreurs générées par la chaîne numérique	102
4.5.1. Taille des voxels	104
4.5.2. Filtres et lissages	105
4.5.3. Volume moyen des tétraèdres	106
4.5.4. Influence des « mauvaises » conditions aux limites	106
4.6. Influence des écoulements Brinkman et simplification ... impossibles	109
4.7. Influence des déformations sur la perméabilité	111
4.7.1. Les renforts étudiés	111
4.7.2. Nesting	111
4.7.3. Compression	117
4.7.4. Cisaillement	120
4.7.5. Perméabilité transverse	124
4.8. Comparaison calcul-prédiction	127
4.9. Conclusions	130
 5. CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	 131
 6. BIBLIOGRAPHIE	 135

1. INTRODUCTION

1.1. Motivations

Depuis quelques années déjà, l'industrie aéronautique et spatiale mais plus généralement l'industrie des transports (Aviation, Spatial, Ferroviaire, Automobile, Poids lourds et Naval) et de l'énergie (Eolien, Nucléaire, ...) envisage, à plus ou moins court terme, l'introduction de composites dans des domaines ou pièces desquels ils sont aujourd'hui absents (cf. Figure 1). Les objectifs sous-jacents sont d'un ordre économique et « écologique », même si sur ce dernier point, il est permis d'émettre de sérieux doutes quant au bien fondé de telles idées [le composite n'est pas vert]. En tout état de cause, les pièces actuellement visées par ces industriels ont cela en commun d'être de géométries de plus en plus complexes et de taille de plus en plus importantes et ce dans le but de réduire les assemblages, les coûts de production et de maintenance ainsi que la masse.

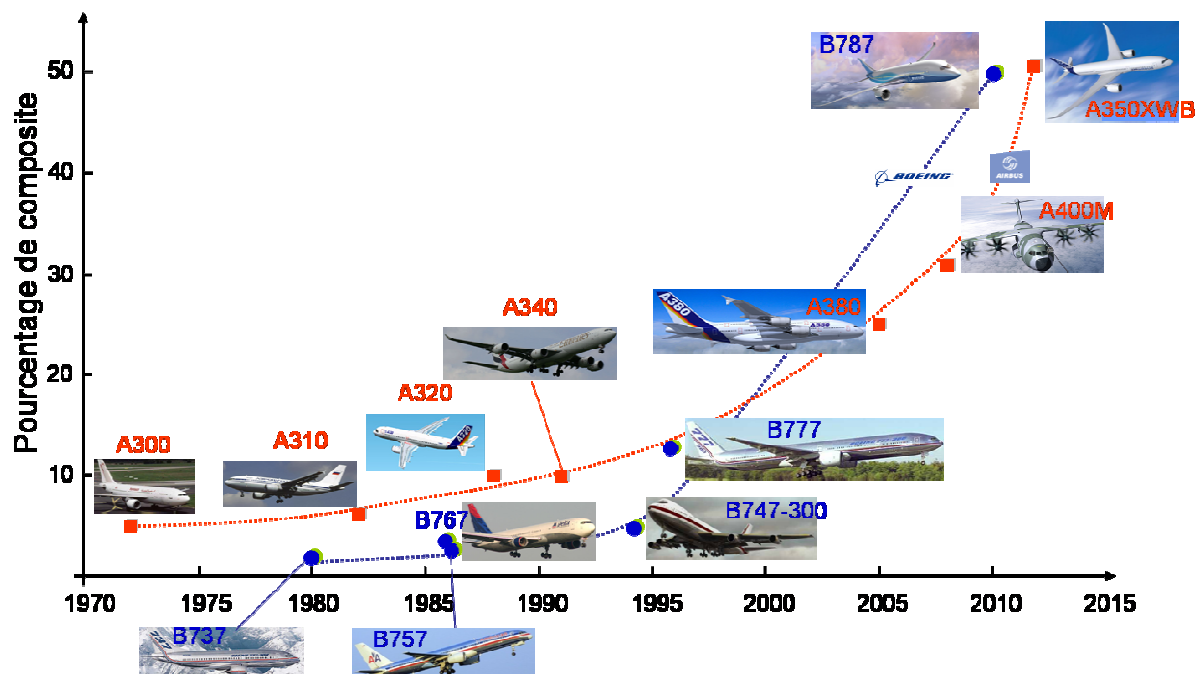


Figure 1 : Courbe retraçant l'évolution de l'utilisation des composites dans l'industrie aéronautique

En fonction de la géométrie (taille et complexité), des contraintes particulières (état de surface, tolérance dimensionnelles ...), de l'application visée ainsi que des coûts de fabrication, l'industriel choisira le procédé de fabrication le mieux adapté :

- SMC, BMC ...
- Préimprégnés + Autoclave
- Préimprégnés « Out of Autoclave »
- Injection type RTM (*Resin Transfer Moulding*)
- Infusion type LRI (*Liquid Resin Infusion*)
- Enroulement filamentaire

Les procédés regroupés sous l'acronyme *LCM* (*Liquid Composite Moulding*), à savoir les deux grands sous ensembles que sont l'injection (RTM et variantes) et l'infusion (LRI et variantes), impliquent, comme cet acronyme l'indique, l'introduction de la matrice sous forme liquide dans le renfort fibreux.

Etant donné l'augmentation de la complexité ainsi que de la taille des pièces visées, il n'est aujourd'hui plus possible de procéder uniquement par essai-erreur, aussi, la simulation macroscopique, à l'échelle de la pièce, de ces procédés de mise en œuvre de type *LCM* est-elle aujourd'hui devenue une « obligation ». Ces simulations nécessitent un certain nombre de paramètres d'entrée parmi lesquels la **perméabilité**, qui peut être définie comme « la facilité avec laquelle un fluide traverse un milieu poreux lorsqu'il est soumis à un gradient de pression », est le plus important. Cependant, la détermination expérimentale de ce paramètre reste longue et coûteuse. De plus, la dispersion des mesures expérimentales est importante et mal comprise de même que l'influence des déformations du renfort fibreux sur sa perméabilité.

1.2. Objectifs de la thèse

Les objectifs de ce travail de thèse sont les suivants :

- Affiner notre compréhension de l'influence des déformations des renforts fibreux sur leur perméabilité
- Développer des modèles prédictifs prenant en compte les déformations des renforts fibreux
- Identifier les domaines de validité de ces modèles
- Mieux comprendre les phénomènes agissant sur la variabilité/dispersion des résultats expérimentaux

Pour ce faire, cette thèse se divise en trois chapitres. L'état de l'art sur les procédés *LCM*, la physique des écoulements dans les milieux poreux ainsi que la déformation des renforts fibreux sont tout d'abord exposés au chapitre 2. Le chapitre 3 décrit ensuite les moyens expérimentaux permettant de mesurer la perméabilité ainsi que les résultats obtenus sur différents renforts. Le chapitre 4 expose quant à lui les modèles prédictifs existants, ceux développés dans le cadre de ce travail ainsi que la comparaison entre mesures et prédictions. Pour finir, le chapitre 5 présente les principales conclusions de ce travail de thèse ainsi que les perspectives envisagées.

Le cœur de ce travail de thèse est le chapitre 4 sur la modélisation de la perméabilité des renforts fibreux. Les deux chapitres « satellites » de celui-ci (Etat de l'art et Mesures expérimentale) sont pour leurs parts porteurs des objectifs suivants :

- Situer, dans la problématique générale de la simulation des procédés *LCM*, l'importance de la bonne prise en compte de la perméabilité des renforts fibreux ainsi que celle des autres paramètres agissant de manière à évaluer leur influence relative en fonction des conditions de mise en œuvre.
- La partie expérimentale n'est pas tant un support au chapitre sur la prédiction ayant pour but de comparer la mesure à l'expérience qu'une tentative d'ouverture sur une « nouvelle méthode » de mesure de la perméabilité (en fait l'extension aux milieux anisotropes des mesures à l'air en régime saturé). En effet, un Benchmark international [FPCM9][www.permeability.onera] sur la mesure de la perméabilité est aujourd'hui sur les rails et devrait permettre de produire suffisamment de résultats pour avancer sur cet aspect, mais il nous est

apparu que la mesure de perméabilité en régime saturé était quelque peu tombé en désuétude et méritait d'être remise au goût du jour, ce qui représente l'objectif de ce chapitre 3.

L'objectif du chapitre 4 se décline en quatre points :

- Mettre en place une chaîne logicielle permettant de prédire la perméabilité des renforts fibreux à partir de modélisation tridimensionnelles de ceux-ci.
- Adapter la chaîne logicielle précédente afin de pouvoir étudier l'influence des déformations et autres phénomènes comme l'imbrication des plis sur leur perméabilité.
- Etudier l'importance du modèle géométrique de renfort fibreux utilisé sur la prédiction de la perméabilité.
- Construire un modèle analytique simple permettant de prédire la perméabilité des renforts fibreux à partir d'un nombre réduit de paramètres géométriques.

Ces objectifs s'inscrivent par ailleurs dans la continuité de nombreux travaux décrits dans le chapitre 2 et dont les limites les plus prégnantes, supposées partiellement traitées par ce travail, se trouvent être les objectifs précédemment énoncés, à savoir :

- l'évaluation de l'impact du modèle géométrique choisi sur la prédiction de perméabilité en fonction des déformations
- le calcul sur des multi plis imbriqués ainsi que l'étude de l'influence de ce paramètre
- l'utilisation parfois exagérée des modèles simplistes comme celui de Kozeny-Carman
- L'utilisation quasi-exclusive de mesures de perméabilité en régime transitoire
- Le manque de mise en perspective de l'importance relative de phénomènes tels que les écoulements préférentiels par rapport à la perméabilité

2. CHAPITRE 2

Etat de l'Art et Bibliographie

2.1.	Les procédés de mise en œuvre de type LCM	6
2.1.1.	Procédés à volume fixe	8
2.1.2.	Procédés à volume variable	10
2.1.3.	La simulation des procédés	11
2.2.	Les composants élémentaires du composite	14
2.2.1.	La matrice	15
2.2.2.	Le renfort	16
2.3.	Physique des écoulements dans les milieux fibreux	22
2.3.1.	Le milieu poreux	22
2.3.2.	Les lois régissant l'écoulement	26
2.3.3.	Régime d'écoulement stationnaire et instationnaire	30
2.4.	Déformation des renforts fibreux	36
2.4.1.	Analyse mécanique des renforts tissés à l'échelle mésoscopique	36
2.5.	Simulations mésoscopiques du comportement	39
2.6.	Simulation du Préformage et Problèmes Associés	40
2.6.1.	Méthode du filet	41
2.6.2.	Simulation de la mise en forme des tissés par éléments finis	42

L'état de l'art sur lequel se base ce travail de thèse peut être vu au travers du schéma suivant qui identifie les différentes physiques régissant le déroulement des étapes de mise en œuvre d'un composite par un procédé de type LCM :

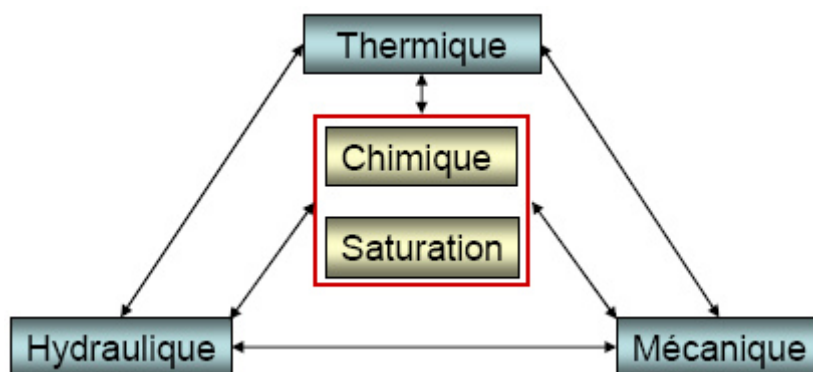


Figure 2 : Modélisation du cycle de mise en œuvre d'un composite d'après [Bréard 2007]

En effet, le cycle de production d'une pièce composite par un tel procédé suit schématiquement les trois étapes suivantes :

- Découpe et préformage des renforts
- Introduction de la résine dans le renfort
- Polymérisation de la résine

Ces étapes ne sont pas purement séquentielles. En effet, le préformage s'effectue parfois lors de la fermeture du moule et la déformation du renfort peut également se poursuivre lors de l'étape d'introduction de la résine en raison des effets de lubrification de celle-ci sur le renfort fibreux. De même, dans le cas de composite à faible taux de fibres et/ou forte pression d'injection, l'écoulement de la résine peut également modifier la géométrie du renfort fibreux en raison du frottement visqueux de celle-ci sur le renfort. Les couplages entre les trois physiques que sont la thermocinétique, la mécanique et l'hydraulique sont ainsi représentés sur la figure 2 par des flèches. La cinétique ainsi que la saturation sont isolés au centre du graphique en raison de leur prise en compte comme terme source dans la thermique (cinétique) et l'hydraulique (saturation), mais d'autres couplages existent également comme l'évolution de la viscosité de la matrice en fonction de l'avancement de la réaction (couplage hydraulique-chimique) ou encore l'influence de la saturation sur la conductivité thermique homogénéisée du milieu poreux (couplage saturation thermique).

Ce travail de thèse traite principalement de l'influence de la mécanique (déformation des renforts fibreux) sur l'hydraulique (écoulement dans un milieu poreux). Les aspects thermiques et cinétiques ne sont pas considérés car dans le domaine aérospatial, les procédés de mise en œuvre des composites peuvent généralement être considérés comme étant séquentiels de ce point de vue là (pas ou peu de modification de la viscosité au cours du temps d'injection en raison de la thermique ou de l'avancement de la réaction de réticulation). Par ailleurs, les déformations du renfort fibreux sous l'action du flux de résine sont également considérées comme étant négligeables étant donné les taux de fibre (>55%), pression d'injection (<10 bars) et viscosité (<1 Pa.s) généralement utilisées. Pour finir, les aspects essentiels que sont la saturation du renfort fibreux ainsi que les effets capillaires seront abordés dans les paragraphes suivants.

2.1. Les procédés de mise en œuvre de type LCM

Comme nous l'avons déjà mentionné, sous l'acronyme LCM sont généralement regroupés une grande variété de procédés différenciables de part leurs conditions aux limites particulières mais également une forêt de « variantes ou déclinaisons » de ces procédés dont l'existence est généralement dictée par la nécessité de contourner ou déposer un brevet. Le tableau suivant ne traite pas de ces acronymes multiples et bien souvent indifférenciables (en dehors de leur acronyme : FASTRAC, LRI, SCRIMP, VARI, VARIM ...) mais présente un classement des procédés les plus courants au travers de leurs conditions aux limites :

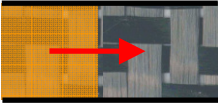
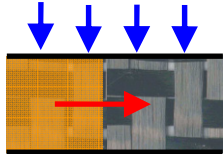
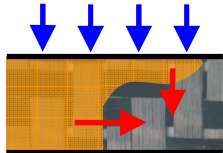
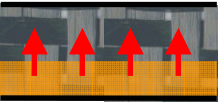
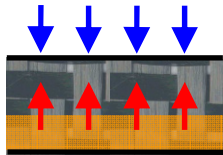
Famille de procédé		RTM	CRTM	RTM-Light	Infusion
Nature du Moule		Rigide		Semi-Rigide	Souple
Contrôle de l'écoulement	Longitudinal				
	Longitudinal et Transversal				
	Transversal				
Influence des conditions aux limites	Contrôle de l'épaisseur	Epaisseur fixe	Déplacement ou contrainte imposé		
	Type de problème	Volume fixe	Volume variable		

Tableau 1 : Les principaux procédés LCM en fonction de leurs conditions aux limites d'après [Bréard 2007]

L'aspect que nous désirons pointer au moyen de ce tableau est la séparation possible des procédés LCM en deux sous-familles : les procédés à volume fixe et ceux à volume variable. En effet, si des outils numériques (commerciaux et académiques) satisfaisants (du point de vue de leurs capacités prédictives) sont aujourd'hui accessibles aux industriels désireux de réaliser des simulations fines de leurs procédés LCM à volume fixe [PAM-RTM][LIMS][RTM-Worx], ce n'est pas (toujours) le cas en ce qui concerne la « sous-famille » des procédés à volume variable qui présente des problèmes numériques supplémentaires [Celle 2006] décrits dans les paragraphes suivants.

En plus des problèmes numériques qui complexifient notablement l'activité de modélisation de ces procédés, le problème physique devant être résolu n'est pas rigoureusement identique. En effet, dans le cas particulier d'une comparaison entre le procédé RTM d'un côté (volume fixe) et le LRI (volume variable) dans sa version « Out-Of-Autoclave » de l'autre, les différences de conditions aux limites entre ces deux procédés conduisent à des régimes d'imprégnation transitoires généralement bien distincts comme l'illustre le tableau ci-dessous :

Procédé	RTM	LRI
Conditions aux limites		
Fraction volumique de fibres	Fixée par l'épaisseur de cavité du moule	Variable : dépend de la compressibilité du renfort sec et lubrifié par la matrice liquide
Point d'injection	Pression max imposée par le dimensionnement du moule	Pas ou très peu de pression d'injection ($\ll 1$ bar)
Event	Pression à l'évent inférieure à la pression d'injection	Pression à l'évent la plus faible possible ~ 1 mbars
Vitesse du fluide	Relativement homogène dans l'épaisseur du renfort $\rightarrow$ écoulement plutôt longitudinal	Très inhomogène dans l'épaisseur car le milieu drainant est de perméabilité très importante (relativement au renfort) $\rightarrow$ écoulement dans le renfort majoritairement transversal
Pression capillaire	De faible importance dans la majorité des cas	Pouvant être comparable à la différence de pression entre injection et event
Régime d'écoulement	Dans les macro-pores	Mixte macro/micropores
Saturation	Partielle dans les porosités intra-torons	Partielle dans les porosités inter-torons
Principal paramètre régissant l'avancée du front de résine	1. La perméabilité 2. La capillarité	Perméabilité et capillarité Ex aequo

Tableau 2 : Comparaison entre procédé à volume fixe et à volume variable

Comme nous l'avons vu précédemment, si la modélisation des procédés à volume fixe peut être efficacement réalisée au moyen de codes commerciaux considérant le milieu poreux comme étant homogène à l'échelle de la discrétisation spatiale utilisée, celle des procédés à volume variable nécessite la bonne prise en compte des phénomènes couplés que sont la saturation et les effets capillaires.

L'analyse globale des paramètres et étapes nécessaires à la simulation (à l'échelle de la pièce) de l'avancée du front de résine dans une pièce composite est exposée dans le paragraphe 2.1.3 et ce pour les deux « sous-familles » de procédés.

2.1.1. Procédés à volume fixe

Dans ce paragraphe, nous décrirons brièvement le fonctionnement du procédé RTM (*Resin Transfer Moulding*), principal procédé à volume fixe de part son implantation industrielle. Les étapes nécessaires à l'obtention d'une pièce par ce type de procédé sont décrites ci-dessous :

1. Design et fabrication du moule
2. Découpe et éventuel préformage des renforts
3. Positionnement des renforts dans le moule
4. Injection de la résine dans le renfort fibreux
5. Réticulation de la résine
6. Démoulage de la pièce

Les principales étapes sont illustrées ci-dessous :

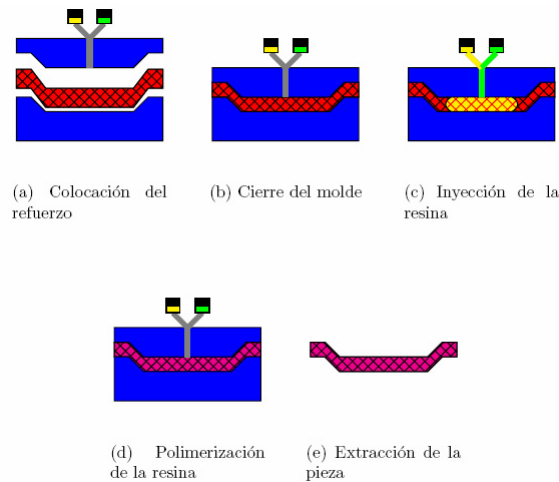


Figure 3 : Etapes du procédé RTM d'après [Torres 2004]

L'étape nous intéressant plus particulièrement est celle d'injection de la résine dans la préforme fibreuse. Dans le cas du procédé RTM, les deux parties du moule sont rigides et généralement dimensionnées de telle façon qu'il soit possible d'utiliser une pression d'injection de résine de l'ordre de 10 bars maximum (avec très peu de déformation du moule). Par ailleurs, un vide primaire est très souvent établi dans le moule d'injection (par l'évent ou les évents) et ce préalablement à l'injection de la résine afin de limiter les problématiques de zones sèches dans la pièce dues à l'emprisonnement de poches d'air (*cf* paragraphe 2.3.3.5).

Les pièces généralement réalisées par RTM sont de taille limitée (quelques mètres au maximum), elles peuvent être de grande complexité (géométrie, inserts métalliques, noyaux ...) et présentent deux faces parfaitement lisses, ce qui peut être un avantage pour certaines applications (nautisme, aménagements intérieurs ...). L'image suivante représente un moule RTM servant à fabriquer des arbres (en fait, des demi-arbres) de transmission d'hélicoptères :

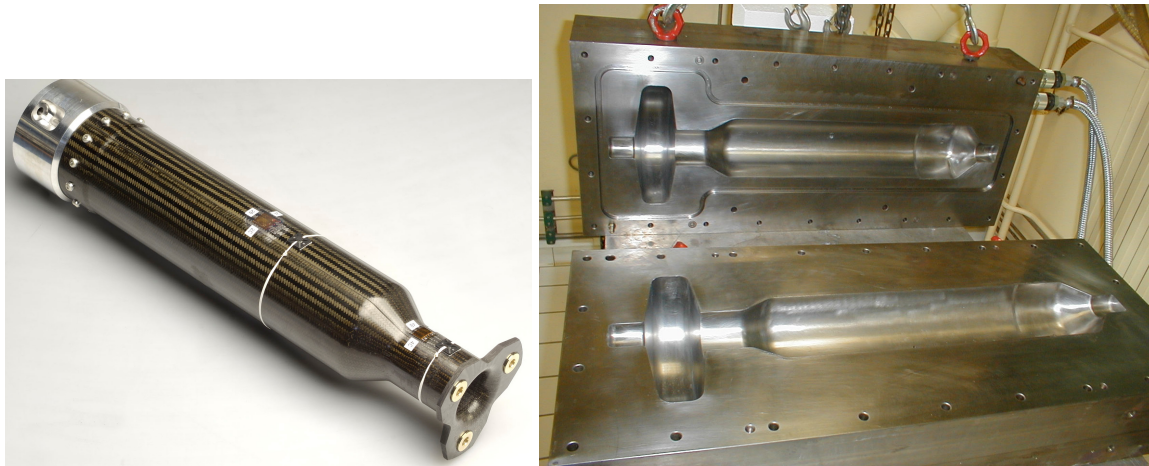


Figure 2.4 : Exemple de pièce composite produite par RTM ainsi que son moule

2.1.2. Procédés à volume variable

Le procédé d'infusion LRI (*Liquid Resin Infusion*) est en quelque sorte le pendant du RTM dans la sous-famille des procédés à volume variable. Les étapes permettant d'obtenir un matériau composite à l'aide de ce procédé sont similaires à celles décrites dans le cas du RTM et se décomposent comme suit :

1. Design et fabrication du moule
2. Découpe et éventuel préformage des renforts
3. Positionnement des renforts dans le moule
4. Mise en place des couches spécifiques à ce procédé (tissus drainant, d'arrachage, bâche à vide ...)
5. Infusion de la résine dans le renfort fibreux
6. Réticulation de la résine
7. Démoulage de la pièce

Ces étapes étant schématiquement identiques à celles suivies dans le cas du procédé RTM, nous ne les détaillerons pas. La figure ci-dessous illustre le fonctionnement de ce procédé et détaille les différentes couches utilisées lors de sa mise en œuvre :

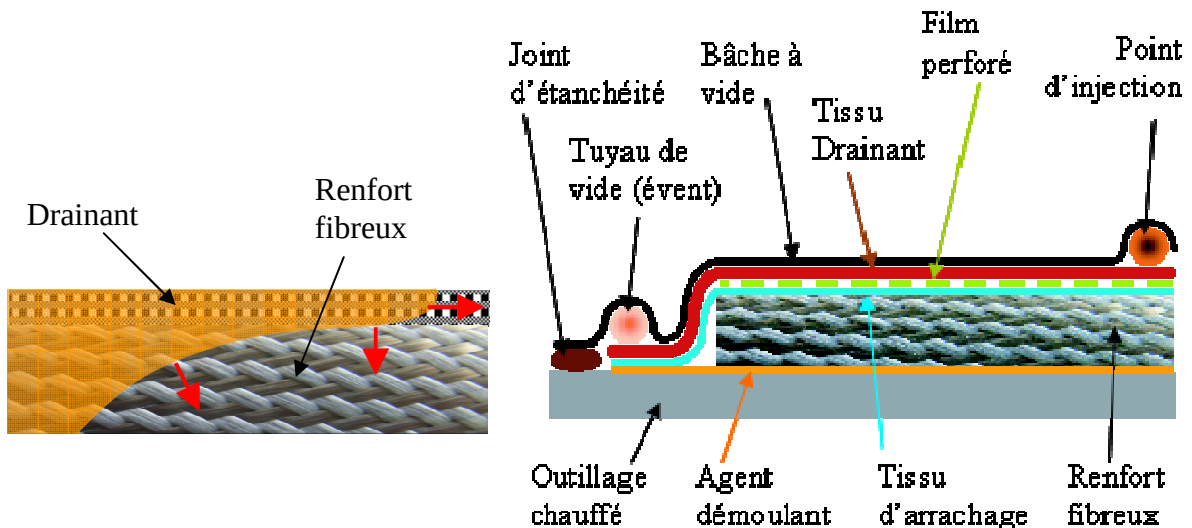


Figure 5 : Principe de fonctionnement de l'infusion et vue détaillée de couches spécifiques utilisées (vues en coupe transversale)

Comme illustré figure 5, l'écoulement longitudinal de la résine dans la pièce a majoritairement lieu dans le milieu drainant (milieu poreux de forte perméabilité relativement au renfort fibreux sous jacent) situé au dessus du renfort fibreux. L'imprégnation du renfort se fait alors transversalement (cf flèches rouges) depuis ce milieu drainant. Ainsi, la résine qui arrive dans le renfort n'a à parcourir que l'épaisseur de celui-ci pour parvenir à l'imprégner totalement (et ce en tout point de la pièce), au contraire du procédé RTM pour lequel la résine parvenue au bout de la pièce a traversé toute la longueur du moule dans le renfort. C'est pour cette raison qu'il est possible de réaliser des pièces à fort taux de fibre (et donc faible perméabilité) par ce procédé en des temps relativement courts, sachant que la différence de pression (force motrice du front avec la pression capillaire) entre point d'injection et évent est au maximum d'un bar.

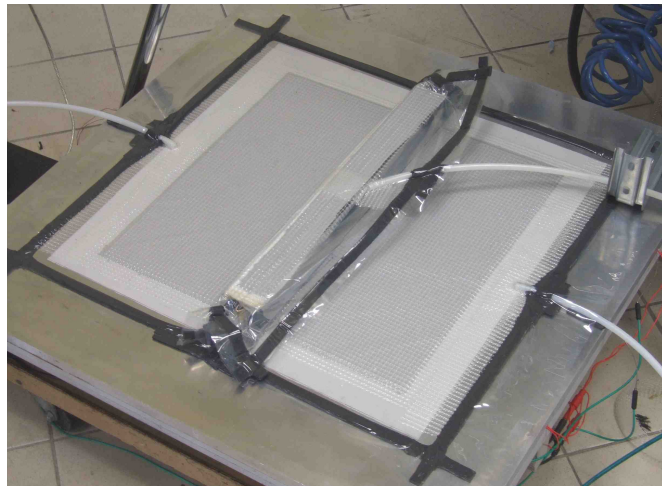


Figure 6 : Exemple de pièce composite réalisée par LRI (panneau raidis)

2.1.3. La simulation des procédés

L'objectif de ce paragraphe est d'introduire les notions, paramètres et problématiques rencontrés lors de la mise en place de la simulation d'un procédé de type LCM. En particulier, partant du besoin final des industriels, nous allons identifier les paramètres d'entrée et de sortie des différents outils utilisés pour y répondre.

Les industriels présentent généralement leur problématique sous un jour différent en fonction à la fois de leur secteur d'activité (aéronautique, spatial, nautisme, automobile...) mais aussi et surtout du type de pièce étudié. En effet, les industriels de l'automobile voudront, par exemple, en premier lieu s'assurer qu'ils seront capables de respecter à la fois les cadences de production de l'automobile grand public mais également l'état de surface d'une pièce (carrosserie). L'industriel de l'aéronautique cherchera de son côté un taux de défaut (porosités ...) très faible, un respect dimensionnel contraignant mais également des pièces géométriquement complexes présentant de forts taux de fibre. Le chantier naval aura quant à lui des critères stricts en ce qui concerne la prise d'humidité et les problèmes d'osmose inverse ou encore la contrainte de pouvoir fabriquer des pièces de grandes dimensions présentant deux faces « lisses ». Au delà de ces différences, tous poursuivent le même objectif : produire des pièces saines à moindre cout et avec un temps de cycle court, si possible.

Parmi ces critères, deux peuvent être étudiés par le biais de simulations à l'échelle de la pièce : la santé matière et le temps de cycle, la problématique du cout faisant intervenir bien d'autres aspects en ligne de compte. En effet, le temps de cycle dépend directement (mais pas uniquement : découpe, préformage, mise en place, cuisson, démoulage ...) du temps d'injection de même que la santé matière est très fortement dépendante des porosités et autres zones sèches susceptible d'être générées lors de l'étape d'injection de la résine (mais également de la thermocinétique pour la réticulation/dégradation et de la thermomécanique pour les contraintes résiduelles).

Aussi, la simulation de cette étape d'injection est-elle indispensable à l'évaluation de ces deux paramètres : temps d'injection et santé matière du composite. La figure 7 ci-dessous décrit les différents outils et paramètres nécessaires à la réalisation d'une simulation d'injection :

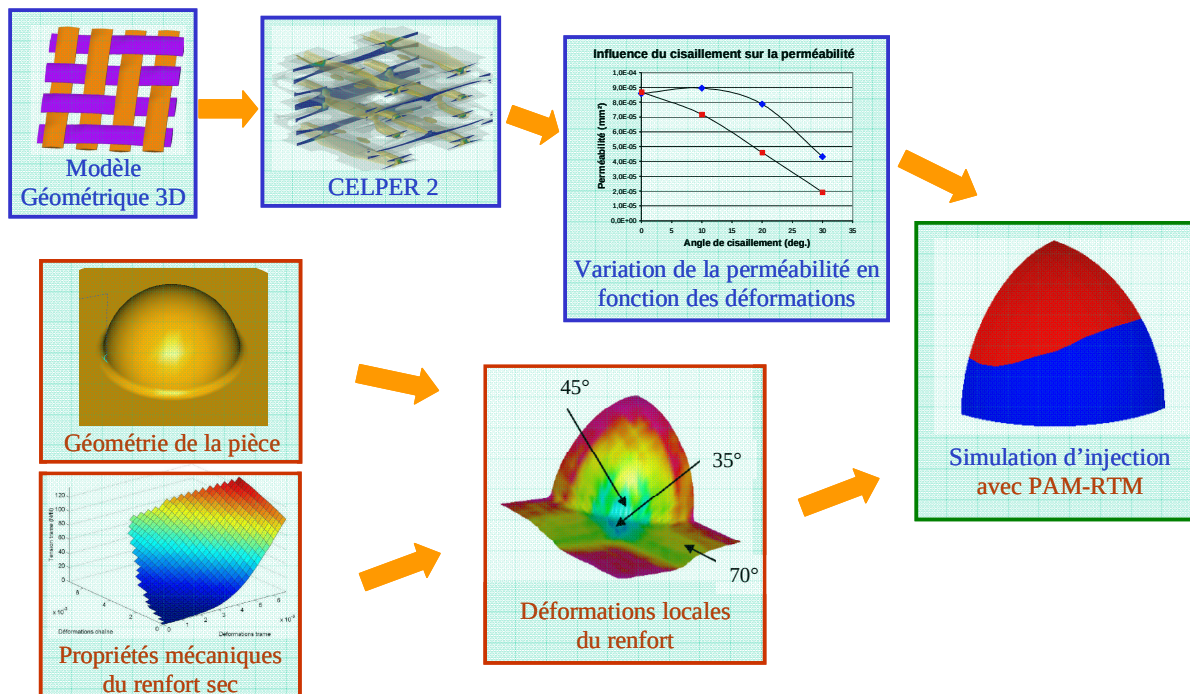


Figure 7 : Schéma des différents outils et paramètres nécessaires à la bonne réalisation d'une simulation macroscopique du procédé LCM

Deux branches distinctes 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

Le tableau ci-dessous décrit plus en détail les étapes nécessaires à la réalisation d'une simulation de mise en œuvre d'une pièce composite par un procédé LCM. Rappelons toutefois que ce travail est focalisé sur la partie fluide et que les autres parties (mécanique des renforts secs ...) ont été traitées par le biais de collaborations avec des équipes françaises (Ph. Boisse et P. Badel, LAMCOS, INSA de Lyon ainsi que G. Hivet, PRISME, Polytech'Orléans) et internationales (en particulier S.V. Lomov, MTM, KUL, Belgique). Des précisions sont par ailleurs données tout au long de ce manuscrit lorsque les travaux présentés ont nécessité l'utilisation du travail ou résultats de tierces personnes (modèles géométriques 3D en particulier).

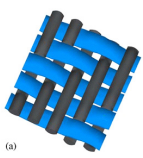
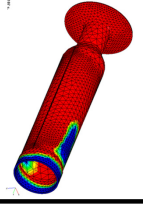
	Mécanique du renfort sec	Modélisation 3D du VER	Perméabilité du renfort
Micro 	Comportement mécanique des torons	Détermination des paramètres géométriques	Perméabilité intra-torons
Méso 	Loi de comportement en compression, cisaillement, traction bi-axial et flexion	VER non déformé VER déformé (cisaillement, compression → EF)	Perméabilité du VER Influence des déformations sur la perméabilité
Macro 	Simulation de préformage	Carte des déformations	Tenseur de perméabilité pour chaque élément
	Géométrie de la pièce	Simulation macroscopique (PAM-RTM)	

Tableau 3 : Détail des étapes nécessaires à la réalisation d'une simulation LCM

Nous allons maintenant brièvement décrire les éléments du tableau ci-dessus dans lequel apparaît une colonne dévolue à la modélisation géométrique des renforts ainsi qu'à la simulation de leurs déformations :

La partie « Mécanique du renfort sec » a comme objectif final la simulation du préformage du renfort fibreux selon la géométrie finale de la pièce. Deux grandes voies peuvent être identifiées pour parvenir à cet objectif : une voie expérimentale et une voie numérique. Ces deux voies sont toutefois généralement utilisées en parallèle, l'une se nourrissant de l'autre. En particulier, les lois de comportement des renforts secs peuvent être déterminées de trois manière différentes : expérimentalement [Harrison 2004] [Launay 2008],

à l'aide de modèles analytiques [Hivet 2003] / semi-analytiques ou alors au moyen de simulation éléments finis sur le VER du milieu fibreux (simulation de cisaillement, compression, traction bi axiale ...) [Boisse 2005][Badel 2007]. L'échelle microscopique (le toron) peut servir à nourrir ces simulations ainsi que les modèles en termes de comportement mécanique du toron (en particulier la compression transversale). Le chapitre 2.4 présente un bref état de l'art dans ce domaine.

Ensuite, les aspects « **Perméabilité du renfort** » doivent permettre d'assigner un tenseur de perméabilité en chaque point de la pièce en fonction des déformations locales du renfort fibreux. L'échelle micro permet de déterminer la perméabilité intra-toron en fonction du taux de fibre dans ceux-ci [Gebart 1992][Berdichevski 1993]. De même que pour la mécanique, la perméabilité peut bien entendu être déterminée expérimentalement (*cf* chapitre 3) ou numériquement (*cf* chapitre 4). Dans le cas numérique, la fourniture du VER (non déformé et déformé) permet, par homogénéisation (ou au moyen de modèles analytiques ou semi analytiques), la détermination du tenseur de perméabilité.

Enfin, la partie « **Modélisation 3D du VER** » est, comme nous l'avons vu, au service des deux autres parties et permet ainsi de calculer les propriétés homogénéisées du milieu considéré. En fait, en ce qui concerne les propriétés mécaniques du renfort sec, la simulation de traction bi axiale, compression et cisaillement, permettant d'obtenir la géométrie déformée du VER, peut également fournir la loi de comportement associée (chapitre 2.4).

Par ailleurs, la géométrie de la pièce à réaliser est également une donnée d'entrée du problème aussi bien pour la simulation du préformage que pour la simulation d'écoulement. Pour finir, au moyen de la carte des déformations (comportant de nombreuses indications telles que l'angle de cisaillement, la fraction volumique de fibre ...), utilisée pour déterminer le tenseur de perméabilité dans tous les éléments du maillage, il est ainsi possible de réaliser une simulation d'injection macroscopique prenant en compte aussi fidèlement que possible les déformations du renfort fibreux. Néanmoins, il arrive bien souvent que les variations de perméabilité induites par les déformations locales du renfort n'aient qu'une importance secondaire face à des phénomènes tels que la pression capillaire ou encore les écoulements préférentiels.

2.2. Les composants élémentaires du composite

Comme nous l'avons vu précédemment, les matériaux composites sont constitués de deux phases distinctes : le renfort et la matrice. L'idée sous-jacente au composite est d'obtenir, par leur combinaison, des propriétés que ses constituants seuls ne présentent pas. Par ailleurs, les matériaux composites ont cela de particulier que leurs propriétés finales ne sont connues qu'après fabrication de la structure ou pièce envisagée puisque structure et matériau voient le jour lors du procédé de fabrication. Cet avantage se paye en termes de conception de pièce puisqu'il s'agit de définir à la fois la géométrie de la pièce, le matériau utilisé ainsi que sa structure interne (organisation à l'échelle méso et microscopique entre les fibres et la matrice). La matrice remplit deux rôles principaux : la protection contre les agressions environnementales du renfort ainsi que la transmission des efforts au renfort, qui pour sa part, assure l'essentiel des propriétés mécaniques. Les matériaux composites sont omniprésents dans notre environnement, qu'ils soient d'origine naturelle (le principal est le bois) ou issus de l'activité humaine (béton et béton armé, placoplâtre, contreplaqué, ...). Dans ce travail de thèse, nous nous intéressons aux composites à matrice organique (CMO) et plus particulièrement à ceux dont le renfort est constitué de fibres longues.

Les composites sont des matériaux hétérogènes et généralement anisotropes. Cette anisotropie doit être mise à profit par les bureaux d'étude pour optimiser les propriétés du matériau localement en fonction des cas de chargement envisagés. L'aspect hétérogène s'exprime aux différentes échelles : matrice (réseaux tridimensionnel de macromolécules organiques pour les CMO à base de matrices therm durcissables), fibre (elle-même constituée de fibrilles), interface fibre-matrice, torons, tissage, tricotage ou coutures, assemblage de plis... Ces hétérogénéités représentent des opportunités d'optimisation (gestion des interfaces fibres-matrices dans les composites CMC) mais sont également une source de complexité lorsqu'il s'agit de modéliser leur comportement macroscopique.

2.2.1. La matrice

Les matrices organiques utilisées dans les CMO peuvent être catégorisées en deux familles : les therm durcissables et les thermoplastiques. Les problèmes de compatibilité avec les procédés LCM basse pression (max ~10bars) réduisent considérablement la gamme des thermoplastiques utilisables dans ce cadre alors que les therm durcissables sont pour la plupart bien adaptés à ces procédés et ce pour des raisons de viscosité. Néanmoins, les excellentes propriétés de certains thermoplastiques comme leur ténacité (comparativement aux therm durcissables intrinsèquement fragiles), suscitent chez les industriels à la recherche de composites hautes performances un intérêt certain, générant ainsi nombre d'étude sur la faisabilité d'une mise en œuvre des thermoplastiques par LCM.

Les thermoplastiques aujourd'hui envisagés pour une mise en œuvre par LCM sont de deux types :

- Les précurseurs de polyamides (PA 6, 12 ...)
- Les précurseurs cycliques (CBT ...)

Ces polymères présentent généralement des viscosités inférieures aux therm durcissables et ne deviennent véritablement des thermoplastiques qu'après réaction (avec un activateur et un catalyseur) et formation de chaînes longues enchevêtrées à partir de des monomères de base. Des travaux existent [Van Rijswijk 2007] sur la mise en œuvre de thermoplastiques hautes performances (PEEK, PEK, PPS ...) par des voies similaires de manière à réduire à la fois la viscosité et la température de mise en œuvre de ces polymères. Néanmoins, ces développements ne sont pas encore au même niveau de maturité que ceux concernant les deux types de thermoplastiques mentionnés auparavant.

Une grande majorité des composites therm durcissables produits par LCM le sont avec une matrice polyester ou époxy. Néanmoins, d'autres matrices therm durcissables existent en fonction de l'application et des contraintes spécifiques associées :

- Polyester et Vinyl ester
- Epoxy (très bonnes propriétés mécaniques, collage ...)
- Phénoliques (fort taux de coke pour applications ablatives)
- BMI, Cyanate Ester, Polyimides (résines pour applications structurelles moyennes et « hautes températures ») ...

Matériau	Viscosité (Pa.s)	Matériau	Viscosité (Pa.s)
Eau (99°C)	$2.8 \cdot 10^{-4}$	Thermodure avant cuisson (20°C)	1 à 100
Eau (20°C)	$1 \cdot 10^{-3}$	Miel (20°C)	10
Mercure (20°C)	$1.6 \cdot 10^{-3}$	Ketchup (20°C)	50
Précurseur de PA 12 (200°C)	$7 \cdot 10^{-3}$	Thermoplastique fondu	10^2 à 10^7
Glycol (20°C)	$2 \cdot 10^{-2}$	PA 12 fondu (200°C)	$5 \cdot 10^4$
Huile d'olive (20°C)	$8.4 \cdot 10^{-2}$	Poix (20°C)	$3 \cdot 10^7$
Glycérine (20°C)	1.5	Verre (20°C)	10^{21}

Tableau 4 : Viscosité de matériau de la vie de tous les jours et des polymères (d'après [Birley 1991])

Il est généralement admis que la viscosité de la matrice doit être inférieure à 500 mPa.s pour que la mise en œuvre de celle-ci dans un renfort fibreux présentant un fort taux de fibre soit envisageable. Cette valeur dépend bien entendu du type de procédé LCM envisagé. En effet, comme nous l'avons vu, les procédés à volume fixe permettent d'utiliser des pressions d'injection importantes alors que ceux à volume variable ne le permettent généralement pas (sauf en cas d'utilisation de vessies de contre pression ou d'introduction du dispositif dans une autoclave).

2.2.2. Le renfort

Un renfort fibreux est composé d'un enchevêtrement de structures discrètes qui peuvent être des fibres ou des mèches, elles-mêmes constituées d'un nombre très variable de ces premières (jusqu'à plusieurs milliers). Ainsi, la géométrie du renfort est étroitement liée à celle des structures suscitées, mais aussi et surtout, aux paramètres régissant leur enchevêtrement [Hivet 2003]. Dans le cas des renforts tissés, par exemple, on se réfère à l'« armure » du tissu pour décrire le mode d'entrecroisement des fils de chaîne et de trame (cf Figure 10).

Dans cette étude, nous nous intéressons exclusivement aux textiles dits « à usage techniques » (ou TuT). Ces derniers se distinguent des textiles traditionnels par le soin apporté à choisir leurs constituants, géométrie, paramètres de fabrication et éventuels post-traitements. Ils bénéficient alors de caractéristiques physiques et mécaniques adaptées aux utilisations spécifiques généralement rencontrées dans les domaines de recherche où se positionne l'ONERA.

2.2.2.1. De la Fibre à la Mèche

Une fibre textile, de part sa géométrie particulière (fortement orientée selon une direction), peut être considérée comme un solide comportant une dimension privilégiée. On parle également de solide à une dimension. Les fibres, (de même que les matériaux composites), ne sont pas l'apanage du développement technologique humain : en effet, l'on trouve dans la nature quantité de fibres (végétales, musculaires, ...) dont nous nous sommes par ailleurs largement inspirés.

Géométriquement, une fibre peut se définir par sa section transversale moyenne ainsi que sa longueur totale. Si le diamètre de la première varie généralement entre 1 et 30µm, la longueur totale quant à elle peut aller du centimètre jusqu'à plusieurs kilomètres pour les fibres produites par extrusion-filage par exemple.

Les fibres généralement utilisées lors de la mise en œuvre de matériaux composites à matrice organique peuvent être classifiées en deux grandes familles : les fibres naturelles (lin, chanvre, coton ...) et les synthétiques (verre, carbone, aramide ...). Dans le cadre de l'étude de textiles dits à usage techniques (TuT), nous laisserons de côté les fibres naturelles qui présentent cependant de grandes qualités, pour nous concentrer sur les matériaux synthétiques couramment utilisés dans le secteur des industries des transports.

2.2.2.1.1. Les différentes fibres

Il existe deux filières d'élaboration des fibres de carbone. La première utilise des fibres acryliques (en fait le précurseur est le « bien connu » PAN : PolyAcryloNitrile) auxquelles l'on fait subir une succession de traitements chimiques (oxydation) et thermiques (carbonisation, graphitisation) permettant, outre l'obtention des fibres elles-mêmes, d'obtenir les propriétés mécaniques adéquates. La seconde, plus rapide et de meilleur rendement, donc plus rentable, utilise un résidu du pétrole ou de la houille, le brai, qui est chauffé jusqu'à obtenir une mésophase (vers 400°C) laquelle est filée, oxydée, carbonisée et pour finir graphitée.

Les fibres de verre sont obtenues par fusion à environ 1500°C des matières premières requises traditionnellement pour la fabrication du verre. Plusieurs qualités de verre, obtenues en modifiant légèrement la composition du mélange, sont disponibles en fonction des caractéristiques mécaniques ou physiques recherchées (diélectrique, résistance à la corrosion, haut module ...).

Les fibres polyamides appartiennent aux fibres synthétiques classiques. Le polymère constituant les fibres est obtenu par (poly)condensation d'un ou plusieurs monomères (ces derniers pouvant également résulter d'une (poly)condensation). L'on obtient alors un polymère, macromolécule linéaire, caractérisé par sa masse moléculaire (longueur de chaîne) ainsi que son organisation moléculaire (état cristallin) qu'il reste à extruder et traiter avant de pouvoir être utilisé [Buet 1998].

Préalablement à leur utilisation dans un assemblage tel qu'une mèche ou, par extension, un renfort, les fibres doivent subir un traitement dit « d'ensimage ». Etroitement relié à la nature des fibres (mais aussi à celle de la matrice que l'on compte utiliser), ce traitement consiste en un « revêtement chimique » dont les fonctions peuvent être multiples [Dumont 2003] :

- Etablir la cohésion entre filaments (pour faciliter le tissage, une fois assemblés en mèches)
- Les protéger de l'abrasion
- Eviter l'apparition de charges électrostatiques
- Améliorer la mouillabilité ainsi que la compatibilité chimique avec la résine afin de renforcer la liaison renfort/matrice.

2.2.2.1.2. Les mèches

Par définition, une mèche est un assemblage de fibres plus ou moins cohérentes entre elles suivant leur mode de fabrication. Différents types de mèches existent suivant le type et la manière dont les fibres impliquées dans leur fabrication sont arrangées. On parle par exemple de mèches à fibre :

- Unique (a)
- Juxtaposées (b)
- Courtes entrelacées (c)
- Torsadées (d,e,f,g)
- Torsadées avec un comportement différent (h)

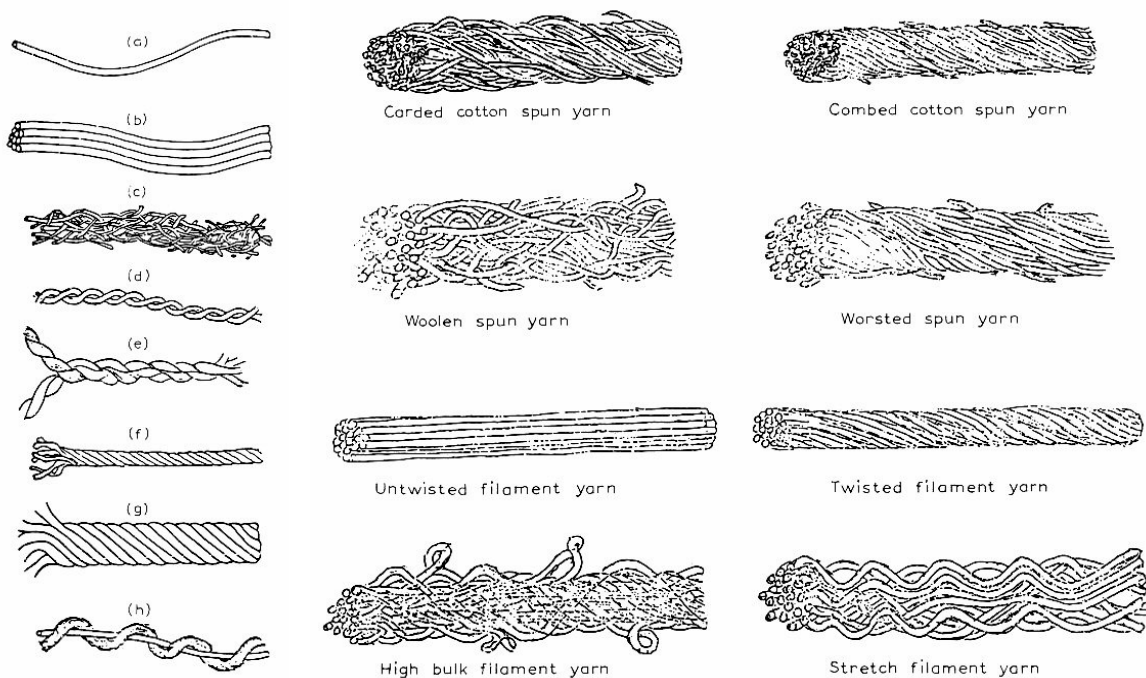


Figure 8 : Exemples de constitutions de mèches de renforts tissés [Scardino 1989]

Le comportement d'une mèche dépend d'une part de son mode de fabrication (cf Figure 8) et d'autre part de sa composition (matériau). De plus, les propriétés observées sur une mèche seule seront dégradées par les différentes étapes technologiques nécessaires au passage d'une mèche à un renfort puis d'un renfort à une pièce donnée (cf Figure 9 pour les différents types de renforts). En effet, il n'est pas rare de voir le module et la résistance à la rupture de mèches dites « haute résistance » diminuer de moitié une fois mises en œuvre au sein d'un matériau [Scardino 1989]. Ainsi, pour obtenir le meilleur transfert de performance « fiber to yarn » et « yarn to fabric », il est nécessaire de prendre le plus grand soin des fibres, mèches et renforts ainsi que de développer des outils de mise en œuvre spécifiques.

2.2.2.2. Structure et Comportement des Renforts

Les renforts fibreux peuvent être conçus de manière à s'accommoder des contraintes de déformabilité, ou au contraire de stabilité dimensionnelle, requises lors de la production de pièces composites. Parmi ces contraintes se dégagent trois grandes classes :

- Stabilité dimensionnelle (principalement lors la production de pièces planes)
- Conformabilité réduite (dans le cas des pièces faiblement courbées, par exemple)
- Haute déformabilité (emboutissage, pièces complexes formée par pressage, ...)

Les types de renforts pouvant s'accommoder de telles contraintes sont : les renforts tissés, les tresses, les tricots et les non-tissés (cf Figure 9).

TABLE 7
Comparison of basic fabric structures

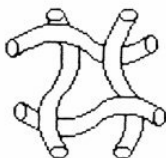
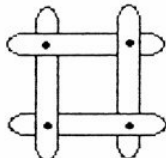
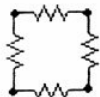
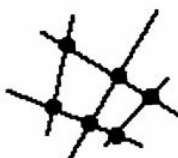
	Woven	Knitted	Braided	Nonwoven
Composition	yarn	yarn	yarn	fiber
Formation	interlace	interloop	intertwine	bond
Geometry				
Cell model				
Cell link				
Orientation	orthogonal	oblique	trellis	random
Length	short	long	short	very short
Continuity	continuous	discontinuous	continuous	either
Mobility	limited	tremendous	limited	very slight
Entanglement	flexible	mobile	flexible	rigid

Figure 9 : Comparaison des structures de renforts [Scardino 1989]

2.2.2.2.1. Structures des renforts

Les tissus sont réalisés sur des métiers à tisser par entrelacement de fils dans deux (bi axiale) ou plusieurs (multi axiale) directions. Dans le cas des tissus bi axiaux deux fils sont entrelacés à 90°. On appelle chaîne le fil placé dans le sens de la longueur du tissu, et trame celui entraîné transversalement par la navette pour former le motif du tissage. Le mode d'entrecroisement de ces fils est appelé armure. Au sein de la famille des tissus bi axiaux, il est possible de distinguer (cf Figure 10) :

- La toile ou taffetas est le renfort tissé le plus simple : 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 ramure est à la fois souple et dense.
- Dans le satin de n , chaque fil de trame flotte au dessus de $(n-1)$ fils de chaîne ; les points de liage ne sont pas consécutifs. Ces tissus sont très souples, plats et déformables [Hivet 2003].

Quelques uns des inconvénients liés aux renforts tissés sont leur anisotropie, conformabilité limitée, mauvaise résistance au cisaillement plan ainsi que transfert de performance « *fiber to fabric* » en tension relativement réduit à cause des ondulations de chaîne et de trame. Cependant, certains types de tissages haut module peuvent être mis en œuvre pour limiter cet effet de diminution des performances en traction. De même, certains tissages relativement épais (2.5 et 3D cf Figure 10) permettent de limiter les ondulations des mèches tout en conservant une densité volumique de fibres importante. Enfin, le tissage triaxial, par exemple, diminue l'anisotropie des renforts, augmente leur résistance au cisaillement plan et leur confère une conformabilité plus uniforme. Néanmoins, aucun renfort tissé n'offre une déformabilité suffisante pour pouvoir être utilisé en « estampage profond » (*deep-draw molding*).

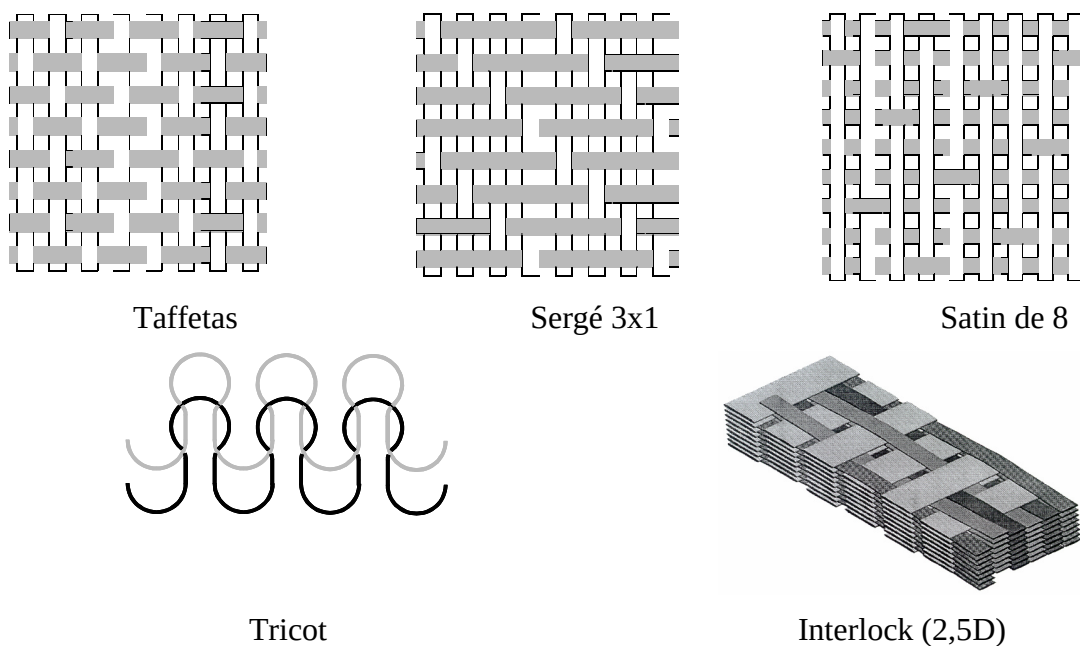


Figure 10 : Principaux types d'assemblages de mèches pour les renforts « surfaciques » (d'après [Dumont 2003])

Les interloks, tissés 2,5D ou 3D peuvent être déclinés en trois grandes familles : les orthogonaux, les couche-à-couche et couche-couche ainsi que « angle interlock 3D ». La figure 11 ci-dessous illustre brièvement ces trois familles d'interlocks.

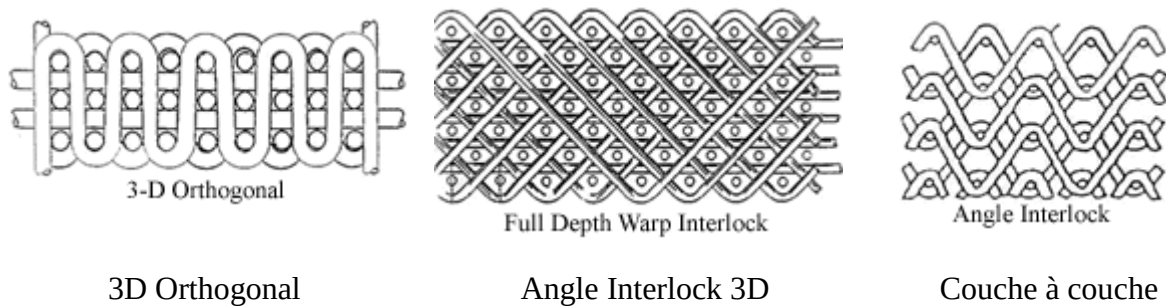


Figure 11 : Les grandes familles d'interlocks

Les tresses peuvent offrir une grande conformabilité ou au contraire une grande stabilité structurelle (au niveau du renfort sec) selon ses paramètres de fabrication. Elles sont disponibles dans une grande variété de formes (profils circulaires, rectangulaires, tresses plates, cubes ...) et peuvent également être tressées à même la pièce (en fait sur un mandrin), permettant ainsi de suivre des géométries complexes. Toutefois, les systèmes de tressage in-situ sont sévèrement limités au niveau des dimensions des pièces qu'ils peuvent traiter. Pour finir, l'utilisation de tresses 3D est freinée par des problèmes de temps de production et longueur de renforts.

Les tricots (cf Figure 10) sont formés par bouclage d'un ou plusieurs fils et offrent de plus grandes possibilités de motifs que le tissage. Leur principale caractéristique est leur très grande déformabilité. Des renforts mixtes, à base de tricots auxquels l'on ajoute des fils de chaîne et/ou de trame permettent de combiner, dans une certaine mesure, les avantages des deux types de renforts. Leurs inconvénients principaux sont leur épaisseur (de 3 à 5 diamètres de mèche pour un pli) et, pour l'industrie aéronautique, leur caractéristiques mécaniques moindres à poids égal comparativement aux unidirectionnels cousus ou tissés bi axiaux.

Les renforts non-tissés utilisables (de part leur propriétés) dans des composites « avancés » sont de différents types :

- Les mats, nappes de filaments discontinus ou de fils de base, maintenus ensemble par un liant soluble, sont des matériaux déformables, peu coûteux et quasi isotropes dans leur plan étant donné que les fils sont disposés sans orientation préférentielle. De plus, ils permettent d'atteindre de relativement hautes fractions volumiques de fibre dans le matériau composite final.
- Les renforts cousus, constitués de couches successives d'unidirectionnels (aussi appelés NCF comme *Non Crimp Fabrics* ou Non-Tissés en Français), permettent de contrôler indépendamment la densité mais également l'orientation des mèches dans les deux directions du plan, selon l'épaisseur et dans chacun des plis.

Nous avons vu que les formes et types de renforts existants sont très variés. Dans le cadre de ce travail, nous nous intéressons plus particulièrement aux renforts tissés mis en œuvre par procédé LCM. Il est possible de construire des tissus mixtes en n'utilisant pas le même matériau pour les fils de chaîne et de trame, ou hybrides en employant des fils de natures différentes dans une même direction. Un tissu est dit équilibré lorsque les fils de chaîne et de trame sont identiques ou très semblables, et que le motif du tissage est symétrique.

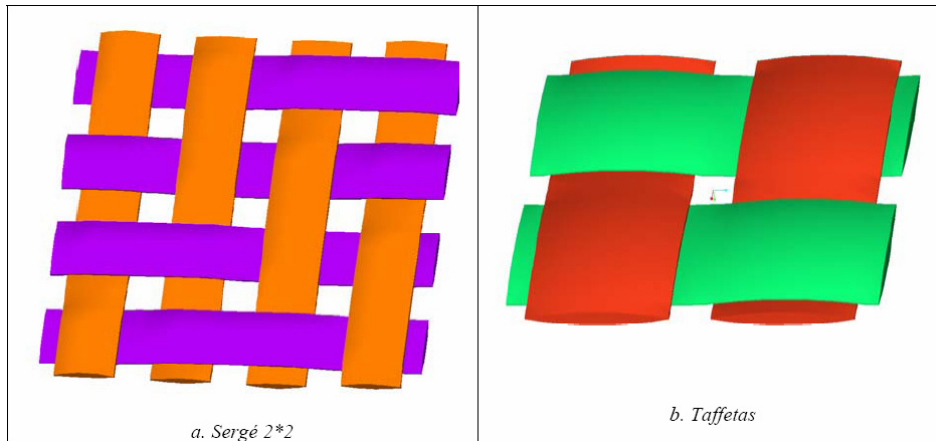


Figure 12 : Exemple de maille élémentaire de renforts [Hivet 2003]

Tous les renforts tissés sont des milieux macroscopiquement périodiques : en effet, ils sont constitués de la répétition d'un motif ou maille élémentaire, permettant de reconstruire le tissu complet par périodicité selon les directions de chaîne et de trame (*cf* Figure 12). Le paragraphe 4.2 décrit les modèles géométriques 3D utilisés dans ce travail de thèse et le paragraphe 2.6 les étapes permettant d'obtenir une carte de déformation (drapage ou préformage) du renfort sur la pièce considérée.

2.3. Physique des écoulements dans les milieux fibreux

La physique intervenant dans l'étude des écoulements dans les milieux fibreux est très proche de celle rencontrée en géologie dans l'étude des sols (et des milieux granulaires en général) ou encore dans le domaine des membranes de filtration. La géophysique en particulier a apporté une contribution particulièrement remarquable à l'étude des écoulements dans les milieux poreux [Bear 1972][Scheidegger,1960][Adler 1992] ainsi qu'au développement des méthodes de mesure expérimentales utilisées aujourd'hui dans le domaine des composites.

L'objectif de cette section est d'identifier les différents phénomènes intervenant lors d'un écoulement dans un milieu poreux, en partant de la description du milieu poreux en général et du renfort fibreux en particulier pour ensuite définir les équations de transport utilisables aux différentes échelles et dans les différentes configurations et enfin détailler les mécanismes générateurs de défauts ainsi que les phénomènes physiques sous-jacents.

2.3.1. Le milieu poreux

2.3.1.1. Définition

Partant de l'étymologie de « pore » : Du latin *porus* « conduit, passage », emprunté au grec ancien *πόρος* « passage, voie de communication. », les définitions du nom masculin « pore » en diffèrent quelque peu. En effet, si les pores sont des « interstices » ou très petites cavités au sein d'un corps, à ce stade, aucune information n'existe sur leur géométrie (sphérique, cylindrique ...) ou arrangement spatial (interconnectés, ouverts sur l'extérieur ...). L'adjectif « poreux » : *qui contient des pores*, ne précise pas non plus ces aspects, aussi, nous retrouvons nous avec un milieu poreux, donc un milieu contenant des pores !

Par ailleurs, la porosité, pouvant être définie comme « le rapport du volume des pores contenu dans un corps sur le volume total de ce corps » est souvent accompagnée de qualificatifs, tels que « microscopiques », « inter particulaire », « superficielle » ... permettant d'y adjoindre quelques informations supplémentaires.

Ainsi, il est possible de définir un milieu poreux comme suit (d'après [Bear 1972]) :

- Un matériau constitué de matière hétérogène ou multiphasique dont au moins une des phases n'est pas solide. La phase solide est généralement désignée comme étant la « matrice » alors que dans notre cas, c'est le renfort fibreux qui remplira ce rôle.
- La phase solide est généralement distribuée dans le milieu poreux de telle manière qu'elle forme un réseau de pores (ce qui implique que si l'on considère un échantillon de matière *suffisamment grand* autour d'un point, celui-ci sera toujours constitué de ces deux phases) dont la taille caractéristique peut grandement varier (*cf* paragraphe sur les milieux à plusieurs échelles de porosités).
- L'espace poral formé par les pores interconnectés est souvent défini comme la porosité effective, contrairement aux pores non interconnectés ainsi qu'aux pores aveugles (*cf* Figure 13) qui, ne participant pas au transport de fluide (tels les bras morts d'une rivière), peuvent être considérés, de ce point de vue, comme faisant partie de la « matrice ».

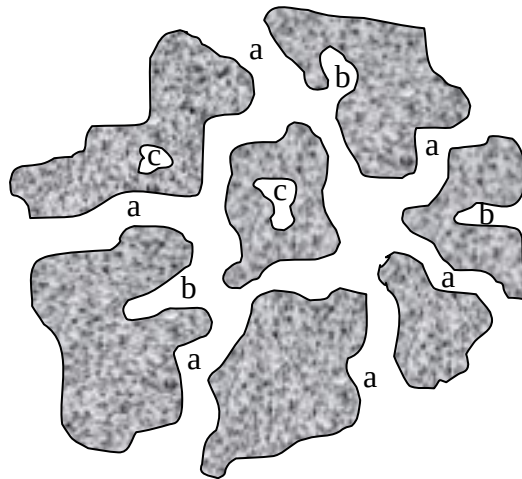


Figure 13 : Illustration des différents types de pores : Connecté (a), Aveugle (b), Non connectés ou fermés (c)

Par ailleurs, nous allons voir que la taille des pores, leur répartition spatiale de même que le couple matrice-fibre (tension de surface et effets capillaires) sont des paramètres de première importance lors de l'étude du régime insaturé caractéristique de la progression d'un front de fluide dans un renfort fibreux sec.

2.3.1.2. Description géométrique des milieux poreux

Les propriétés de transport (de fluides) dans les milieux poreux sont intimement liées à la complexité géométrique de la structure de l'espace poral. Cette structure complexe est caractérisée par des propriétés géométriques liées à la forme (morphologiques) et à la connexion (topologiques) entre les pores. Ces milieux sont classiquement caractérisés selon trois principales grandeurs géométriques que sont :

- La porosité (telle que définie préalablement)
- La surface interne spécifique de l'espace poral
- La tortuosité

La porosité, en toute généralité, représente le rapport entre le volume total des pores dans le matériau et le volume total de celui-ci, pores compris. La porosité dite « effective », qui contribue au phénomène de transport étudié, peut être définie comme le rapport du volume des pores « effectifs » (cf Figure 13) sur le volume total du matériau considéré. D'autres manières de définir la porosité peuvent être utilisées comme la méthode basée sur les moments statistiques d'une distribution aléatoire de l'espace [Matheron 1967]. Par ailleurs, nous avons vu que la connectivité (topologie) de l'espace poral joue un rôle prépondérant dans les phénomènes étudiés, mais dans le cas particulier des renforts fibreux, cette topologie est quelque peu simplifiée en cela qu'il n'existe alors pas de pores aveugles ou non interconnectés à l'espace poral. Tous les pores sont alors « effectifs ».

La surface interne spécifique, est définie comme le rapport entre surface interne (surfaces de contact entre les pores et la « matrice ») du milieu poreux et le volume total du matériau. Elle a la dimension de l'inverse d'une longueur.

La porosité du milieu ne donne pas d'information sur la géométrie du réseau de pores. Aussi, Carman [Carman 1937] a-t-il défini un paramètre intrinsèque qui rend partiellement compte de la complexité de l'espace poral. Ce paramètre est la tortuosité, τ , nombre sans dimension, défini comme le carré du rapport de la longueur moyenne (L_e) d'une trajectoire de particule fluide d'un côté à l'autre du milieu poreux sur la taille de ce milieu, L (mesurée comme étant la plus courte distance le long de la direction d'écoulement macroscopique) ;

$$\tau = \left(\frac{L_e}{L} \right)^2 \quad (1)$$

Dans le cas d'un milieu poreux constitué d'un réseau de capillaires (cf Figure 14 ci-dessous), L_e est égal à L_{cap} , la longueur du capillaire et L est alors la dimension macroscopique du milieu considéré.

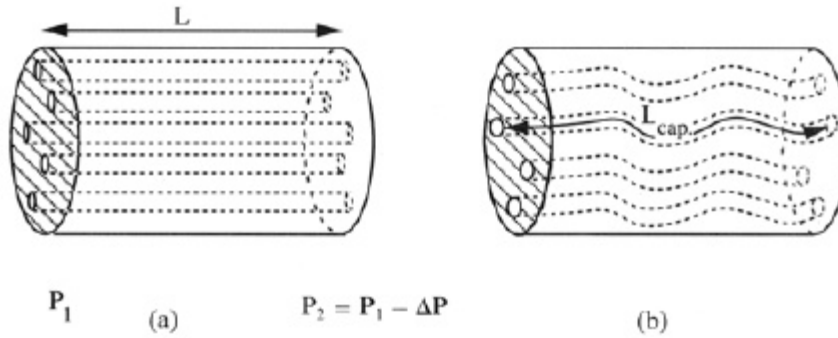


Figure 14 : Milieu poreux modélisé par un réseau de tubes capillaires où la longueur L_{cap} permet de dériver la tortuosité (d'après [Guyon 1991])

Pour aller plus loin et utiliser les notions décrites précédemment dans le cas d'une pièce composite de grande dimension (échelle macroscopique) par rapport aux dimensions des pores (échelle microscopique), il est nécessaire de définir (entre autres) une porosité en chaque point du domaine considéré. Cependant, étant donné la complexité (géométrique, tout du moins) de certain milieu poreux, une description détaillée de leur espace poral tridimensionnel n'est pas envisageable, en tout cas de manière systématique.

[Scheidegger 1960] a proposé une approche permettant de définir une *taille de pore* de la manière suivante : le diamètre d'un pore, δ , en un point du domaine considéré est égal au diamètre de la plus grande sphère, entièrement contenue dans l'espace poral, contenant ce point. A chaque point du domaine peut ainsi être associé un diamètre de pore de façon

rigoureuse et la notion de « distribution de taille de pore » est alors dérivée en introduisant la fonction de densité de taille de pore, $\theta(\delta)$, définie comme la fraction de l'espace poral dont le diamètre de pore est compris entre δ et $\delta+d\delta$. Cette distribution est normalisée par la relation :

$$\int_0^{\infty} \theta(\delta) d\delta = 1 \quad (2)$$

Néanmoins, pour des raisons pratiques, il est judicieux de définir une distribution cumulée, $\Theta(\delta)$, définie par l'équation ci-dessous et qui représente la fraction du volume de pores dont le diamètre est supérieur à δ :

$$\Theta(\delta) = \int_{\delta}^{\infty} \theta(\delta) d\delta \text{ avec } \Theta(0) = 1 \quad (3)$$

2.3.1.3. Porosité des milieux fibreux

Après ces définitions très générales sur les propriétés géométriques des milieux poreux, il est intéressant de se pencher de plus près sur le milieu poreux particulier auquel nous nous intéressons, à savoir le renfort fibreux. Nous avons vu précédemment que les renforts fibreux peuvent se présenter sous diverses « architectures » : tissés (2D, 3D, tresses, non-tissés, mats ...). Ces différentes architectures jouent un rôle primordial sur la « répartition spatial » de la porosité. En effet, si une fraction volumique de fibre identique génère une porosité équivalente, et ce quelque soit l'architecture choisie, il n'en est pas de même de l'allure de la distribution de taille de pores définie préalablement. Par exemple, un milieu poreux tel que celui représenté figure 14 présentera une distribution monomodale (le diamètre tel que définit par Scheidegger est identique pour tous les points de l'espace poral). C'est également le cas d'un mat, par exemple, constitué de fibre de diamètre identique et réparties (orientées) de manière aléatoire dans le plan. Ainsi, le mat et la nappe unidirectionnelle ne présentent que deux échelles d'étude (en ce qui concerne les écoulements) : micro (la fibre) et macro (le renfort).

A l'inverse, la majorité des renforts fibreux présentent une échelle de structuration intermédiaire, proche de celle de la mèche, constituant élémentaire (en ce qui concerne le procédé de fabrication industriel) de ces renforts : l'échelle meso, échelle choisie pour définir le VER de ces renforts. La figure ci-dessous illustre ces différentes échelles :

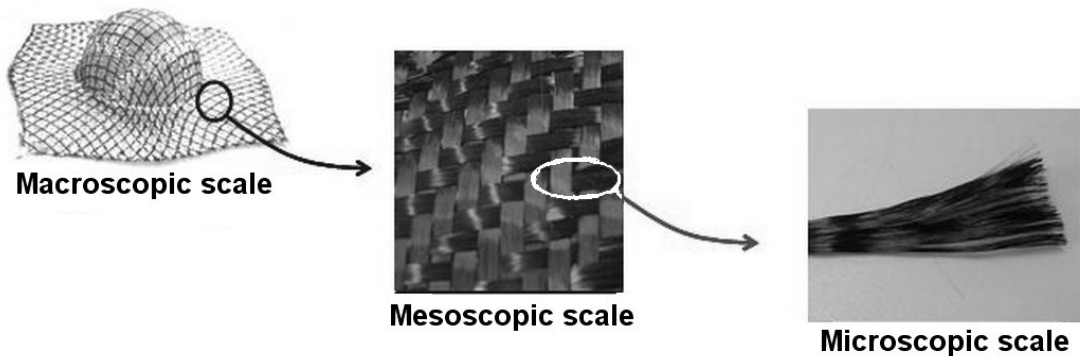


Figure 15 : Les trois échelles d'étude des renforts fibreux tissés (d'après [Boisse 2009])

La conséquence de cette structuration à l'échelle mésoscopique est la génération de « macroporosités » entre les mèches constituant le renfort, en plus des microporosités situées entre les fibres des mèches (distribution bimodale). La figure ci-dessous permet d'une part d'appréhender l'origine de ces macroporosités et d'autre part de définir un ordre de grandeur pour les deux échelles de porosités identifiées dans ces composites. Il apparaît clairement que

le VER de ce composite est constitué de deux domaines : les macro-pores en bleu et les mèches (contenant les micro-pores), en rouge. La coupe micro illustre cette constatation avec les macro-pores extraits par traitement d'image et représentés en orange.

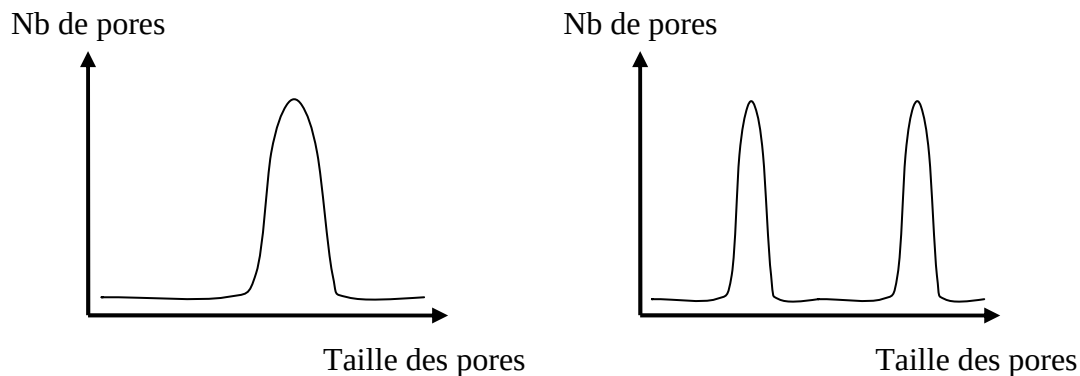


Figure 16 : Distribution de taille de pores dans les mats (gauche) et tissés (droite)

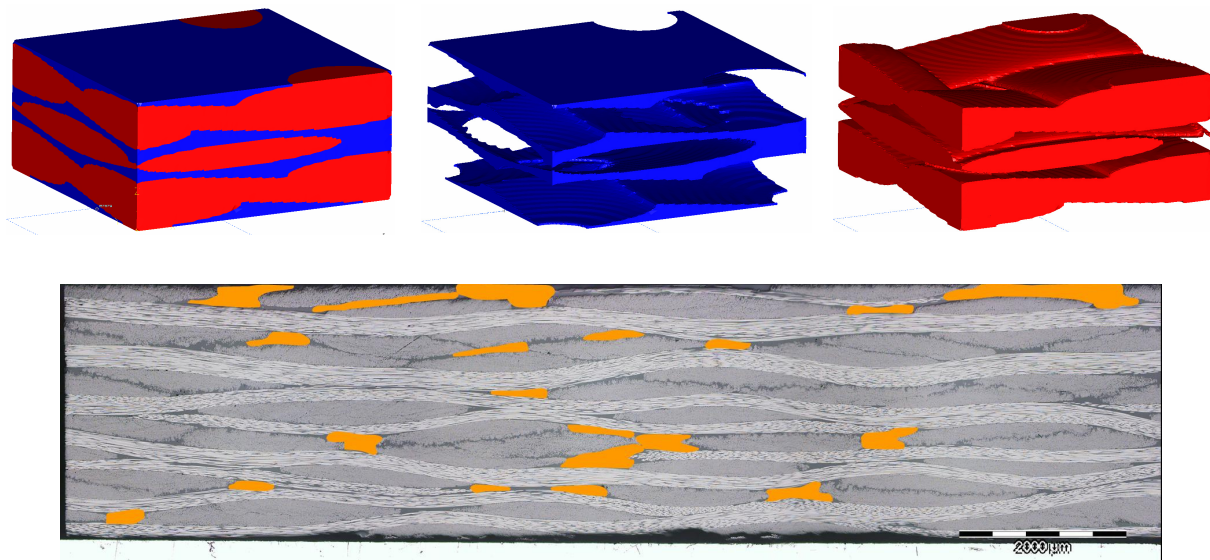


Figure 17 : Visualisation des macroporosités dans le VER d'un tissu 2D et coupe microscopique dans un composite (les macroporosités sont indiquées en orange)

Nous avons vu que les renforts tissés en particulier présentaient deux échelles de porosités : les porosités intra-torons ($\sim$ diamètre des fibres constituant le matériau soit $\sim 7\mu\text{m}$ pour les renforts carbone) et les porosités inter-torons ($\sim 100\mu\text{m}$). Dès lors, la porosité totale se répartit entre micro et macro-pores et c'est précisément sa répartition qui va (entre autre) piloter un certain nombre de phénomènes décrits dans les paragraphes suivants comme la saturation, la perméabilité, les effets capillaires ...

2.3.2. Les lois régissant l'écoulement

L'objectif de ce paragraphe est de résumer très brièvement les équations utilisées pour rendre compte de l'écoulement des fluides dans les milieux poreux. Deux points de vue peuvent être choisis pour décrire ce type d'écoulements : le point de vue macroscopique et microscopique. Le modèle macroscopique, très conceptuel, assimile le milieu finement poreux à un milieu continu à l'intérieur duquel l'ensemble des propriétés qui le caractérisent peut être représenté par des fonctions continues. Cette approche est maintenant classique et

décrite par de nombreux auteurs [Bear, 1972] [Marsily 1981]. Nous en rappellerons seulement les principes. Il faut noter que la représentation du milieu poreux selon un milieu continu n'est pas la seule conceptualisation possible. Des recherches sont actuellement menées pour une approche probabiliste du milieu poreux, elles n'ont cependant pas encore débouché sur des applications pratiques (dans notre domaine d'intérêt) [Papoulis 1991][].

Chaque propriété affectée en un point de milieu est définie de manière locale sur un élément de volume entourant ce point dit "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;
- 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.

La figure ci-dessous illustre l'influence de la taille du VER (dans le cas d'un milieu à une seule échelle de porosité) sur une propriété telle que la porosité :

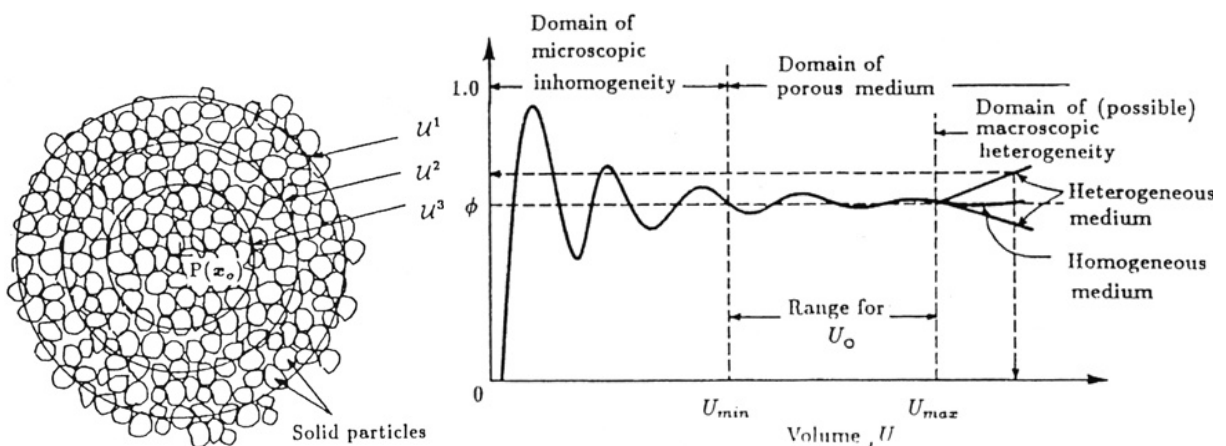


Figure 18 : Procédure de moyenne spatiale (gauche) et fluctuations typiques de la porosité en fonction de la taille du VER [Bear 1972]

Par ailleurs, les milieux à plusieurs échelles de porosité présenteront plusieurs séries de « domaines inhomogènes » en fonction de la taille du VER, tel qu'illustrés figure 18, pour lesquels la dimension du VER sera mal adaptée. C'est-à-dire que les propriétés moyennées (porosité par exemple) ne seront pas invariantes en fonction de la taille du VER.

En général, l'aspect microscopique n'apporte que des termes correctifs mineurs à la théorie des milieux continus, en tous cas dans le cadre des hypothèses décrites dans le paragraphe suivant.

2.3.2.1. Darcy

Avant d'introduire la fameuse loi dérivée des travaux de Darcy [Darcy 1856], il est important d'introduire le nombre de Reynolds, Re , nombre sans dimension qui caractérise les écoulements en milieu poreux et correspond au rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses :

$$Re = \frac{\rho V D_p}{\mu} \quad (4)$$

Avec : ρ la densité, V la vitesse et μ la viscosité (dynamique) du fluide. Enfin, D_p (homogène à une longueur), représente un diamètre caractéristique de pore. La détermination de ce paramètre dépend de la connaissance de la structure géométrique de l'espace poral à l'échelle microscopique (à l'échelle de l'écoulement). Aussi, différentes approches sont possible pour palier au manque d'information détaillée de cette géométrie :

Collins [Collins 1961], par exemple, propose la relation suivante :

$$D_p = \sqrt{\frac{K}{\varepsilon}} \quad (5)$$

Lorsque la structure interne de l'espace poral est connue, [Dullien 1979] propose d'utiliser des moments statistiques dont celui d'ordre 2 correspond à un rapport « volume sur surface » au niveau des pores. Ce rapport correspond au rayon hydraulique moyen :

$$D_h = \frac{4A}{p} \quad (6)$$

Avec : A l'aire et p le périmètre de la section mouillée.

La figure 19 ci-dessous illustre la non linéarité du débit en fonction du gradient de pression (en fait le gradient hydraulique « J » en fonction du débit par unité de section « q »). Différents régimes sont visibles sur cette figure. Le premier ($Re \leq 1$) correspond à un régime linéaire reliant le gradient de pression au flux de matière pour lequel les forces visqueuses sont prédominantes à l'échelle des pores. Ce régime est aussi appelé domaine de Darcy, car il correspond à la région d'applicabilité de la loi de Darcy.

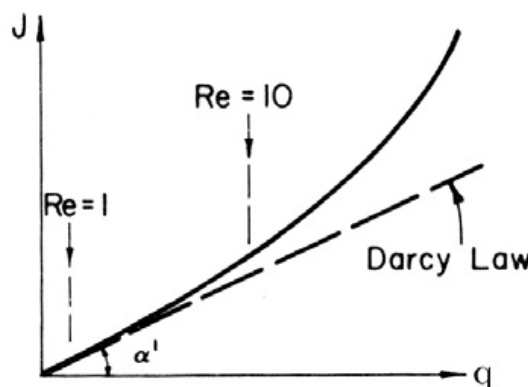


Figure 19 : Ecoulement à travers un milieu poreux : régimes hydrauliques (d'après [Bear 1972])

Ensuite, pour des nombre de Reynolds plus élevés, il existe une transition ($1 \leq Re \leq 10$) correspondant à un écoulement laminaire non-linéaire et conduisant ensuite vers un régime graduellement turbulent (typiquement pour $Re > 100$, le régime est totalement turbulent).

Darcy a été le premier à essayer de décrire l'écoulement d'un fluide à travers un milieu poreux. En observant l'écoulement de fluides Newtoniens dans un milieu poreux, il a montré que le débit de fluide Q à travers un échantillon de taille constante était proportionnel à sa section A , à la chute de pression ΔP dans l'échantillon et inversement proportionnel à la longueur, L , de l'échantillon dans le direction du flux. Soit :

$$Q = A \frac{K}{\mu} \frac{\Delta P}{L} \quad (7)$$

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

$$\langle \vec{v} \rangle = \frac{K}{\mu} \nabla P \quad (8)$$

Avec $\langle v \rangle$, la vitesse macroscopique : $\langle v \rangle = v_{\text{fluide}} (1 - V_f)$ et V_f la fraction volumique de fibre dans le cas des composites. Pour conclure sur les généralités, malgré les nombreux domaines d'applications de cette loi de Darcy, ainsi que quantité de « vérifications » expérimentales, sa dérivation à partir de considérations purement microscopiques n'a jamais été entièrement satisfaisante [Scheidegger 1960][Adler 1992]. Néanmoins il est possible, à partir de l'équation de Navier-Stokes incompressible, de dériver en considérant certaines hypothèses simplificatrices, l'équation de Darcy.

En tout état de cause, nous avons vu que la première condition d'applicabilité de cette loi concernait le régime d'écoulement ($Re \leq 1$) afin de se placer dans le cadre d'un écoulement de type laminaire linéaire. Voici les autres conditions vérifiant sa validité [Binétruy 1996] :

- Le milieu poreux est immobile et indéformable
- Le fluide de perméation est Newtonien
- La vitesse de fluide au contact du solide est nulle (condition de non-glissement)
- Les effets moléculaires/ioniques sont négligeables devant les effets liés à l'interaction fluide/solide (cf paragraphe 2.3.4)

En conclusion, la perméabilité est une propriété ne dépendant que de la géométrie d'un matériau poreux donné, homogène à une surface. Mathématiquement, c'est un tenseur d'ordre 2 symétrique et définit positif. L'aspect tensoriel de la perméabilité reflète l'anisotropie des milieux poreux.

Dans le cas de pièces composites, le milieu poreux est généralement constitué de plusieurs couches pouvant présenter des perméabilités différentes (en fonction du type de renfort utilisé dans chaque couche ainsi que de son orientation, par exemple). Afin de déterminer une perméabilité équivalente à ce type de milieu stratifié, deux cas de figure sont à étudier : lorsque l'écoulement est parallèle au plan des plis et lorsqu'il est perpendiculaire. De nombreux auteurs ont étudié cet aspect des choses [Gebart 1991][Adams 1991].

Dans le cas d'un écoulement parallèle aux plis, la perméabilité équivalente à l'empilement est obtenue au moyen d'une moyenne arithmétique. Si cette approche est toujours valable pour des écoulements en régime stabilisés, sa validité dans le cas des écoulements instationnaires dépend de nombreux facteurs tels que le gradient de pression dans transversal, l'importance des effets capillaires dans chaque couche, l'écart en termes de perméabilité entre deux couches consécutives... En effet, dans le cas d'un écoulement instationnaire, la perméabilité (cf chapitres 3 et 4) est déterminée au moyen du suivi du front

d'écoulement, mais comme le front d'écoulement n'est dans ce cas plus rectiligne (cf figure 2.20 ci-dessous), se pose la question de l'incertitude sur sa position.

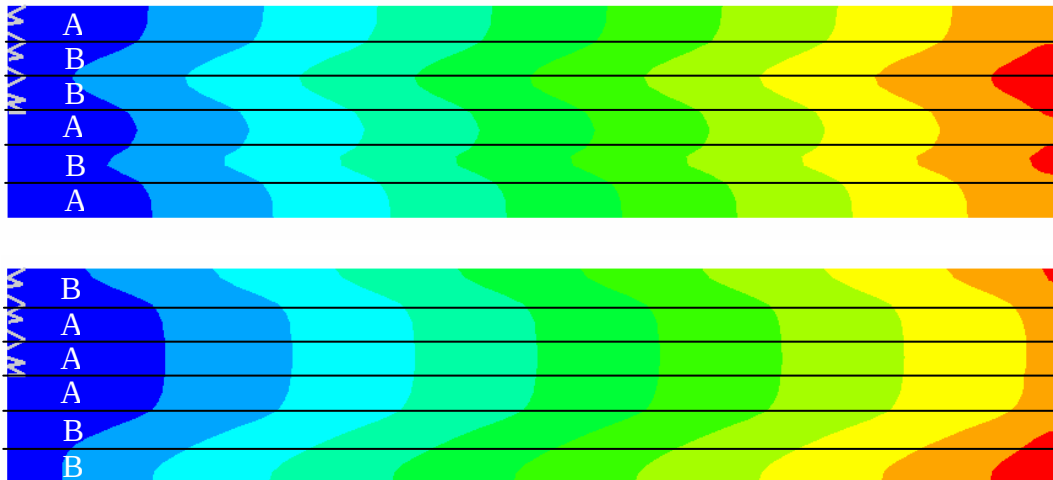


Figure 20 : Ecoulement instationnaire (isochrones) dans un milieu multicouche (5 plis) de perméabilité variable

Néanmoins, une simulation sous PAM-RTM d'un multicouche tel que celui illustré ci-dessus confirme que le temps de remplissage de 90% de la pièce ne varie quasiment pas en fonction de l'empilement des couches défini (en maintenant constant le nombre de plis A et B). Les variations constatées par [Mogavero 1997] sont vraisemblablement dues (en partie) au caractère instationnaire de ses mesures (donc à l'erreur sur la position du front ainsi qu'aux effets capillaires non pris en compte ici).

Le cas d'un écoulement transversal au plan des plis ou couches constituant le milieu est moins problématique car seuls les effets capillaires génèrent des écarts entre perméabilité stationnaire et instationnaire. Le front de fluide est toujours rectiligne (théoriquement) puisqu'il passe alternativement d'un milieu à un autre suivant sa progression dans le milieu. La perméabilité équivalente est calculée en utilisant une moyenne harmonique.

La prévision de la perméabilité au moyen de modèles analytiques, semi-analytiques ainsi que numériques est détaillée dans le chapitre 4, de même que l'influence des déformations du renfort et de l'imbrication des plis.

L'étude des écoulements de fluides en milieux poreux nécessite parfois la résolution d'autres équations comme celles de Stokes (écoulement en espace libre) et de Brinkman (écoulement en milieu poreux avec prise en compte des conditions de vitesse nulle aux parois). Dans le chapitre 4, la résolution des équations de Stokes dans les régions inter-torons (régions bleues de la figure 17) et de Brinkman dans les zones intra-torons (régions rouges de la figure 17) permettent, par homogénéisation, de remonter à la perméabilité équivalente du VER de renforts fibreux.

2.3.3. Régime d'écoulement stationnaire et instationnaire

En préambule, la figure 21 illustre l'influence de la double échelle de porosité sur la morphologie du front d'écoulement dans un milieu poreux. En effet, Darcy considère un écoulement stabilisé et saturé, c'est-à-dire que la vitesse du fluide en tout point du domaine ne dépend pas du temps et que par conséquent, le milieu poreux est entièrement saturé de fluide. Hors, la simulation des procédés LCM consiste à modéliser l'évolution du front de

fluide en fonction du temps et par là même de modéliser un processus non stationnaire (et bien souvent non saturé).

Le cas de figure idéal dans lequel le front de fluide est rectiligne ne correspond généralement pas à la réalité expérimentale pour laquelle de nombreux paramètres viennent perturber cet écoulement et ainsi déformer le front de fluide. Ces paramètres peuvent être classés en trois familles :

- Les écoulements préférentiels (cf chapitre 3) couramment appelés « *runners* » ou « *race tracking* » en Anglais
- La variabilité locale du matériau : cisaillement ; ondulation, étalement et glissement latéral des mèches ; imbrication et désorientation entre plis...
- Les phénomènes microscopiques : La saturation (double échelle de porosité et effets capillaires)

L'influence des écoulements préférentiels est abordée chapitre 3, mais schématiquement, il s'agit de zones généralement situées sur les bords des moules de mesure (d'où leur appellation « effets de bords »), dans lesquelles le taux de fibre est plus faible que dans la zone utile de la pièce, ou nulle (écoulement libre) [Hammami 1998][Lawrence 2002].

Les variations géométriques locales du milieu fibreux peuvent, en première approximation être modélisées en réalisant une répartition stochastique de la perméabilité dans le domaine considéré. Néanmoins des études récentes [Desplentere 2005], [Endruweit 2006], [Markicevic 2005] ont montré qu'il était important d'introduire (entre autres) une certaine longueur de corrélation dans cette variabilité.

Les phénomènes microscopiques génèrent, à l'échelle macroscopique d'observation, une région dans laquelle une des deux échelles de porosité n'est pas totalement saturée de fluide. Ce retard de saturation entre les deux échelles de pores permet de définir deux fronts de fluide correspondant aux deux régions : insaturée et saturée comme illustré figure 21. Ce phénomène de saturation dépend, au premier ordre, des effets combinés de la double échelle de porosité et de la pression capillaire [Bréard 2003][Simacek 2003].

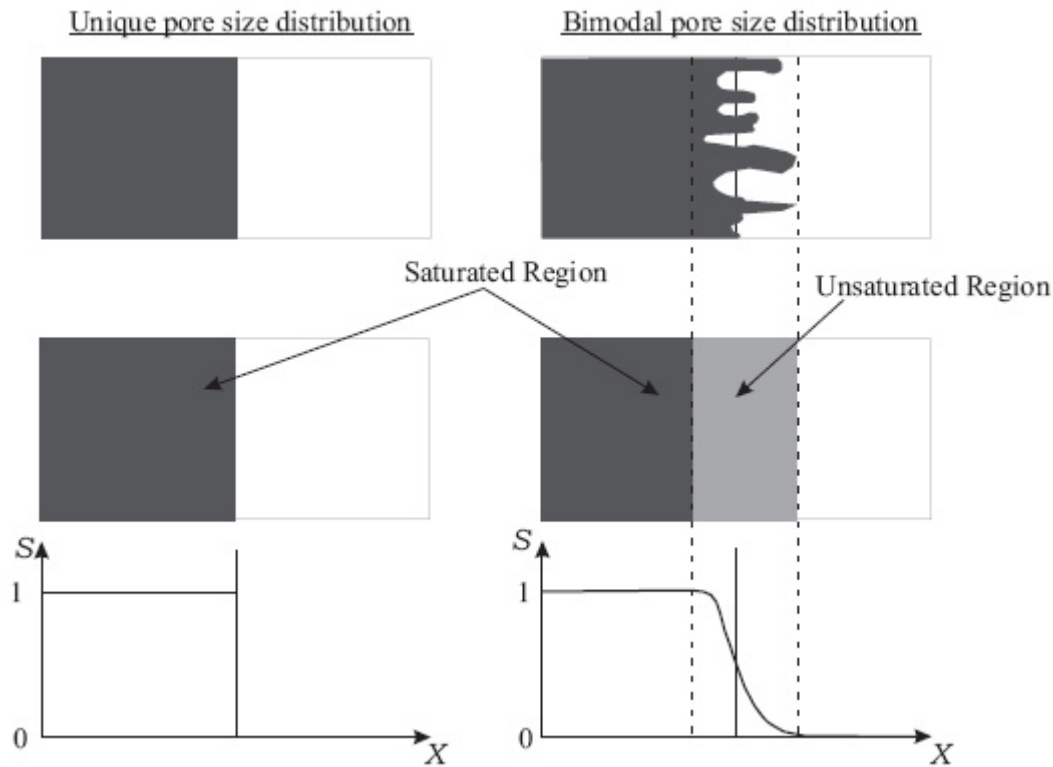


Figure 21 : Illustration de l'influence de la double échelle de porosité sur le front d'écoulement et la saturation du milieu poreux (d'après [Verrey 2004])

2.3.3.1. Les variations locales de la géométrie

L'influence des variations locales de la géométrie du renfort (variabilité de la perméabilité) a fait l'objet de nombreuses études parmi lesquelles celles de [Endruweit 2006a et b] traitent de l'influence, sur l'écoulement macroscopique, des sources mésoscopiques (à l'échelle du VER du renfort fibreux) de variabilité (comme les ondulations latérales de mèches, l'incertitude sur l'angle de cisaillement ou encore l'étalement latéral des mèches) et celles de [Desplentere 2004] de l'introduction d'une fonction de corrélation spatiale de la perméabilité (justifiée par le fait que les mèches sont continues, aussi, une rotation, l'écrasement, ou encore le glissement local de celles-ci aura des conséquences sur les zones adjacentes), permettant d'éviter les variations arbitraires de perméabilité entre deux éléments voisins. En effet, l'introduction d'une variabilité (de la perméabilité) sans corrélation spatiale génère une dépendance forte à la taille des éléments du maillage et ne permet par ailleurs pas de reproduire les perturbations du front d'écoulement observées expérimentalement. La figure ci-dessous illustre l'effet, sur le front d'écoulement, de l'introduction, dans PAM-RTM d'une variabilité sur la perméabilité.



Figure 22 : Influence de la variabilité de la perméabilité sur le front d'écoulement

2.3.3.2. Les effets capillaires

Lors de l'imprégnation d'un renfort fibreux, le front de fluide progressant dans ce milieu poreux présente un certain angle, à l'échelle microscopique, au contact des fibres. Cet angle, à l'équilibre thermodynamique, est donné par la loi de Young et peut être mesuré par la méthode classique de la goutte telle que décrite ci-dessous :

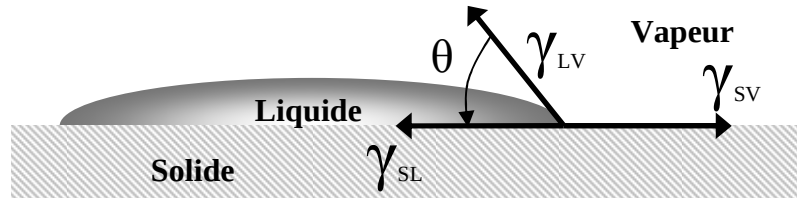


Figure 23 : Goutte de liquide sur un solide

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos(\theta) \quad (9)$$

Avec γ les tensions de surfaces entre les trois milieux. Ces tensions de surface dépendent de la température mais également de la concentration, dans le cas des systèmes à multicomposants (effet Marangoni). L'angle θ est par convention compris entre 0° et 180° et mesuré « du côté » du fluide le plus dense. La compatibilité d'un couple fluide-solide (ou mouillabilité du fluide sur le solide, on dit qu'un fluide « mouille » un solide si $\theta < 90^\circ$) peut être modifiée par des traitements de surface du solide [Mezzenga 2001] (les fibres dans notre cas). Ainsi, les fibres de carbone, par exemple, sont vendues avec différents traitements de surface en fonction de ce à quoi elles sont destinées (matrice thermoplastique ou thermodurcissable).

Lors du procédé LCM, 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 de la vitesse du fluide ainsi que de sa viscosité. La distinction entre ces deux « régimes » peut être appréhendée au moyen du nombre capillaire, Ca , défini comme le rapport des forces visqueuses sur les forces de tension de surface [Karger-Kocsis 1995] :

$$Ca = \frac{\bar{v} \cdot \mu}{\gamma_{FV}} \quad (10)$$

Le système est considéré comme étant à l'équilibre thermodynamique (angle de contact statique) si le nombre capillaire est inférieur à 10^{-5} [Berg 1993]. Dans le cas contraire, l'angle de contact θ dépend du nombre capillaire défini précédemment ainsi que d'un coefficient C_T à travers l'équation de Tanner [Verrey 2004] :

$$\theta_D^3 - \theta_E^3 = C_T \cdot Ca \quad (11)$$

Dans le cas de figure général de deux fluides non miscibles (air et résine, par exemple) en contact, il existe une discontinuité de pression à travers l'interface les séparant. L'amplitude de cette discontinuité dépend, en plus de leur tension de surface, du rayon de courbure local de l'interface. Cette différence de pression est appelée la pression capillaire qui peut être défini comme suit : $P_c = P_{fmm} - P_{fm}$ soit la différence entre la pression dans le fluide non mouillant et dans le fluide mouillant. Elle correspond, physiquement, à « la mesure de la tendance qu'a un milieu poreux » d'aspirer » un fluide mouillant (ou de repousser un fluide non-mouillant). La courbure local est définie par les rayons de courbures R_1 et R_2 , ce qui permet d'introduire l'équation de Laplace reliant pression capillaire, courbure locale et tension superficielle :

$$P_C = P_{FNM} - P_{FM} = \gamma_{12} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) = \frac{2 \cdot \gamma_{12}}{R^{equ}} \quad (12)$$

Avec R^{equ} la courbure moyenne de l'interface. Dans le cas d'un tube capillaire et d'un fluide non parfaitement mouillant ($0^\circ < \theta < 90^\circ$), $R_1 = R_2 = R^{equ}$ (interface sphérique) et $\cos(\theta) = R_{cap}/R_{sph}$ (Rayon du capillaire et Rayon de l'interface sphérique), soit :

$$P_C = 2 \frac{\gamma_{12} \cdot \cos(\theta)}{R_{cap}} \quad (13)$$

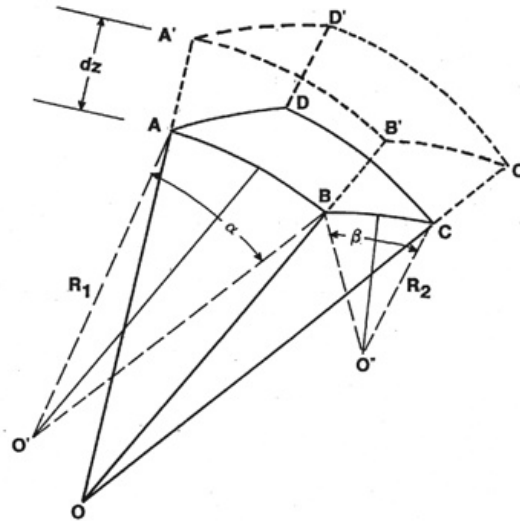


Figure 24 : Rayons de courbure de l'interface entre les fluides avec O le centre de courbure moyen

Ce phénomène a été étudié de manière détaillée en géologie mais également dans le domaine des composites [Lekakou 1996][Binetruy 1996]. En pratique, on utilise l'équation ci-dessous :

$$P_C = -S_f \gamma_{FV} \cos(\theta) \quad (14)$$

Avec S_f la surface de contact entre le fluide et le solide par unité de volume. La pression capillaire peut être obtenue au moyen d'une microbalance de Wilhelmy, bien que le paramètre S_f soit généralement délicat à déterminer (les fibres ne sont pas des cylindres parfaits [Verrey 2004]).

2.3.3.3. La saturation et les régimes d'écoulement dans les renforts fibreux

Nous avons vu que dans le cas des milieux poreux à double échelle de porosité, le front d'écoulement n'était généralement pas rectiligne. En effet, le fluide ne progresse pas à la même vitesse dans les deux échelles de porosité, générant ainsi une zone insaturée en arrière du front [Bréard 2003][Simacek 2003][Ruiz 2006]. Chaque région est en fait saturée à l'échelle microscopique (macro et micropores), mais à l'échelle macroscopique de la pièce, deux fronts de fluide sont définis : le front saturé en retrait du front insaturé.

2.3.3.4. Régimes d'écoulement dans les renforts fibreux

En fonction des paramètres procédés ainsi que de l'effet relatif de la pression capillaire par rapport au gradient de pression macroscopique imposé, trois régimes d'écoulement sont identifiables à l'échelle du VER : Un régime dominé par l'écoulement dans les macro-pores, un régime où les deux fronts d'écoulements progressent à peu près à la même vitesse et un troisième régime régi par l'écoulement dans les micropores (*cf* Figure 25).

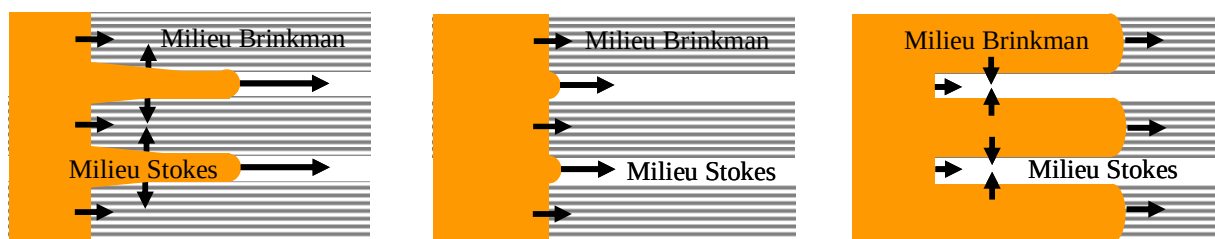


Figure 25 : Les trois principaux régimes d'écoulement dans les milieux fibreux à double échelle de porosité

Lors d'une injection à pression constante, par exemple, ces trois régimes d'écoulement prendront successivement le relais (de gauche à droite). Les études sur ce sujet [Ruiz 2006][Schell 2007] montrent qu'il existe une corrélation forte entre régime d'écoulement et génération de porosités. Aussi, il est généralement conseillé de travailler à débit contrôlé de manière à conserver une vitesse de front constante pendant l'injection de la pièce (et donc un même régime). Dans le cas d'une pièce de géométrie simple, il est dès lors possible d'optimiser la pression ou le débit d'injection en fonction du temps de manière à conserver, sur tout le front d'écoulement et pendant toute la durée de l'injection, un nombre capillaire (Equation 10) constant.

2.3.3.5. Génération des défauts dans les composites

Les défauts dans les composites peuvent être de différentes natures. Nous ne nous intéressons ici qu'aux défauts pouvant survenir lors de l'étape de remplissage du moule : les zones sèches et les porosités. Les zones sèches peuvent être prédites assez facilement au moyen des codes commerciaux de simulation existants. Il s'agit de régions macroscopiques de la pièce en cours de production qui n'ont pas été imprégnées de résine ou insuffisamment. A l'inverse, les porosités sont des bulles de gaz pouvant provenir de différentes sources (dégazage de la résine, du démoulant, du poudrage, fermeture de front ...). Elles peuvent être générées soit dans les macros soit dans les micropores [Parnas 1994]. Dans les macro-pores, elles sont soit de géométrie sphérique (bulle) soit de la taille des porosités lorsqu'il s'agit d'une micro-zone sèche. Dans les micropores, les porosités prennent souvent la forme du milieu, à savoir une géométrie d'aiguille entre les fibres.

Les mécanismes générateurs de porosités ne dépendent en fait pas d'un nombre capillaire « macroscopique », mais plutôt de l'architecture, à l'échelle mésoscopique, du VER du renfort considéré [Slade 2001].

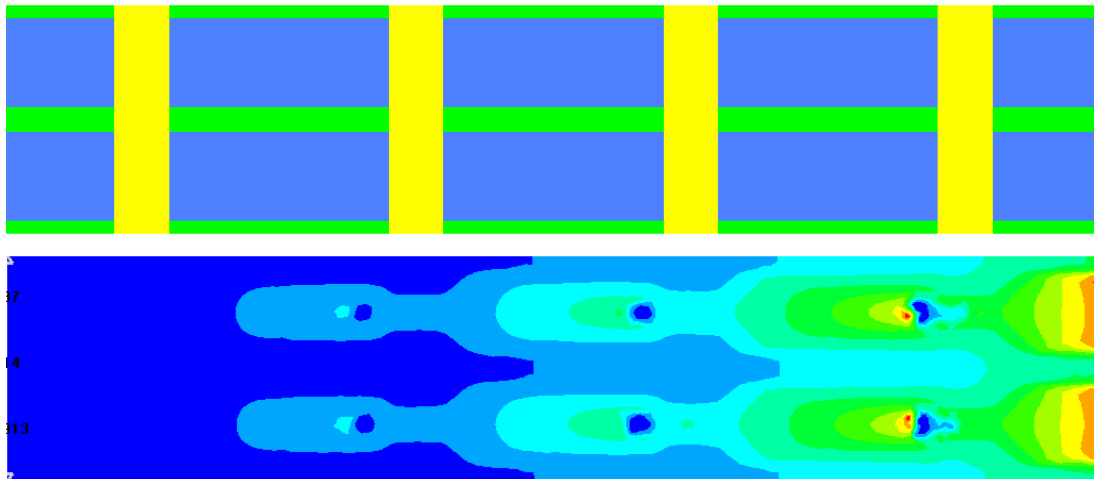


Figure 26 : En haut, une géométrie simplifiée de VER (en bleu les mèches longitudinales, en jaunes transversales à l'écoulement et en vert les macro-pores). En bas, simulation d'écoulement dans cette géométrie : isochrones illustrant la génération des défauts

2.4. Déformation des renforts fibreux

La perméabilité des renforts fibreux dépend de nombreux paramètres parmi lesquels leur déformation joue sans aucun doute le rôle principal. Leur influence fait l'objet d'une étude détaillée dans les chapitres 3 et 4. L'objectif de ce paragraphe est de comprendre les différents types de déformations que peuvent subir les renforts fibreux, de comprendre leur origine et pour finir de détailler les principaux modèles permettant de les prédire. Pour ce faire, il est nécessaire d'introduire des notions de mécanique des renforts secs aux différentes échelles (micro, méso et macro).

2.4.1. Analyse mécanique des renforts tissés à l'échelle mésoscopique

Le comportement mécanique des tissus dépend fortement de la nature des mèches constitutives ainsi que de la manière dont elles sont agencées. Les paramètres suivants permettent de caractériser un tissu (d'après [Dumont 2003]) :

En ce qui concerne le(s) fil(s) :

- Sa nature et son type (mode d'assemblage en mèches, avec ou sans torsion ; traitement de surface ; ...)
- Sa masse linéaire en tex (1tex=1g/Km)
- Sa rigidité, exprimée en Newton
- Sa ténacité, c'est-à-dire sa résistance à la rupture en traction, exprimée en Newton

En ce qui concerne le tissu :

- L'armure (mode d'entrecroisement des fils de chaîne et de trame)
- La texture, désignant le taux de renfort par direction (chaîne et trame), exprimée en fils/mm de tissu
- L'embuvage pour les mèches de chaîne (et retrait pour la trame), qui caractérise l'ondulation du tissu, exprimé en % et défini de la manière suivante :

$$\text{Embudage} = \frac{\text{longueur du fil} - \text{longueur du tissu dont il est extrait}}{\text{longueur du tissu}} \quad (15)$$

Réaliser des simulations mésoscopiques des déformations de renforts textiles par la méthode des éléments finis requiert un modèle de comportement du matériau « mèche ». Ce comportement est très particulier en raison de la nature fibreuse du matériau que l'on devra pourtant considérer comme continu. Ainsi, la grande rigidité longitudinale des mèches devant les autres rigidités et le comportement transverse de la mèche sont deux aspects importants pour ce type d'analyse.

2.4.1.1. Modèle de comportement mécanique

En ce qui concerne le comportement mécanique des renforts secs ainsi que la génération de VER de renforts déformés, deux collaborations, l'une avec l'équipe de Ph. Boisse au LAMCOS et l'autre avec G. Hivet au laboratoire PRISME nous ont permis de profiter de leurs résultats de calcul EF (cisaillement et compression respectivement) sur des VER de tissés pour réaliser nos calculs de perméabilité. Les paragraphes suivants décrivent les équations utilisées dans le cadre de la mécanique des renforts sec.

Le modèle de comportement décrit ici est écrit dans le cadre de l'hypo-élasticité [Truesdell 1955]. Le comportement mécanique est supposé isotrope transverse dans le plan perpendiculaire à la direction des fibres que l'on note $\underline{\mathbf{f}}_1$.

Une loi de comportement hypo-élastique a la forme suivante : $\underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}}^\nabla = \underline{\underline{\mathbf{C}}} : \underline{\underline{\mathbf{D}}}$ où $\underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}}^\nabla$ et $\underline{\underline{\mathbf{D}}}$ sont respectivement les tenseurs de taux de contraintes de Cauchy objectif et de taux de déformation et $\underline{\underline{\mathbf{C}}}$ le tenseur de comportement. Cette équation est intégrée sur un incrément de temps $\Delta t = t^{n+1} - t^n$ en utilisant la formule de Hughes & Winget [Hughes 1980] fréquemment utilisée dans les codes de calcul par éléments finis :

$$[\underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}}^{n+1}]_{\mathbf{e}_i^{n+1}} = [\underline{\underline{\boldsymbol{\sigma}}}^n]_{\mathbf{e}_i^n} + [\underline{\underline{\mathbf{C}}}^{n+1/2}]_{\mathbf{e}_i^{n+1/2}} [\underline{\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}}]_{\mathbf{e}_i^{n+1/2}} \quad (16)$$

où $[\underline{\underline{\mathbf{S}}}]_{\mathbf{e}_i^n}$ est la matrice des composantes d'un tenseur $\underline{\underline{\mathbf{S}}}$ exprimé dans la base $\{\underline{\mathbf{e}}_i\} = \underline{\mathbf{e}}_1 \otimes \underline{\mathbf{e}}_2 \otimes \dots \otimes \underline{\mathbf{e}}_m$. $\{\underline{\mathbf{e}}_i\}$ est la base tournée dont la rotation est utilisée pour le calcul des dérivées objectives. Le premier point principal du modèle est abordé au travers de cette équation. En effet, la très grande rigidité longitudinale des fibres requiert de suivre précisément leur direction sous peine d'accumuler d'importantes erreurs sur les contraintes. Pour cela, la base tournée, notée $\{\underline{\mathbf{f}}_i\}$, doit être attachée à la direction de fibre $\underline{\mathbf{f}}_1$, c'est-à-dire que l'on utilise une dérivée objective en rotation basée sur la rotation des fibres. Les deux autres vecteurs $\underline{\mathbf{f}}_2$ et $\underline{\mathbf{f}}_3$ de la base tournée doivent suivre les mouvements de corps rigide. $\underline{\mathbf{f}}_2$ est défini par projection dans le plan transverse du vecteur initial transporté par la déformation et $\underline{\mathbf{f}}_3$ par produit vectoriel [Badel 2008], [Badel 2008a]. Finalement, la matrice $[\underline{\underline{\mathbf{C}}}]_{\mathbf{f}_i}$ utilisée dans l'équation ci dessus est écrite dans cette base liée aux fibres, ce qui offre l'avantage de pouvoir distinguer ses composantes longitudinales et transversales afin de bien les identifier. Ce modèle a été comparé, pour des tests élémentaires, aux modèles classiques en grandes transformations (Jaumann, Green Naghdi), et il s'avère que pour un matériau à une direction de fibres, ces derniers ne garantissent pas un état de contrainte cohérent, à l'inverse de ce modèle. Un test de cisaillement sous tension est le plus discriminant.

Le comportement transverse est le second aspect important pour les analyses car il intervient sur les changements de forme des sections de mèches. On propose ici une approche dans laquelle les phénomènes sphériques et déviatoriques sont découplés dans le plan transverse aux fibres. Les observations de coupes encouragent cette approche : on distingue clairement deux modes de déformation de la mèche (voir figure 1b). D'une part la compaction du réseau de fibres (visible en tension, par exemple) et d'autre part un réarrangement du réseau de fibres entraînant un changement de forme de la section transverse de la mèche. On considère par la suite que ces deux modes de déformation sont découplés, ce qui reste valide sous l'hypothèse d'isotropie dans ce plan [Badel 2008b].

La séparation en parties sphérique et déviatorique de la partie transverse du tenseur des contraintes s'écrit :

$$[\tilde{\sigma}_T]_{f_i} = \begin{bmatrix} \sigma_s & 0 \\ 0 & \sigma_s \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_d & \sigma_{23} \\ \sigma_{23} & -\sigma_d \end{bmatrix} \text{ avec } \sigma_s = \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2} \text{ et } \sigma_d = \frac{\sigma_{22} - \sigma_{33}}{2} \quad (17)$$

Pour l'instant, le modèle est purement élastique (non linéaire) et le découplage proposé mène aux relations : $\sigma_s = A\varepsilon_s$; $\sigma_d = B\varepsilon_d$; $\sigma_{23} = C\varepsilon_{23}$ où ε_s et ε_d sont définis de la même manière que σ_s et σ_d et A, B, C sont les coefficients élastiques. On peut montrer que B=C. Finalement le modèle de comportement transverse contient deux coefficients élastiques indépendants, ce qui correspond effectivement à un milieu isotrope bidimensionnel.

Pour compléter la description du modèle, la forme de A et B doit être spécifiée. Pour cela, nous nous basons sur des hypothèses physiques simples. Sous compaction, le matériau se rigidifie à la fois en comportement sphérique et en comportement déviatorique en raison de la densification du paquet de fibres. Sous tension longitudinale également, le comportement sphérique doit être plus rigide. L'influence de la tension longitudinale sur le comportement déviatorique étant moins évidente, elle n'est pas considérée ici. A partir de ces hypothèses, la forme proposée pour les coefficients A et B est la suivante : $A=A_0e^{-p\varepsilon_s}e^{n\varepsilon_{11}}$ et $B=B_0e^{-p\varepsilon_s}$.

2.5. Simulations mésoscopiques du comportement

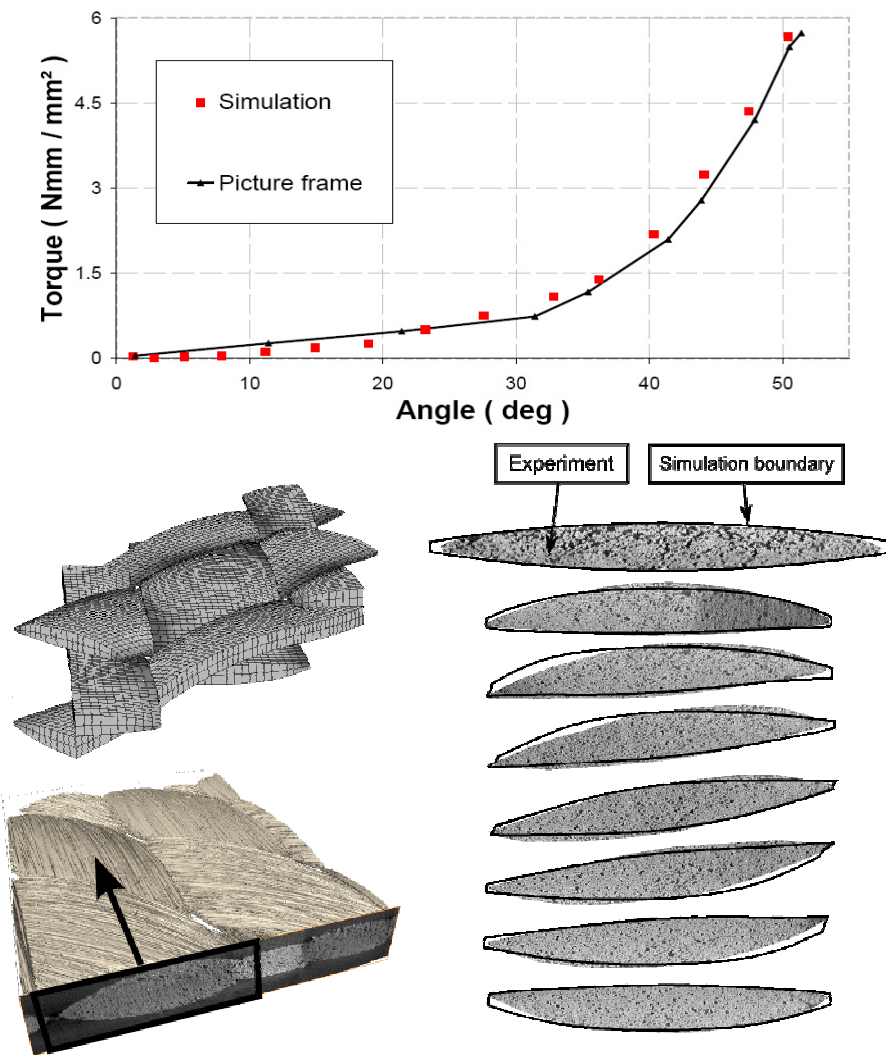


Figure 27 : Résultats de simulations de cisaillement. (a) courbe de couple/angle de cisaillement. (b) Comparaison avec la tomographie [Badel 2008b]

En raison de la périodicité du renfort, il convient de ne modéliser qu'une partie du renfort, appelée cellule élémentaire (voir figure 1b, cellule déformée) et d'appliquer des conditions aux limites adaptées. Dans certains cas, la géométrie minimale à modéliser peut être diminuée en raison de certaines symétries mais il ne s'agit pas du cas général, par exemple cela n'est pas possible en cisaillement.

Sur le plan mécanique, on s'intéresse principalement à trois types de déformations : la compression, la traction biaxiale ainsi que le cisaillement. Des données telles que le couple de cisaillement en fonction de l'angle de cisaillement, par exemple, peuvent être importantes lors de la conception d'un tissu, elles sont aussi utilisées pour alimenter les simulations de mise en forme de renforts de composites. En effet, ce comportement est à l'origine des plis, non souhaités, qui peuvent se former. La courbe présentée en figure 1a montre un accord satisfaisant avec des résultats expérimentaux mais il est à noter que les essais expérimentaux présentent une dispersion importante. La première partie de la courbe, de pente faible, correspond majoritairement à une rotation des mèches les unes relativement aux autres, alors

que la seconde partie, de pente forte traduit la mise en contact latéral des mèches qui mène à un « blocage » en cisaillement.

Sur le plan de la géométrie déformée qui peut être utilisée pour de nombreuses applications dont en particulier l'évaluation de la perméabilité (c'est l'objet du présent travail mais aussi de [Loix 2008]), la reconstruction par tomographie a été faite à une résolution de $2.85\ \mu\text{m}$ pour un angle de cisaillement de 46° . La comparaison avec la simulation est donnée pour un jeu de sections le long d'une demi-période (figure 1b). On note que la section simulée est compactée assez fortement et que le modèle reproduit les dissymétries et distorsions de la section transverse de mèche dues au cisaillement du renfort.

Les approches les plus simples pour le formage des renforts tissés sur la surface d'un outil (on parle souvent de drapage) sont les méthodes dites du « filet » qui font des hypothèses très simplificatrices concernant le comportement du tissé mais qui sont très rapides [Mark 1956], [Bergsma 1988], [Van des Ween 1991], [Indermaur 1999], [Borouchaki 2003]. Les simulations qui se placent dans le cadre d'une approche éléments finis permettent d'introduire davantage de physique et en particulier le comportement mécanique du renfort tissé et l'effet des efforts sur les outils.

2.6. Simulation du Préformage et Problèmes Associés

Toujours dans le cadre du procédé LCM qui nous intéresse plus particulièrement dans cette étude, c'est généralement à la suite d'une série d'essais que l'on peut affirmer si une pièce donnée est réalisable au moyen des outils définis, et si le résultat est acceptable en termes de cahier des charges. Le temps passé aux divers réglages ainsi que les coûts de réalisation des outils représentant des pertes de compétitivité importantes, un logiciel de simulation permettant d'évaluer la faisabilité d'une forme dans un tissu donné, épargnant ainsi la fabrication d'outils inadaptés, paraît aujourd'hui indispensable à une entreprise souhaitant proposer rapidement de nouveaux produits de qualité. Vu sous cette perspective, la chose semble entendue : sans simulation, point de rédemption... Dans les faits, le problème est un peu plus complexe et nécessite de prendre en compte et le savoir faire d'une entreprise, à savoir celui de ses employés, et le caractère unique de certaines pièces produites pour et par l'aérospatiale, impliquant une automatisation restreinte (très petite série) et ainsi une reproductibilité limitée (les renforts, placés et cousus à la main, peuvent rendre délicate toute tentative de simulation de perméabilité ou de mise en forme, par exemple). Néanmoins, dans de nombreux cas de figure, les outils de simulation de mise en forme s'avèrent intéressants et prometteurs. Parmi ceux-ci, deux familles émergent à l'heure actuelle :

- Une méthode géométrique de drapage dite du « filet »
- Une méthode de calcul des déformations consécutives au préformage par éléments finis

Les problèmes résultant de l'opération de préformage peuvent être multiples et fortement préjudiciables en regard de l'utilisation future de la pièce composite. Ci-dessous, on liste les principaux incidents susceptibles de survenir lors des phases d'emboutissage :

- Rupture de mèches, lorsque la tension dans le fil est trop grande ; l'origine en est souvent une pression trop élevée au niveau du serre-flan.
- Formation de bouclettes, dues à des déformations axiales de compression trop importantes. A l'inverse du précédent, ce problème survient lorsque la pression du serre-flan est trop faible.

- Apparition de plis, lorsque les variations angulaires entre les mèches dépassent les capacités du tissu ; les mèches se superposent alors et engendrent des surépaisseurs et des plis (cf Figure 33).

Tous ces défauts conduisent à des hétérogénéités dans la préforme, notamment au niveau de la densité surfacique des fibres sur la pièce. Cela peut, entre autres choses, gêner l'injection de la résine, et, dans tous les cas, conduire à la réalisation de pièces aux caractéristiques mécaniques et à l'aspect extérieur altéré.

2.6.1. Méthode du filet

On utilise aussi la terminologie « approche cinématique ». 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 tissé avec la surface de l'outil se fait sans glissement

Comme le montre la figure 16, la position d'un nœud C peut être déterminée si celles de deux de ses voisins (A et B) sur le filet sont déjà connues. AC et BC ont des longueurs connues. C est défini comme l'intersection des deux géodésiques issues de A et B et qui se coupent en C en vérifiant ces longueurs. Ceci constitue un petit problème, en général non-linéaire qui peut être résolu très rapidement. La surface de l'outil doit être définie, soit analytiquement, soit par facettes planes ou de degrés supérieurs, soit par des « panneaux » courbes [Indermaur 1999]. Pour initier le drapage suivant le schéma de la figure 16, il est nécessaire de positionner un premier nœud et de fixer deux directions initiales de dépose (chaîne et trame). Il s'agit en général des axes de symétrie s'ils existent. Le résultat du drapage dépend de ces directions. La figure 17 présente le résultat d'une simulation de drapage pour une pièce mécanique fortement non-développable et pour deux orientations initiales des renforts [Borouchaki 2003].

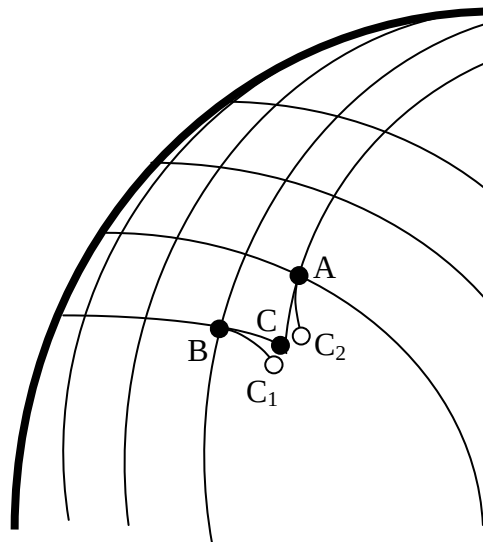


Figure 28 : Méthode du filet : détermination de la position du point C connaissant celle de A et B

Si la méthode du filet conduit à des outils logiciels rapides (dont de nombreux sont commercialisés), les très fortes hypothèses utilisées restreignent l'utilisation de cette méthode. En effet le résultat est identique quel que soit le matériau utilisé. Or, bien souvent le résultat de la mise en forme dépend des caractéristiques mécaniques du renfort. De plus les conditions aux limites en efforts, c'est à dire par exemple les efforts créés par les outils (serre-flan en particulier) ne sont pas pris en compte.

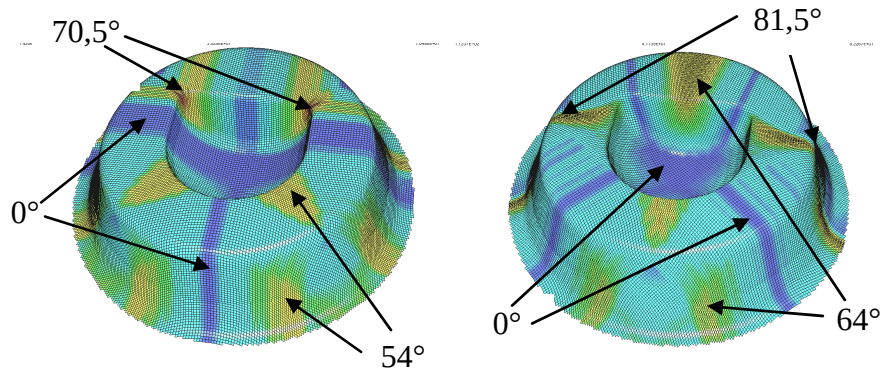


Figure 29 : Simulation du drapage d'une pièce fortement non-développable [30] (a) Drapage à (0°/90°); (b) Drapage à (-45°/45°)

2.6.2. Simulation de la mise en forme des tissés par éléments finis

La principale alternative à la méthode du filet permettant de prendre en compte les caractéristiques mécaniques du renfort et les efforts sur les outils consiste à se placer dans le cadre de la méthode des éléments finis. Cette méthode est aujourd'hui largement utilisée pour la simulation des procédés de formage des pièces métalliques et polymères. La difficulté consiste à traduire le comportement mécanique très particulier des renforts fibreux. Compte tenu de la géométrie des tissus où l'épaisseur est très petite devant les deux autres dimensions, les éléments utilisés se placent dans le cadre d'une hypothèse de coque ou de membrane. Dans ce dernier cas, la rigidité de flexion du tissu est négligée ce qui est en général une hypothèse raisonnable. Comme nous l'avons vu au chapitre 2.4, le comportement dans le plan est très particulier. Les fibres tissées lui confèrent une très forte anisotropie. Il est principalement défini par le comportement en traction biaxiale et en cisaillement. Deux approches sont possibles pour intégrer ce comportement spécifique dans une approche éléments finis. La première consiste à définir un modèle continu en accord avec les particularités du tissu avec éventuellement de la résine [Rogers 1989], [Spencer 2000]. Cette modélisation peut être introduite dans des éléments finis de coques ou de membranes classiques [Xue 2003]. La définition d'un tel modèle est complexe et délicate compte tenu des spécificités apportées par le tissage en particulier lorsque les variations d'angles entre les mèches de chaînes et de trame sont grandes.

A l'opposé, certains auteurs ont proposé des modèles discrets pour les tissus basés sur une modélisation de chaque fil ou fibre tissés habituellement décrits par des éléments simplifiés tels que les poutres et les ressorts [Ben boubaker 2007], [Durville 2005]. Une difficulté importante se situe dans le nombre très grand des composants à l'échelle mésoscopique ou microscopique.

Une autre approche consiste à construire des éléments finis spécifiques aux tissés. La figure 30 présente un élément fini de type quadrangle à quatre nœuds qui est composé de mailles élémentaires tissées. Le comportement de chaque maille élémentaire est défini à partir

de résultats en tension biaxiale et en cisaillement. Les matrices de rigidité et efforts intérieurs nodaux sont obtenus par sommation sur chaque maille élémentaire. L'expression de chaque composante est simple car seules les rigidités principales sont prises en compte [Boisse 2006]. Il en résulte des éléments finis très efficaces du point de vue de la rapidité de calcul.

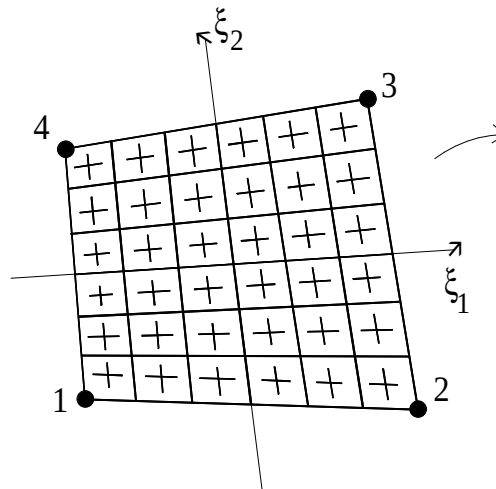


Figure 30 : Elément fini composé de mailles tissées

Dans ce cadre, un exemple de simulation de mise en forme hémisphérique d'un renfort tissé est montré figures 32 et 33. Le tissu a la particularité d'être beaucoup plus rigide dans la direction chaîne que dans la direction trame (figure 31). Le résultat expérimental de la mise en forme conduit à la déformée montrée figure 32. Elle est très dissymétrique suivant les directions chaîne et trame. Dans la partie utile hémisphérique, les carrés initiaux deviennent rectangulaires avec $L_{trame}/L_{chaîne} = 1,8$ au centre du dôme. Les bords du tissu sont également très dissymétriques avec un fort avalement dans la direction chaîne contrairement à la direction trame. De nombreux plis sont présents dans la partie plane, aucun dans la partie utile hémisphérique.

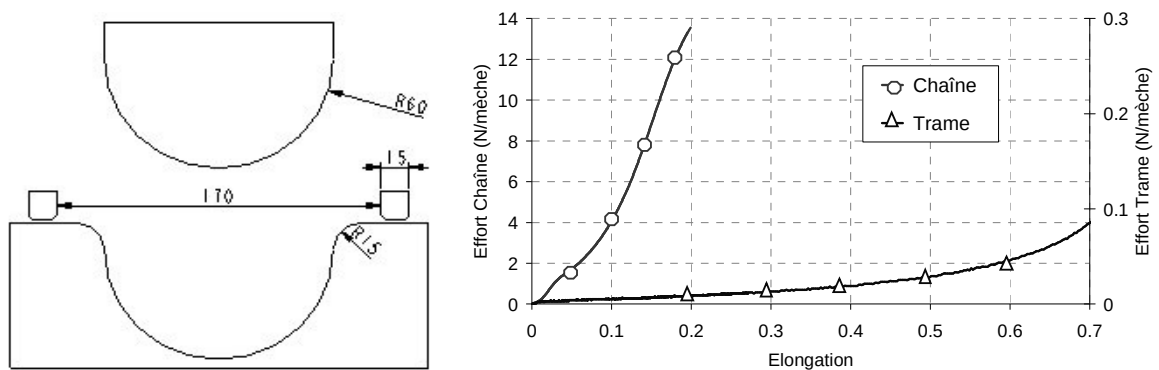


Figure 31 : Emboutissage hémisphérique d'un tissu déséquilibré. Géométrie des outils et comportement chaîne et trame

On montre le résultat obtenu par deux approches utilisant des éléments finis spécifiques tels que ceux montrés figure 30 [Boisse 2006]. Dans le premier cas (Figures 32 B et 33 B), seule l'énergie de déformation de tension est prise en compte, alors que dans le deuxième cas (figures 32 C et 33 C), les comportements de tension et de cisaillement dans le plan sont pris en compte pour chaque maille élémentaire. Dans les deux cas la déformée de la partie utile hémisphérique est obtenue de façon cohérente avec le résultat expérimental ($L_{trame}/L_{chaîne} = 1,87$ et $1,83$). On peut expliquer la faible influence du cisaillement par le fait que les variations d'angle dans cette zone restent inférieures à l'angle limite. L'énergie de

cisaillement reste donc faible. La dissymétrie de la forme des bords de l'éprouvette est obtenue par les deux approches, mais de façon plus proche de l'expérience lorsque l'on tient compte du cisaillement. La différence la plus visible figures 32 et 33 concerne l'obtention des plis. Ceux-ci sont absents dans l'approche en tension uniquement alors qu'ils sont nombreux et correspondent correctement avec l'expérience lorsque le cisaillement est pris en compte. Ceci est lié au fait que dans certains zones l'angle limite de cisaillement est dépassé, d'où l'apparition d'instabilités compte tenu de l'importance de l'énergie de cisaillement. Les plis permettent d'obtenir des solutions où les angles entre chaînes et trames sont moins importants. Ces valeurs de distorsions sont en bon accord avec l'expérience alors que celles obtenues par la simulation en tension uniquement sont surévaluées, jj. En conclusion la prise en compte du cisaillement permet de décrire les instabilités de plissement lorsque l'on a dépassé l'angle limite de cisaillement. A noter qu'en général on évite de dépasser cette limite en tout cas dans les parties utiles du formage.

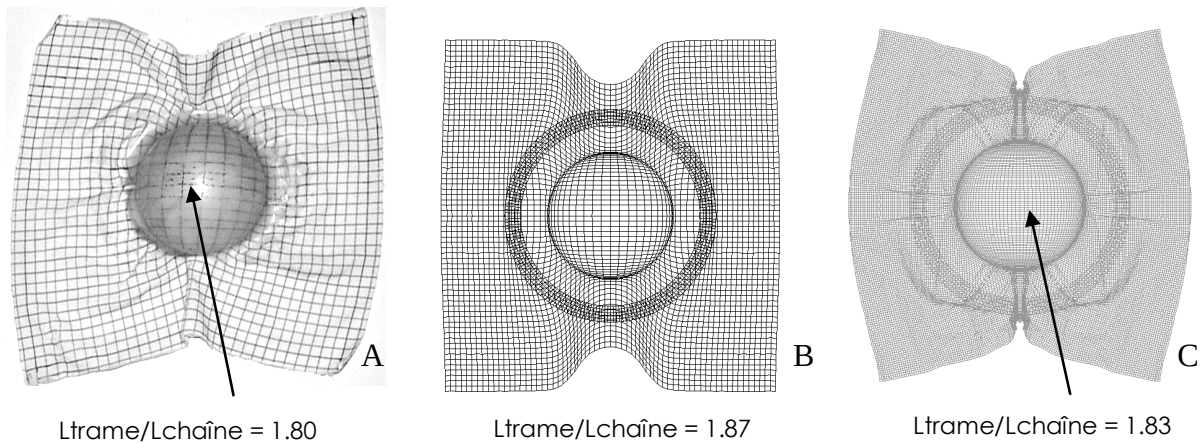


Figure 32 : Déformées. De gauche à droite : Expérimentale, Simulation en tension, Simulation en tension et cisaillement

Si la mise en forme présentée figures 31, 32 et 33 était réalisée par une méthode du filet (paragraphe 3.2.) on obtiendrait un résultat symétrique suivant les deux axes et un ratio $L_{trame}/L_{chaîne} = 1$, ce qui est très loin de la réalité. Sur cet exemple de mise en forme on constate que la prise en compte des caractéristiques mécaniques du renfort et les conditions aux limites en efforts (ici le serre flanc présenté figure 31 est essentiel) peut être très importante dans une simulation de formage de renfort fibreux tissé.

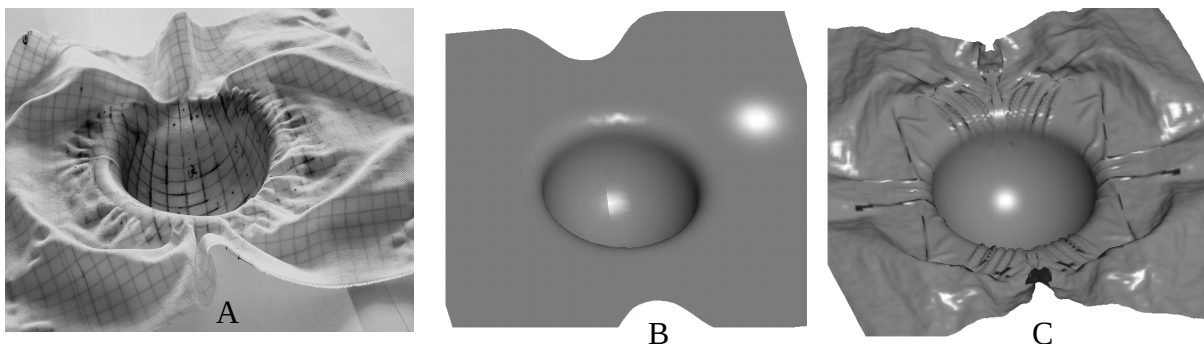


Figure 33 : Déformées ; vue de dessous. De gauche à droite : Expérimentale, Simulation en tension, Simulation en tension et cisaillement

3. CHAPITRE 3

Détermination expérimentale de la perméabilité

3.1.	Bancs de mesure	45
3.1.1.	Banc 1D	47
3.1.2.	Banc 2D	55
3.2.	Renforts étudiés	63
3.3.	Déformations des renforts	64
3.3.1.	Problématique	65
3.3.2.	Compression	65
3.3.3.	Cisaillement	65
3.4.	Résultats	66
3.4.1.	G986	66
3.4.2.	G1151	69
3.5.	Conclusions	70

L'ensemble des techniques décrites dans la littérature reposent sur l'étude de l'écoulement d'un fluide non réactif de viscosité connue au sein du renfort à caractériser dans des conditions définies, pour lesquelles l'utilisation de la loi de Darcy permet d'exprimer les variables caractérisant l'écoulement (vitesse, pression) en fonction de la (des) perméabilité(s), de la viscosité du fluide et, dans certains cas, du temps. Les perméabilités sont ensuite déterminées en ajustant les prédictions du modèle à des mesures expérimentales de pression et de vitesse.

La mesure de perméabilité a cela de particulier que la physique sous jacente est simple mais que la mesure de ce paramètre est extrêmement sensible aux déformations locales du renfort étudié, en particulier dans le cas des fractions volumiques de fibre élevées (cas de figure généralement rencontré dans l'industrie aéronautique et spatiale). En effet, les renforts tissés ont cela de particulier (*cf* chapitre 2) qu'ils ont la capacité de se draper sur des surfaces fortement non développables. Cet avantage devient alors un inconvénient lorsqu'il s'agit de placer une préforme fibreuse dans un moule de perméabilité sans (trop) la déformer.

3.1. Bancs de mesure

Les mesures de perméabilité présentées dans ce document ont été réalisées au moyen de deux bancs expérimentaux. Le premier, utilisant un écoulement unidirectionnel, ou moule « 1D » a rapidement été abandonné au profit d'un banc à écoulement radial ou banc « 2D » permettant de caractériser les deux directions du tenseur de perméabilité dans le plan. En effet, si les bancs « 1D » présentent des avantages certains :

- Détermination analytique directe de la perméabilité
- limitation des déformations du moule aux fortes fractions volumiques de fibres

Ils présentent par ailleurs des inconvénients notables :

- Gestion des fuites sur les bords (*race tracking*)
- Connaissance *a priori* des orientations principales du tenseur de perméabilité
- Détermination d'une seule composante du tenseur

Aussi, nous avons décidé de développer un banc « 2D » qui, comme nous allons le voir par la suite, a cela de spécial qu'il permet de réaliser des mesures en régime insaturé par suavit du front au moyen d'un appareillage optique en utilisant un fluide test comme une huile silicone Rhodorosile calibrée mais également en régime saturé (perméabilité de Darcy) en utilisant comme fluide test de l'air ou cette même huile et ce pour des renforts anisotropes.

Hypothèses de mesure :

Un certain nombre d'hypothèse doivent être respectées afin de pouvoir réaliser des mesures de perméabilité dans des conditions conformes aux hypothèses assurant la validité des équations utilisées :

- Le fluide est supposé newtonien et incompressible
- Le milieu poreux est indéformable
- L'écoulement doit être laminaire ($Re \ll 1$)
- Le milieu poreux est supposé totalement saturé en fluide
- La taille des pores est supposée faible par rapport aux dimensions du milieu poreux (le VER du milieu étudié est petit face aux dimensions du matériau testé)
- Enfin, la perméabilité (telle que définie par Darcy) est définie comme une propriété intrinsèque du milieu poreux

Les écarts à ces hypothèses seront décrits dans les paragraphes suivants en tant que de besoin, mais il est bon de noter tout de suite que les mesures réalisées en régime dit « insaturé » ne respectent pas ces hypothèses, et la conséquence directe de ce fait est que cette perméabilité insaturée n'est plus une propriété intrinsèque au matériau. En effet, celle-ci dépend alors de l'interaction entre le fluide de perméation et le renfort fibreux (effets capillaires).

De même, les mesures à l'air, fluide compressible, ne respectent *a priori* pas l'hypothèse d'incompressibilité, sauf si l'on se place dans un domaine de pression pour lequel ces effets sont négligeables, domaine qui permet par ailleurs de conserver un nombre de Reynolds inférieur à 1.

Les applications visées par l'industrie aéronautique et spatiale impliquent généralement l'utilisation de taux volumiques de fibres supérieures à 50%, aussi, il est communément admis (à quelques exceptions près) que pour ces domaines de taux de fibre, le milieu poreux peut être considéré comme indéformable.

3.1.1. Banc 1D

3.1.1.1. Présentation du banc et démarche expérimentale

Le banc « 1D » de l'Onera existe depuis déjà de nombreuses années et des descriptions existent dans la littérature [Flavin 2001][Boust 2002]. Nous rappelons brièvement son fonctionnement.

Ce dispositif expérimental consiste en quatre éléments tels que représentés Figure 34 et 35 :

- Un pot d'injection
- Un moule plan
- Des capteurs de pression, masse (balance), température et visualisation de l'avancée du front (caméra optique)
- Un système d'acquisition/traitement/visualisation enregistrant les données provenant de ces capteurs



Figure 34 : Banc de mesure 1D

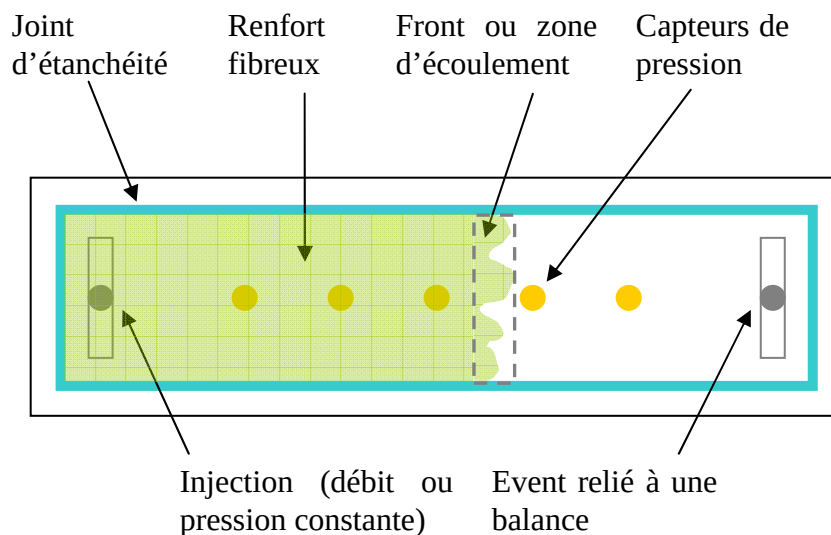


Figure 35 : Schéma de fonctionnement du banc 1D

Le pot d'injection est mis sous pression au moyen du réseau d'air comprimé (maximum 6,5 bars) et relié au moule par un tuyau contenant une vanne papillon. A ce jour, seuls des mesures à pression d'injection constante ont été réalisées.

Le moule est formé d'une plaque d'inox (partie basse) dans laquelle sont insérés cinq capteurs de pression visible Figure 35, de clinquants ou cadres calibrés permettant de définir l'épaisseur de la cavité de dimension 50x12cm, d'une plaque de verre (partie haute) et d'un cadre métallique renforcé permettant d'assurer la fermeture du moule et de limiter les déformations de la plaque de verre. L'étanchéité est assurée par des joints utilisés en infusion (mastic souple).

L'affichage ainsi que le traitement des données des capteurs de pression, de la température du fluide, de la masse de fluide (balance) ainsi que des images est assurée par un logiciel développé en interne Onera via une station d'acquisition HP pour la température et la pression, protocole RS232 pour la balance et USB pour la caméra.

i. Méthodes de mesure de la perméabilité en régime insaturé et saturé :

Régime Insaturé :

Pression constante : Dans le cas de figure où l'expérience est réalisée à pression d'injection constante, la perméabilité est déterminée de la manière suivante :

La mesure de perméabilité en régime insaturé consiste à déterminer la position du front de résine en fonction du temps. La détermination de la position du front peut être obtenue de différentes manières (traitement d'image, relevé manuel, capteurs de passage de front ...). La méthode ainsi que les principaux traitements de données permettant d'obtenir la perméabilité 1D insaturée sont décrits dans [Ferland 1996]. Le principe repose sur la loi de Darcy adaptée à un écoulement unidirectionnel et pour une pression d'injection constante.

$$\frac{dx_f}{dt} = - \frac{K_{insat} \Delta P}{\mu \phi x_f(t)} \quad (18)$$

Avec K_{insat} la perméabilité longitudinale, ΔP la différence de pression entre le point d'injection et l'évent, μ la viscosité dynamique, ϕ la fraction volumique de porosité et x_f la position du front de liquide.

L'intégration de l'équation 3.1 conduit à la relation suivante :

$$x_f^2(t) = - \frac{2 K_{insat}}{\mu \phi} \Delta P t \quad (19)$$

Il est ainsi possible de déterminer la perméabilité K_{insat} connaissant la pente de la droite $x_f^2(t)$.

Débit constant : Lorsque qu'un appareillage permettant de contrôler le débit est utilisé, la vitesse du front est alors constante et c'est alors la mesure de l'évolution de la pression en fonction du temps qui permet de calculer la perméabilité :

L'équation 18 est modifiée de la manière suivante : la position du front, x_f , est égale à la vitesse du front que multiplie le temps. De même, la dérivée de la position du front par rapport au temps est remplacée par sa vitesse :

$$v = - \frac{K_{insat} (P_{\text{évent}} - P_{\text{injection}})}{\mu \phi v t} \quad (20)$$

La vitesse du front, v , est substituée par Q/A dans l'équation précédente avec Q le débit imposé et A la section du moule de mesure pour obtenir :

$$(P_{\text{évent}} - P_{\text{injection}}) = - \frac{Q^2 \mu \phi}{A^2 K_{insat}} t \quad (21)$$

De manière similaire au cas à pression constante, la perméabilité est obtenue connaissant la pente de la droite $P_{\text{évent}} - P_{\text{injection}} = f(t)$.

Régime Saturé :

La perméabilité en régime saturé, ou perméabilité de Darcy, est obtenue par la mesure du débit massique de résine au travers de la préforme en fonction de la chute de pression dans celle-ci. La loi de Darcy qui relie la chute de pression au débit à travers la perméabilité s'écrit ainsi avec Q le débit volumique de fluide, ΔP la chute de pression dans le renfort, L la longueur du renfort et A la section de la cavité :

$$K_{\text{sat}} = - \frac{Q L \mu}{\Delta P A} \quad (22)$$

Le débit volumique, Q , déduit du débit massique mesuré expérimentalement est tracé pour plusieurs ΔP . La pente de la droite $Q = f(\Delta P)$ permet d'utiliser une valeur moyenne du ratio $Q/\Delta P$ dans l'équation 3.3.

ii. *Exemples de résultats :*

Saturé :

En régime saturé, deux type de mesures sont réalisées : des mesures de pression en différents points du moule et une mesure de débit massique comme illustré Figure 36. Partant du débit massique, le débit volumique est obtenu. La plage temporelle choisie correspond à la région de débit constant (et de différences de pressions entre capteurs constant). La formule de Darcy est alors appliquée, connaissant la viscosité du liquide de perméation en fonction de la température (ici de l'huile silicone calibrée), la section de la cavité du moule ainsi que les distances entre capteurs. On vérifie que la mesure de perméabilité ne varie pas en fonction du temps, c'est-à-dire en fonction de la différence de pression calculée à l'instant « t ». On constate dans l'exemple ci-dessous que la perméabilité varie en fonction de la position dans le moule (en fait en fonction du ΔP considéré, les capteurs 1 à 4 s'échelonnant depuis le point d'injection jusqu'à l'évent). Cette variation n'est pas « artificielle » (défaut de planéité ou autre) mais probablement due aux variations locales de la géométrie du renfort.

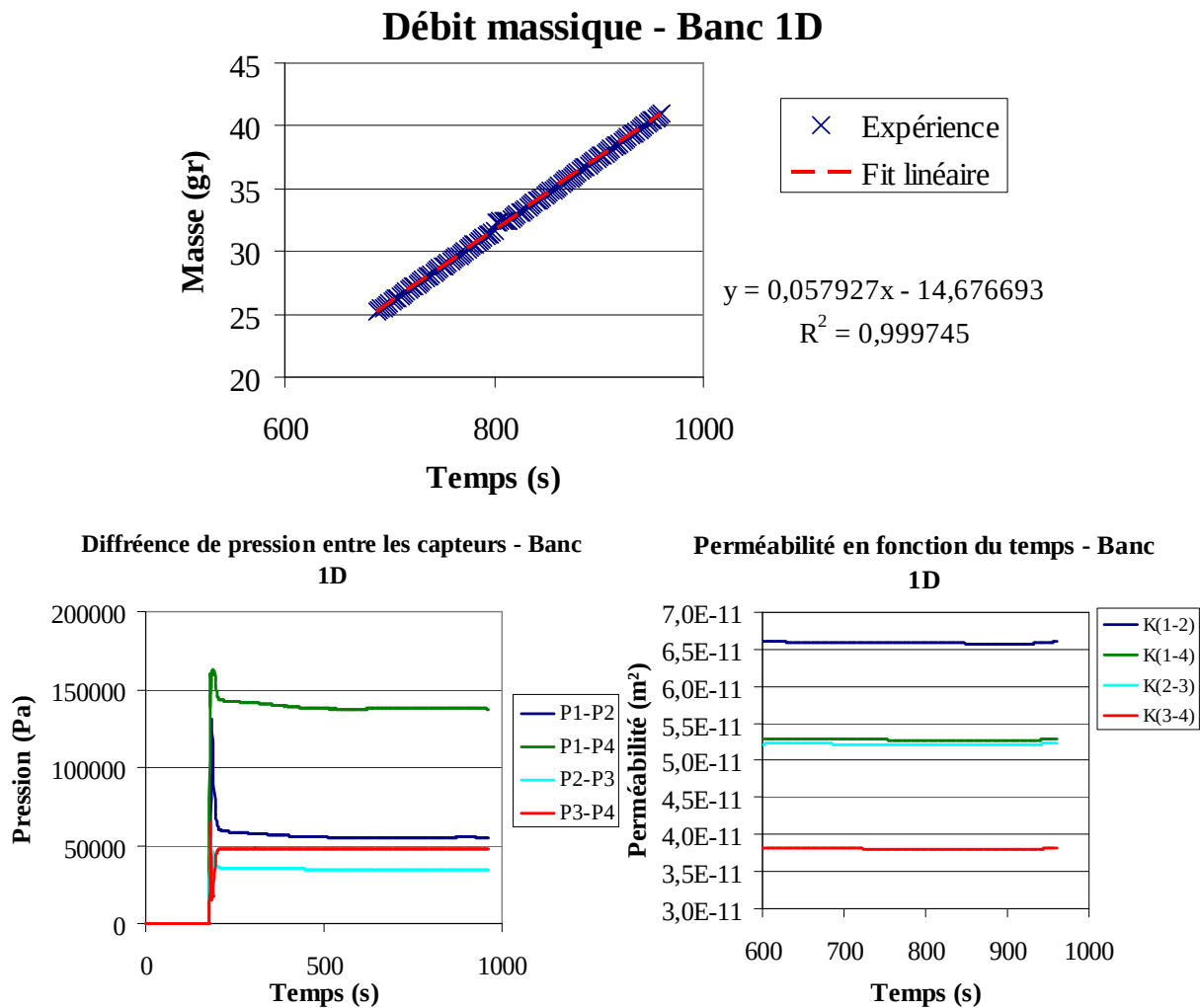


Figure 36 : Mesures expérimentales du débit massique et des pressions (ΔP) dans le cas du banc 1D en régime saturé (avec calcul des perméabilités associées)

Insaturé :

Les mesures en régime insaturé nécessitent, pour leur part, d'enregistrer la position du front de fluide ainsi que la pression d'injection en fonction du temps. Ces deux courbes permettent alors via l'équation 19 de déterminer la « perméabilité insaturée » du renfort étudié.

3.1.1.2. Incertitudes, erreurs et limites inhérentes au banc

Deux types d'effets, distincts par leurs origines, peuvent être dégagés : d'une part les incertitudes liées au dispositif expérimental lui-même (capteurs, géométrie du moule, ...) et d'autre part les effets intrinsèques aux expériences sur des renforts fibreux comme le positionnement des tissus, leur géométrie locale (déformations non intentionnelles) et l'imbrication entre les plis. Le premier type d'effets peut aisément être identifié et leurs effets quantifiés, mais le problème est plus compliqué en ce qui concerne les déformations locales du renfort (*cf* Chapitre 2). De plus, Hoes [Hoes 2004] a montré que l'imbrication des plis était une des principales sources de variabilité dans les renforts tissés. Cet effet particulier est traité en détail dans le chapitre 4.

i. Problèmes liés au moule de mesure

Avant toute chose, il est intéressant de réaliser l'expérience suivante qui consiste à mesurer la perméabilité équivalente de la cavité du moule vide (sans renfort fibreux). En effet,

il existe, pour un canal de section rectangulaire comme notre cavité, une équation analytique approchée (en fait une transformation conforme) permettant de calculer la perméabilité équivalente d'un conduit d'une telle section (on retrouve bien $b^2/12$ dans le cas de deux plans infinis parallèles $\rightarrow a$ tend alors vers $+\infty$).

$$K_{\text{rectangulaire}} = \frac{b^2}{64} \left(\frac{16}{3} - \frac{1024 * b}{a * \pi^5} * \sum_{n=0}^{N_{\text{max}}} \frac{\text{Tanh} \left[\frac{(2*n+1) * \pi * a}{2*b} \right]}{(2 * n + 1)^5} \right) \quad (23)$$

Avec a et b la largeur et la hauteur du canal considéré et N_{max} le nombre de coefficient de la somme pris en compte. La figure 37 ci-dessous montre l'évolution de la perméabilité de notre cavité en fonction de sa hauteur avec les points expérimentaux et une courbe théorique correspondant à l'équation 23 (pour deux types d'huile de viscosité 20 et 1000 centipoises). La bonne concordance entre expérience et prédiction pour toutes les épaisseurs permet d'être confiant quant à la planéité, au parallélisme des faces du moule ainsi qu'au bon respect des hauteurs de cavité définies par les clinquants et cadres.

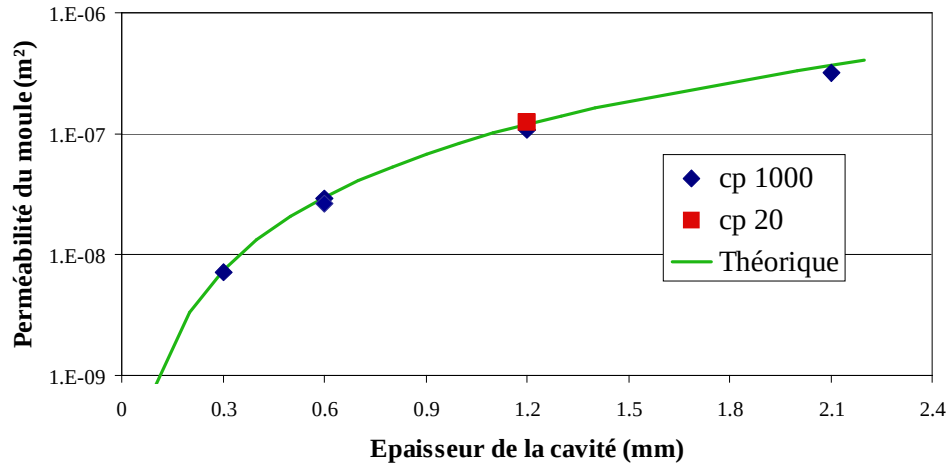


Figure 3.37 : Perméabilité du moule vide en fonction de l'épaisseur de la cavité

ii. Unidirectionalité de l'écoulement

Deux aspects doivent ici être pris en compte : les écoulements préférentiels ainsi que la désorientation du tenseur de perméabilité par rapport aux axes du repère du banc de mesure.

Lorsque le renfort fibreux n'est pas parfaitement jointif avec les bords latéraux du moule de mesure, un écoulement préférentiel ou *race tracking* a alors lieu dans la/les macroporosité(s) ainsi générées. Cet écoulement perturbe fortement la morphologie du front d'écoulement qui n'est alors plus du tout plan puisque le milieu n'est plus homogène en termes de perméabilité. De même, dans le cas d'une mesure en régime saturé, les résultats de la mesure sera fortement perturbé par ces écoulements et les valeurs de perméabilité obtenues par application de la loi de Darcy ne correspondront pas à la perméabilité intrinsèque du milieu étudié mais plutôt à la perméabilité d'un milieu homogène équivalent au renfort fibreux plus des macro-pores de perméabilité élevée.

Le second aspect pouvant expliquer la non-unidirectionnalité de l'écoulement concerne l'orientation des directions principales du tenseur de perméabilité du milieu poreux étudié par rapport au repère du banc de mesure. En effet, dans le cas où les axes du premier ne sont pas confondus avec ceux du second, et que le coefficient d'anisotropie du milieu poreux est différent de 1, la détermination de la perméabilité est alors complexifiée par le fait que le front d'écoulement n'est plus perpendiculaire aux bords du moule (cf Figure 38 ci-dessous).

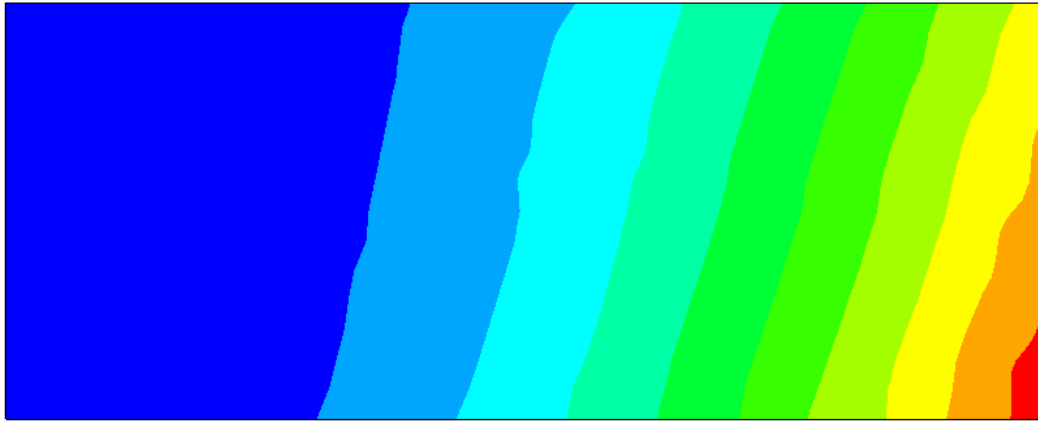


Figure 38 : Ecoulement dans un renfort fibreux anisotrope dont les directions principales ne coïncident pas avec le repère du moule de mesure (angle de 45°) : position du front en fonction du temps

Certains auteurs [Bickerton 1995][Lawrence 2002] ont étudié en détail l'effet des écoulements préférentiels sur le front de résine ainsi que différentes manières permettant de remonter à la perméabilité équivalente du canal [Fong 1994][Hammami 1998]. De même, il est possible, à partir de données expérimentales telles que celles (simulées) de la figure 38, de remonter à la perméabilité du renfort fibreux malgré la désorientation du tenseur par rapport aux axes du banc expérimental (méthode inverse, par exemple). En tout état de cause, il est préférable, même lorsque l'on désire réaliser une mesure en régime saturé, d'être à même de visualiser la progression du front de fluide dans la préforme car les écarts à la planéité et perpendicularité du front par rapport au banc de mesure sont les meilleurs moyens de détecter ces problèmes de non unidirectionnalité de l'écoulement.

iii. Problèmes spécifiques au régime insaturé

Dans le cas d'une mesure en régime insaturé, deux phénomènes (cf paragraphe 2.3.3) absents dans le cas du régime saturé viennent complexifier la détermination de la perméabilité du renfort fibreux. En effet, dans ce cas de figure, la progression du front dans le milieu poreux en fonction du temps (qui permet la détermination de la perméabilité) ne dépend pas uniquement de la géométrie de celui-ci mais également de deux phénomènes (qui dépendent également de la nature du fluide test ainsi que de la vitesse locale du front de fluide) que sont : la pression capillaire ainsi que la saturation partielle du renfort. Ces deux phénomènes sont par ailleurs couplés ce qui rend l'évaluation de leur contributions individuelles délicate. Pour finir, ces phénomènes sont mentionnés dans les paragraphes suivants eu égard à leur importance potentielle dans les expériences en régime non saturé, mais une étude complète de leur influence respective sort du cadre de ce travail étant donné que nous avons privilégié les mesures en régime saturé.

Pression capillaire :

Comme nous l'avons vu dans le chapitre sur l'état de l'art, la pression capillaire intervient lorsqu'un fluide progresse dans un milieu poreux. Cependant, de l'importance relative de ce phénomène par rapport au gradient de pression « macroscopique » existant entre les points d'injection et le front de fluide dépendra sa prise en compte effective. Le graphique ci-dessous représente l'évolution de la pression capillaire ΔP_c dans le cas du couple renfort carbone-résine époxy en fonction de la fraction volumique de fibre dans le cas d'une injection à débit constant dans un renfort de type « non-tissé ».

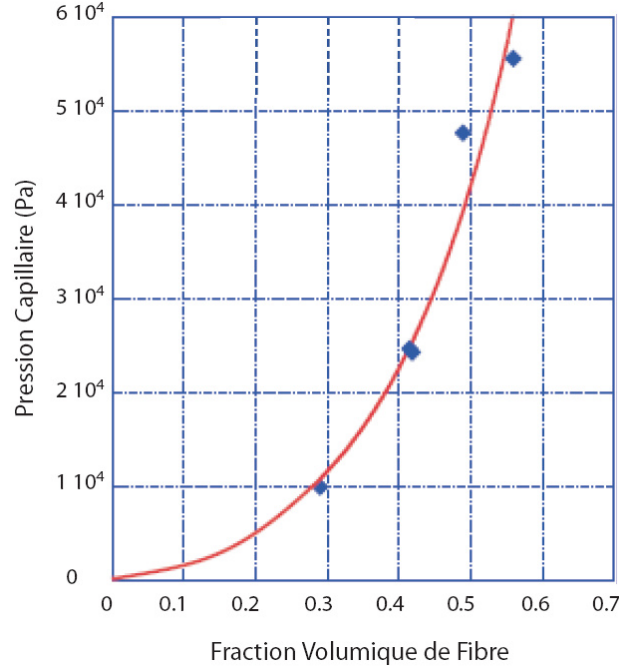


Figure 39 : importance relative de la pression capillaire en fonction de la fraction volumique de fibre dans les mèches (d'après [Verrey 2004])

Le graphique ci-dessus a été obtenu par ajustement de courbe sur des points expérimentaux à partir de l'équation 24 (cf [Verrey 2004]). Des méthodes basées sur les équations 19 et 21 permettent de la mesurer expérimentalement [Mortensen][Ahn][Amico].

$$\Delta P_{Cap} = \frac{A_{fibre}}{V_{fibre}} \gamma_{fv} \cdot \cos \left(\sqrt[3]{\frac{Q \cdot C_T}{A \cdot \gamma} \frac{1}{(1-V_f)}} \right) \cdot \frac{V_f}{1-V_f} \quad (24)$$

En effet, la pression capillaire peut être prise en compte en modifiant ces équations de la manière suivante : la pression capillaire est introduite dans l'expression de la différence de pression entre le point d'injection et le front de fluide :

$$\Delta P = P_{\text{évent}} + \Delta P_c - P_{\text{injection}} \quad (25)$$

On obtient alors dans le cas d'une expérience à pression constante :

$$\omega^2 = \frac{2 K_{\text{insat}}}{\mu \varphi} (P_{\text{injection}} - P_{\text{évent}}) - \frac{2 K_{\text{insat}}}{\mu \varphi} \Delta P_c \quad (26)$$

Avec $x_f^2 = \omega^2 t$. Dans cette équation, ω^2 est un paramètre « cinétique » assimilable à un coefficient de diffusion. Le tracé de ce paramètre pour des expériences menées à différents ΔP ($P_{\text{évent}} - P_{\text{injection}}$) permet de déterminer la pression capillaire ΔP_c . Une régression linéaire des points expérimentaux permet d'accéder à ΔP_c (abscisse à l'origine de cette droite).

Dans le cas d'une expérience à débit constant, la substitution de l'équation 25 dans l'équation 21 donne la relation suivante qui permet en extrapolant la partie linéaire de la courbe de $P_{\text{injection}} - P_{\text{évent}}$ en fonction du temps d'obtenir ΔP_c (ordonnée à l'origine de cette droite).

$$(P_{\text{injection}} - P_{\text{évent}}) = \frac{Q^2 \mu \varphi}{A^2 K_{\text{insat}}} t + \Delta P_c \quad (27)$$

Dans le chapitre 2, nous avons vu l'influence des différents paramètres procédés et matériaux sur l'influence des effets capillaires. Pour conclure au sujet de l'importance de la

pression capillaire sur les mesures de perméabilité, il suffit de se référer à la figure 39 précédente qui indique que celle-ci peut atteindre des valeurs très importantes (>0.5 bar) lorsque que le taux de fibre est supérieur à 50%. Ces valeurs données dans le cas d'une injection à débit constant doivent bien entendu être interprétées différemment dans le cas d'une expérience à pression constante au cours de laquelle la vitesse du front de fluide (et donc le nombre capillaire, qui engendre une variation de l'angle de mouillage dynamique modifiant ainsi la pression capillaire...) évolue avec l'éloignement de celui-ci par rapport au point d'injection.

Au final, si la pression capillaire agissant lors de l'expérience de perméabilité est connue, il suffit alors de l'introduire dans une des équations précédentes de manière à corriger les valeurs de pression et ainsi prédire une valeur de perméabilité « intrinsèque » au milieu poreux. Reste le problème de l'identification de la position du front en présence de saturation de même que l'estimation des effets capillaires dans les macro et micropores.

Saturation du milieu poreux :

De même, dans le chapitre 2, avons nous abordé la question de la saturation du milieu à double échelle de porosité que sont ces renforts fibreux. Nous avons ainsi vu que cette saturation dépendait de nombreux facteurs comme la distribution en tailles ainsi qu'en nombre des porosités mais également des effets capillaires agissant sur l'écoulement dans ces porosités. De plus, la répartition spatiale de celles-ci (orientation des porosités, interconnexions des différentes familles ...) avait une importance prépondérante sur la saturation. La définition d'un tenseur de saturation est par ailleurs abordée dans le chapitre sur les conclusions et perspectives.

Concrètement, la saturation génère une incertitude sur la position du front de fluide. En effet, nous avons vu que deux fronts peuvent être définis : le front correspondant à 100% de saturation et celui correspondant au minimum de saturation (en fait la position la plus avancée du fluide dans le milieu poreux). Dès lors, la question se pose de savoir quel front doit être suivi afin de déterminer la perméabilité en régime insaturé. Le problème n'est pas trivial car nous avons vu que la distance entre ces deux fronts peut varier au cours d'une expérience. Une solution simple consiste à borner la perméabilité du milieu en utilisant pour cela l'évolution de la position de ces deux fronts.

iv. Limites intrinsèques et avantages des bancs « 1D »

En ce qui concerne les limites intrinsèques à un tel banc de mesure, la détermination *a priori* des directions principales du tenseur nous paraît être la plus contraignante. De plus, le surcroît de travail généré par le fait qu'une seule composante du tenseur puisse être déterminée par expérience ainsi que les problèmes que nous avons pu rencontrer, avec notre montage, en termes d'effet de bords (fuite sur les bords), nous ont rapidement amené à développer un banc de mesure 2D permettant de réaliser des mesures saturées à l'air et bien évidemment à l'huile ou tout autre fluide classiquement utilisé, de manière à pouvoir réutiliser aisément une même préforme pour plusieurs taux de fibre mais également par soucis pratiques de manière à diminuer le temps de cycle particulièrement long lorsqu'il s'agit de nettoyer un banc après une expérience à l'huile.

Néanmoins, la littérature montre que les mesures réalisées au moyen de bancs 1D présentent généralement une variabilité moindre que celles réalisées sur des bancs 2D [Parnas 1994], [Lundström 2000] (rigidité plus élevée car portée de couvercle plus faibles, mesure de distance simple en lieu et place d'une mesure de taille et anisotropie d'ellipse). Cependant, si cette affirmation est sans doute recevable dans le cas des mesures insaturées, le peu de littérature existant sur la mesure de perméabilité en régime saturé sur des milieux anisotropes ne permet pas d'étendre directement la remarque précédente à ce type de mesure.

3.1.2. Banc 2D

3.1.2.1. Présentation du banc et démarche expérimentale

La première version du banc 2D que nous avons développé à l'Onera est composée des mêmes éléments que le banc 1D à savoir :

- Un pot d'injection
- Un moule plan
- Des capteurs de pression, masse (balance), température et visualisation de l'avancée du front (caméra optique)
- Un système d'acquisition/traitement/visualisation enregistrant les données provenant de ces capteurs

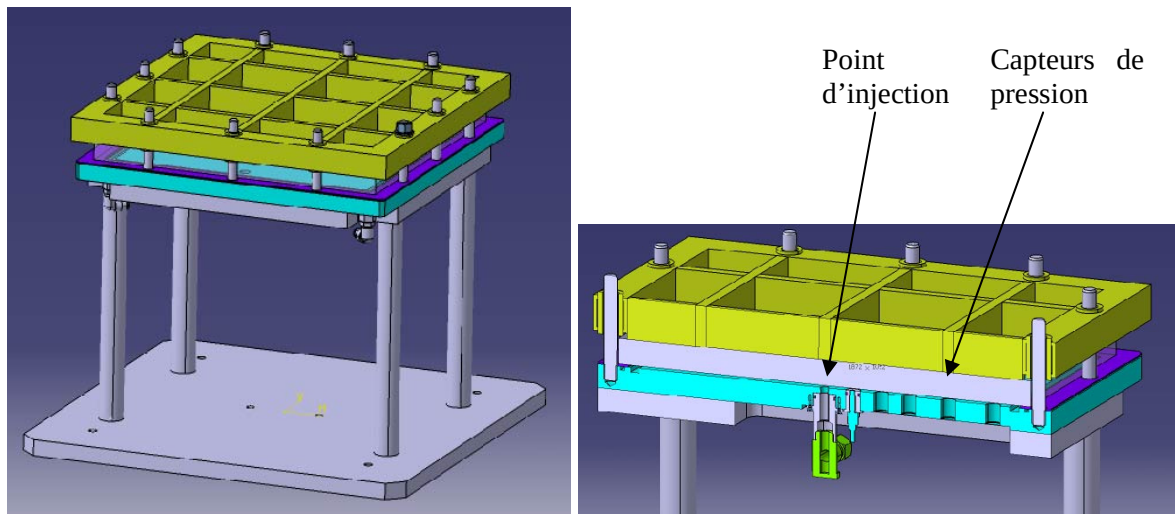


Figure 40 : Vue extérieure et vue en coupe du moule 2D Onera

Deux modes de fonctionnements sont prévus pour ce moule en fonction de la nature du fluide de perméation utilisé : air ou huile silicone. Toute la partie acquisition est identique à celle utilisée dans le cas du banc 1D, en dehors du débitmètre utilisé en mode « air » qui a son système d'acquisition propre et pour lequel le transfert de donnée s'effectue également par RS232. La partie « logiciel de visualisation et traitement des données » est par contre propre à ce banc de mesure. Feser [Feser 2006] a étudié un tel banc fonctionnant à l'eau et à l'air mais uniquement dans le cas de milieux isotropes. De nombreuses études existent en particulier sur les dispositifs insaturés [Hoes 2002], [Lekakou 1996], [Chan 1993].

Comme le banc a été développé sur la base d'un banc existant, il ne présente pour l'instant que deux rangées de capteur situées à 90° l'une de l'autre. Cette disposition n'est bien évidemment pas idéale puisqu'elle ne permet pas de déterminer sans indétermination l'angle du tenseur de perméabilité par rapport au repère du dispositif. Néanmoins, dans le cas de renforts anisotropes dont les directions principales sont connues ou déterminées par observation de l'écoulement transitoire dans le cas où le fluide de perméation est l'huile, il est possible de réaliser des mesures précises au moyen de ce dispositif.

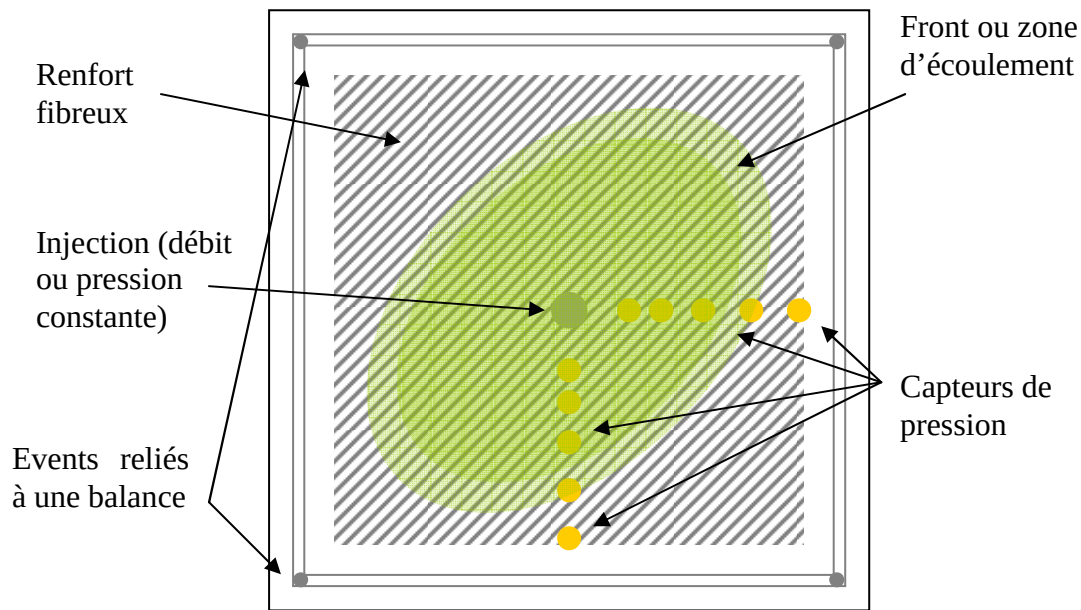


Figure 41 : Schéma de fonctionnement du banc 2D

Air :

Lorsque le fluide de perméation est de l'air, le seul régime de mesure accessible est le régime saturé. Dans ce cas, un débitmètre de précision (de 0 à 200sccm) est utilisé pour imposer un débit d'air à travers la préforme dans laquelle on a au préalable réalisé un trou centrale circulaire (8mm de rayon) à l'emporte pièce. L'on mesure alors la chute de pression à travers la préforme en dix points localisée à différents rayons et angle dans le repère cylindrique du trou d'injection.

Huile :

Lorsque le fluide de perméation est de l'huile, il est alors possible de réaliser deux types de mesure : en régime insaturé et saturé. En régime insaturé, la position du front de fluide est enregistrée au moyen d'une caméra optique de même que la pression d'injection (expérience à pression d'injection ou débit constante). En régime saturé, la pression d'injection et le débit sont également enregistrés.

De même que dans le cas du moule 1D, l'épaisseur de la cavité est définie à l'aide de clinquants et cadres d'épaisseur calibrée. La préforme est alors placée dans la cavité et une plaque de verre ou d'inox (en fonction du type de mesure) est placée au dessus. Un cadre renforcé visible en jaune sur la figure 40 vient compléter le dispositif et permet de réduire les déformations du moule pour les forts taux volumiques de fibres. Une gorge a été prévue dans la partie inférieure du moule tout autour de la zone recevant la préforme afin de récolter le fluide de perméation qui s'écoule par quatre trous situés aux quatre coins du dispositif. Ces trous sont alors reliés à des tuyaux qui acheminent le fluide vers une balance permettant de mesurer le flux massique en fonction du temps. Ainsi, il n'est pas nécessaire d'assurer l'étanchéité du dispositif et de par le principe d'injection centrale, aucun effet de bord (*race tracking*) n'est à craindre.

i. Méthodes de mesure de la perméabilité en régime insaturé et saturé :

Régime Insaturé :

La grande majorité des mesures présentées par la suite le sont en régime saturé, aussi, nous nous limiterons ici à un bref descriptif de la méthode, très bien documentée dans la

littérature par ailleurs. La méthode de mesure de la perméabilité en régime insaturé consiste à déterminer la position du front de fluide en fonction du temps. L'équation de Darcy, assortie de la condition d'incompressibilité est utilisée :

$$\vec{V}_{\text{Front}} = - \frac{K}{\mu \phi} \cdot \nabla P \quad (28)$$

$$\nabla \cdot \vec{V}_{\text{Front}} = 0 \quad (29)$$

Cette équation peut être exprimée dans le système d'axe correspondant aux directions principales du tenseur de perméabilité plan, soit :

$$K_{xx} \frac{\partial^2 P}{\partial x^2} + K_{yy} \frac{\partial^2 P}{\partial y^2} = 0 \quad (30)$$

Dans le cas particulier où le milieu poreux considéré est isotrope, la perméabilité est identique dans toutes les directions du plan. L'équation 30 se simplifie alors en équation de Laplace en coordonnées cylindriques :

$$K_{rr} \left(\frac{\partial^2 P}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial r} \right) = 0 \quad (31)$$

Deux intégrations successives permettent d'obtenir le gradient de pression selon r pour une position de front $r=R_f$, après application des conditions aux limites suivantes, $r=R_i$ le diamètre du trou d'injection centrale $\rightarrow P(R_i)=P_i$, $r=R_f$ le diamètre du front de matière $\rightarrow P(R_f)=P_f$ et $\Delta P = P_i - P_f$ la différence de pression entre ces deux rayons :

$$\frac{\partial P}{\partial r} = \frac{1}{r} \frac{\Delta P}{\ln \left[\frac{R_f}{R_i} \right]} \quad (32)$$

Le milieu étant considéré isotrope et dans le cas d'une pression d'injection constante, l'équation suivante relie la perméabilité du milieu à la chute de pression dans celui-ci ainsi qu'à la position du front [Advani 1994] :

$$R_f^2 \left(2 \ln \left[\frac{R_f}{R_i} \right] - 1 \right) + R_i^2 = \frac{4 K_{rr} (P_i - P_f) t}{\mu \phi} \quad (33)$$

Avec R_f la position radiale du front de fluide, R_i le rayon du trou d'injection, ϕ la fraction volumique de porosité, t le temps, P_i la pression d'injection et P_f la pression au front de fluide (cf Figure 42).

Dans le cas plus général où le renfort étudié est anisotrope et le front d'écoulement de type elliptique, la solution de l'équation différentielle quasi-harmonique (3.31) exprimée en coordonnées elliptiques donne [Adams 1988][Chan 1991] :

$$\left(\frac{R_1}{R_i} \right)^2 \left(2 \ln \left[\frac{R_1}{R_i} \right] - 1 \right) + R_i^2 = \frac{4 K (P_i - P_f) t}{\mu \phi R_{01}} \quad (34)$$

Avec R_1 le grand rayon de l'ellipse. R_{01} , la dimension équivalente du point d'injection selon R_1 pour un point d'injection de forme elliptique est donné par :

$$R_{01} = \sqrt{\frac{R_2}{R_1}} R_i \quad (35)$$

Avec R_2 le petit rayon de l'ellipse. La perméabilité équivalente, K_e , qui remplace K est définie comme suit :

$$K_e = \sqrt{K_1 K_2} \quad (36)$$

Avec :

$$\sqrt{\frac{K_1}{K_2}} = \frac{R_1}{R_2} \quad (37)$$

Pour R_1 et $R_2 \gg R_0$, les valeurs principales du tenseur de perméabilité dans le plan du renfort, K_1 et K_2 , sont calculée de la manière suivante :

$$K_1 = K_e \frac{R_1}{R_2} \text{ et } K_2 = K_e \frac{R_2}{R_1} \quad (38)$$

Comme la géométrie du front de fluide peut être approximé par une ellipse, une caméra optique enregistre la progression à intervalle 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.

En fait, un avantage du régime insaturé réside dans le fait que la géométrie de la préforme (les bords extérieurs) n'intervient pas dans le calcul de la perméabilité (en tout cas tant que le front de fluide n'a pas atteint les bords), au contraire de la mesure en régime saturé pour laquelle cette géométrie est précisément celle sur laquelle les conditions aux limites « extérieures » doivent être appliquées.

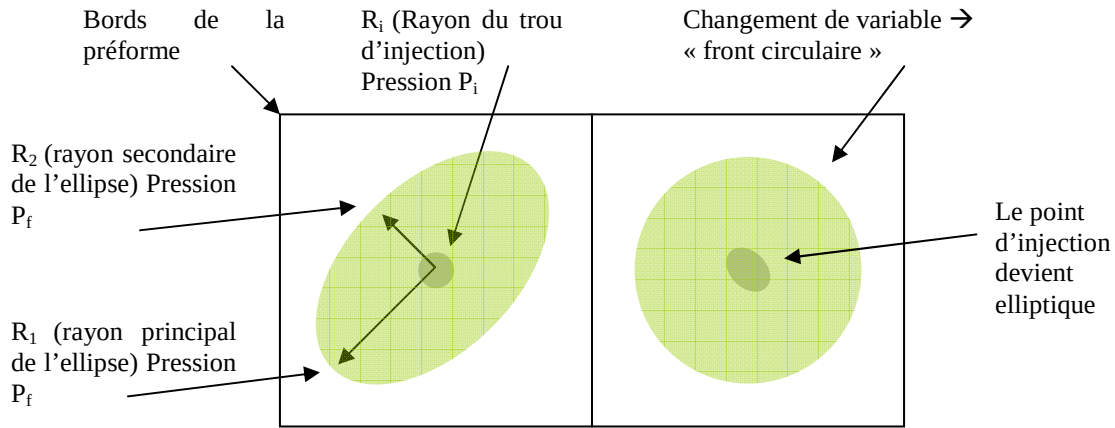


Figure 42 : Schéma de fonctionnement en régime insaturée dans le cas d'un milieu anisotrope

Régime Saturé :

La mesure de la perméabilité de Darcy ou perméabilité saturée dans un dispositif 2D dépend de la nature du renfort étudié. En effet, il existe, pour des milieux isotropes plans (équation 41) une solution analytique exacte dans le cas où la géométrie de la préforme est circulaire, de même que le trou d'injection centrale [Pomeroy 2006] (cf Figure 43). Pour ce faire, il suffit d'écrire l'équation de darcy en coordonnées cylindriques :

$$Q = -\frac{K_{sat} A}{\mu} \cdot \frac{dP}{dr} \quad (39)$$

$$K_{isotrope \text{ plan}} = \begin{pmatrix} K_{sat} & 0 & 0 \\ 0 & K_{sat} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{pmatrix} \quad (40)$$

Avec r le rayon considéré et K_{zz} la perméabilité transverse du matériau qui n'intervient pas dans les mesures plan. L'intégration de cette équation donne alors la relation suivante qui permet de calculer la perméabilité d'une préforme isotrope circulaire connaissant la chute

dans pression en son sein pour un débit donné ou le débit consécutif à une pression d'injection imposée :

$$K_{sat} = \frac{Q \mu}{2 \pi h \Delta P} \ln \left(\frac{R_0}{R_i} \right) \quad (41)$$

Avec la section A qui est dans ce cas égal à $2\pi h$ ou h est l'épaisseur de la cavité, R_0 le rayon de la préforme, R_i le rayon du trou d'injection et $\Delta P = P_i - P_0$ la chute de pression entre le trou d'injection et le bord de la préforme.

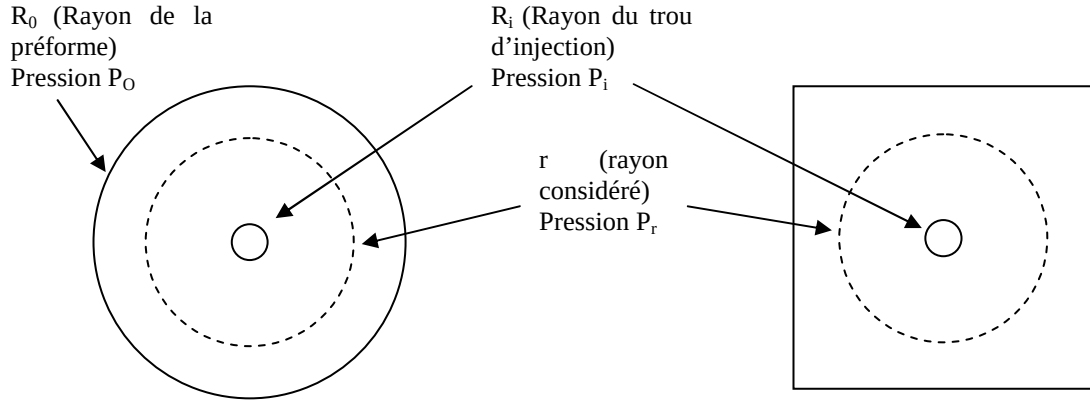


Figure 43 : Cas particulier de géométrie de préforme pour lequel l'équation de Darcy en coordonnées cylindriques a une solution analytique (à gauche) et cas plus généralement rencontré (à droite)

En toute rigueur, l'utilisation de préformes de géométrie carrées au lieu de circulaires ne permet plus de dériver de solution analytique à ce problème. Néanmoins, en pratique, la chute de pression selon les médiatrices des côtés est proche de celle selon le rayon du cercle de diamètre circonscrit à ce carré. Cela revient à dire que l'effet des coins sur la pression selon les médiatrices des bords du carré est suffisamment faible, comme le confirme les valeurs relevées lors d'une simulation (équation de Darcy, milieu isotrope) sur ces deux géométries (cf Figure 43 ci-dessous). La différence de pression entre le cas analytique et la préforme carré s'établit au maximum à 0,7. Comme nous utilisons des capteurs différentiels, nous avons l'habitude de tracer les courbes avec une pression aux bords de la préforme égal à 0. Par ailleurs, comme le calcul de la perméabilité à l'aide de l'équation analytique ne dépend que du ΔP entre le point d'injection et le bord de la préforme, l'erreur sur la perméabilité est proportionnel à l'erreur sur ce ΔP qui est égale, dans le cas illustré ci-dessous à 0,7 soit une erreur de $0,7/25 \sim 2,5\%$.

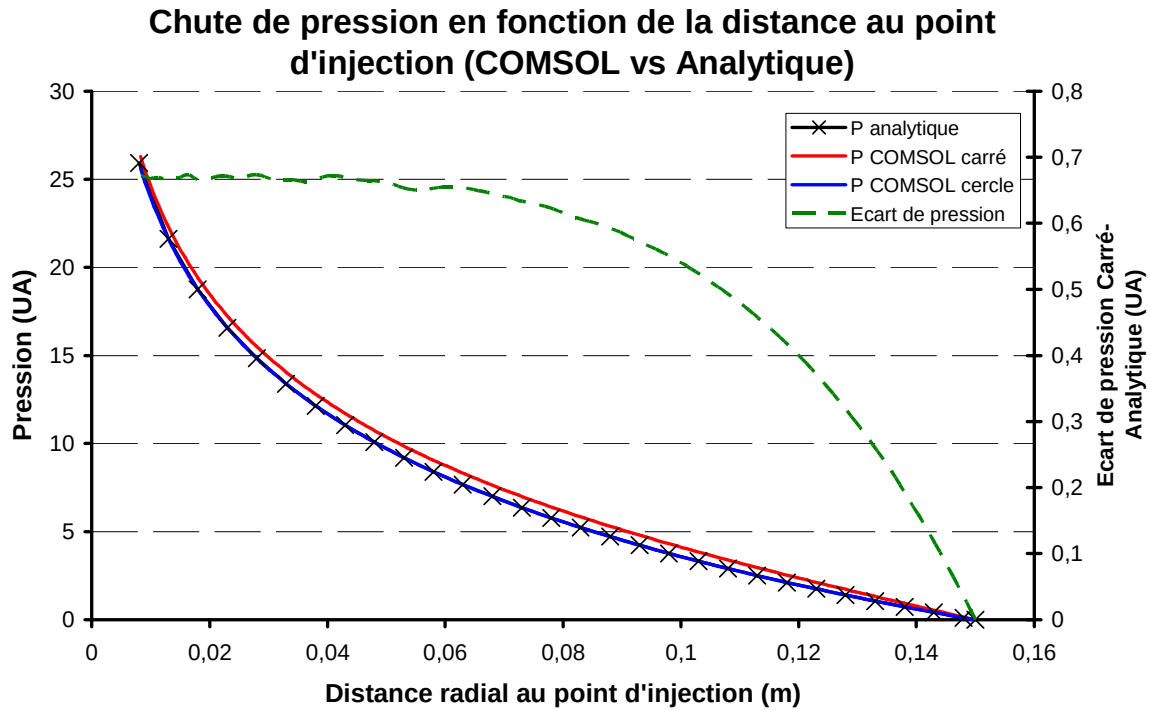


Figure 44 : chute de pression dans une géométrie circulaire et carré

Néanmoins, en toute généralité et en particulier dans le domaine des composites, on s'attend à être confronté à des milieux poreux non isotropes. C'est le cas d'un milieu isotrope que l'on aurait cisailé, par exemple. Aussi, il paraît indispensable de disposer d'une méthode permettant, avec ce même banc, de déterminer les deux composantes « plan » du tenseur de perméabilité ($K_{sat\ xx}$ et $K_{sat\ yy}$) :

$$K_{anisotrope\ plan} = \begin{pmatrix} K_{sat\ xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{sat\ yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{pmatrix} \quad (42)$$

Dans le cas d'un milieu anisotrope plan, les iso-pressions n'étant pas des cercles mais des ellipses, il est nécessaire soit de passer en coordonnées elliptiques pour conserver une solution numérique au système d'équations analytiques soit d'utiliser une autre méthode que nous verrons par la suite. Le problème d'une solution en coordonnées elliptiques est qu'elle nous imposera d'une part de percer des trous d'injection ainsi que des préformes elliptiques, mais aussi de connaître *a priori* l'anisotropie du milieu étudié afin de pouvoir découper la préforme de manière adéquate (avec le bon ratio entre le grand et petit axe de l'ellipse).

Aussi, nous avons décidé d'utiliser une méthode inverse pour déterminer la perméabilité des renforts fibreux étudiés dans ce travail de thèse. En effet, cette méthode permet de s'affranchir (partiellement) d'un certain nombre de problèmes :

- Toutes les géométries de préformes sont envisageables, ce qui va nous être utile dans le cas des renforts cisailés
- Nous n'avons pas à connaître *a priori* les directions principales du tenseur de perméabilité du matériau étudié

La méthode inverse utilisée consiste, comme toujours, à minimiser une fonction objective définie par l'utilisateur (nous). Cette fonction est en générale basée sur la différence (par exemple au sens des moindres carrés) entre valeurs mesurées et valeurs simulées. Dans notre cas, nous avons cherché à minimiser, en fonction des inconnues (trois au maximum que sont les deux valeurs principales du tenseur de perméabilité ainsi que l'angle de ce tenseur par

rapport au repère du moule de mesure) les écarts entre mesures expérimentales et valeurs simulée de pression.

Les simulations sont réalisées à l'aide du logiciel COMSOL© sur une géométrie aussi proche que possible de celle de la préforme fibreuse étudiée. Les conditions aux limites sont bien connues : condition de débit au point d'injection (transformée en vitesse imposée sur le périmètre du point d'injection) et condition de pression sur les bords extérieurs comme illustré figure 45 ci-dessous :

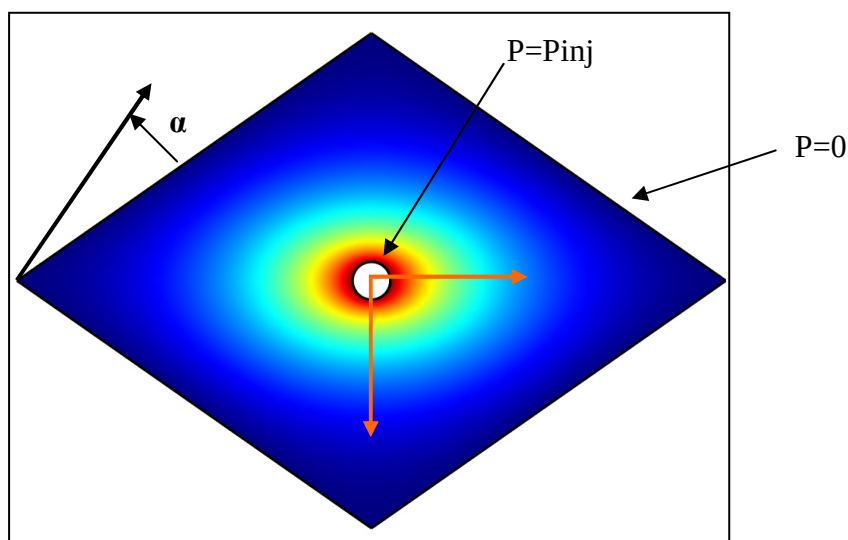


Figure 45 : Méthode inverse utilisée pour la détermination du tenseur de perméabilité dans le cas d'un renfort cisaillé (champ de pression) d'un angle « α » (ici 20°). Les deux lignes de capteurs sont indiquées par les flèches orange.

Le script de la méthode inverse (nous avons utilisé une fonction préprogrammée dans COMSOL Optimisation Lab) lance alors successivement des calculs sur la même géométrie en modifiant les valeurs du tenseur de perméabilité (K_{xx} et K_{yy} dans les axes propres) ainsi que de l'angle entre celui-ci et le repère du moule jusqu'à ce qu'il ne parvienne plus à réduire la valeur de la fonction erreur. Ce processus est relativement rapide (de l'ordre de quelques dizaines de minutes pour dépouiller une série d'expériences) et entièrement automatisé (suite à l'expérience, les scripts nécessaires au lancement de cette méthode inverse sont automatiquement générés).

3.1.2.2. Erreurs et limites inhérentes au banc

i. Problèmes lié au moule de mesure

Parmi les désavantages des moules de mesure « 2D », les erreurs et incertitudes liées au trou d'injection central est sans doute les plus importantes. Néanmoins, un soin particulier a été apporté à la réalisation des trous au moyen d'une presse et d'un outil de coupe affuté. L'observation optique ne montre aucune dégradation du renfort localement.

La compressibilité de l'air est le second problème qui est résolu en utilisant des capteurs différentiels capable de mesurer de très petites différences de pression (le « bruit de mesure » est de l'ordre de quelques Pa). De plus, un débitmètre MKS de plage $0 \rightarrow 200 \text{ sccm}$ avec une précision de 0.1% de la pleine échelle (*standard cubic centimeter per minute*) est utilisé pour contrôler de très petits débits générant ainsi de très petites pressions (capteurs de pression différentiels Kullite $0 \rightarrow 3500 \text{ Pa}$ avec une précision de 0.1% de la pleine échelle) dans le renfort. De cette façon, la différence de pression entre le point d'injection (pression max) et le bord de la préforme (pression min) ne dépasse pas $\sim 6000 \text{ Pa}$. Cette différence de pression

génère une erreur sur la mesure de perméabilité qu'il est possible de calculer en modifiant l'équation 41 [Feser 2006], [Pomeroy 2007] de manière à prendre en compte la variation de densité de l'air en fonction de la pression avec :

$$\rho = \frac{P}{R.T} \quad (43)$$

L'introduction de cette équation dans 41 donne :

$$K' = \frac{\mu Q P_0}{\pi h (P_i^2 - P_0^2)} \cdot \ln \left(\frac{r_0}{r_i} \right) \quad (44)$$

La comparaison entre 44 et 41 montre que K' peut être exprimé en fonction de K :

$$K' = K \frac{2P_0}{P_0 + P_r} \quad (45)$$

En effet, il est classiquement admis que la loi de Darcy est considérée comme étant valable pour des écoulements laminaires à bas Reynolds. Michaud [Michaud 2001] considère qu'il faut respecter $Re < 1$. De plus, les effets inertiels ainsi que la compressibilité de l'air sont considérés par [Ding 2003] et [Michaud 2001] comme étant négligeable pour des nombres de Reynolds < 0.1 . Néanmoins, le calcul du nombre de Reynolds local est complexe en raison de la géométrie de même que la vitesse microscopique non parfaitement connue. En pratique la longueur de référence utilisée dans le nombre de Reynolds est considérée comme étant le diamètre des fibres ou des macro-pores (double échelle de porosité) et la vitesse locale est prise égale à la vitesse de surface (ce qui n'est pas très bon dans les milieux à double échelle) ou mieux est calculée à partir d'un calcul d'écoulement sur le VER du renfort considéré.

Heureusement, la littérature [Kim 2002], [Kim 2003] indique les débits adéquats ainsi que le nombre de Reynolds maximal permettant d'assurer la laminarité de l'écoulement. Dans notre cas où le débit maximum est de 0.2l/min, il est recommandé de garder $Re < 1$.

L'équation 45 permet ainsi d'estimer l'erreur due à la compressibilité de l'air K'/K . Dans notre cas, comme la pression d'injection maximum est de l'ordre de 6000 Pa au-dessus de la pression atmosphérique, l'erreur commise sur la mesure de perméabilité ne dépasse pas 3%.

ii. Problèmes spécifiques au régime insaturé

Les problèmes spécifiques au régime saturé ont déjà été détaillés au paragraphe 3.1.1.2 dans le cas du moule 1D. Le fait que ce moule soit 2D n'implique pas de problèmes supplémentaires à ce niveau-là, si ce n'est la difficulté à suivre un front elliptique plutôt que rectiligne. Une chose toutefois diffère du banc 1D dans le cas d'un dispositif 2D : le front d'écoulement ne présente pas toujours la même orientation par rapport aux directions du matériau comme c'est le cas du dispositif 1D. Cette différence peut induire des écarts importants sur la saturation locale du matériau (toujours le concept de tenseur de saturation) et ainsi générer une incertitude sur sa position variable en fonction de l'orientation respective du front d'écoulement et de l'orientation du matériau.

iii. Limites intrinsèques des bancs « 2D »

Insaturé :

En régime insaturé (pas réellement utilisé dans ce travail), la difficulté vient du fait qu'il est nécessaire de déterminer à chaque pas de temps la position du front de fluide, opération complexifiée par les effets capillaires et la saturation partielle du renfort comme nous l'avons déjà mentionné.

Saturé :

Détermination des trois inconnues (K_{xx} , K_{yy} et l'angle entre les directions principales du tenseur et les axes du dispositif) sans ambiguïté nécessite de disposer de suffisamment de capteurs. Comme ce n'est pas le cas de notre dispositif, nous devons réaliser une mesure à l'huile après les mesures à l'air de manière à contrôler l'orientation des directions principales et à pouvoir ainsi de corriger, si besoin, les résultats obtenus à l'air en relançant la méthode inverse avec le bon angle (dans ce cas l'angle n'est plus une inconnue mais une donnée d'entrée).

3.2. Renforts étudiés

Les renforts étudiés dans le cadre de ce travail de thèse sont deux tissés de la société Hexcel : le G986 et le G1151.

Les comparaisons entre les mesures de ce chapitre et les calcul EF et analytiques seront présentées dans le chapitre 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

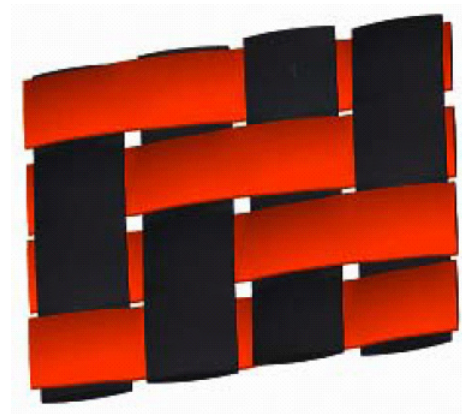


Figure 46 : Photographie et Modèle (Hivet) du G986

Ce renfort est largement utilisé dans l'industrie aéronautique et spatiale, de plus, il présente une complexité suffisante pour ne pas risquer de « rater quelque chose » au cours de la comparaison mesure-prédiction.

Le G1151 est un tissé 2,5D (ou interlock) présentant les caractéristiques suivantes :

Armure : 2,5D (interlock à trois couches de trame)

Contexture chaîne : 7,5 fils/cm

Fil de chaîne : 6K

Contexture trame : 7,4 fils/cm

Fil de trame : 6K

Masse surfacique : 630gr/m²

Ce renfort fibreux est également largement utilisé par les industriels du secteur, et cela de par son excellente déformabilité (cisaillement) lui permettant d'être embouti sur des géométries très complexes.

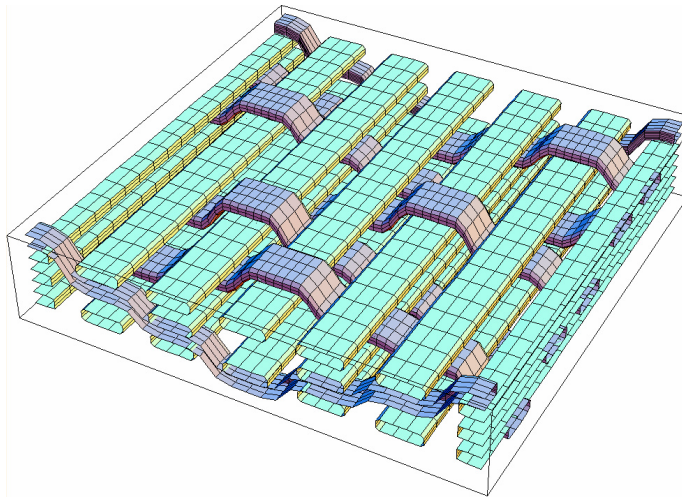


Figure 47 : Modèle simplifié du G1151

La figure ci-dessus permet de mieux comprendre l'architecture du G1151. Les fils (ou mèches, torons) rectilignes bleu sont ceux de trame alors que les mauves sont ceux de chaîne. Ce renfort est un interlock relativement simple du type « Angle Interlock » (cf paragraphe 2.2.2).

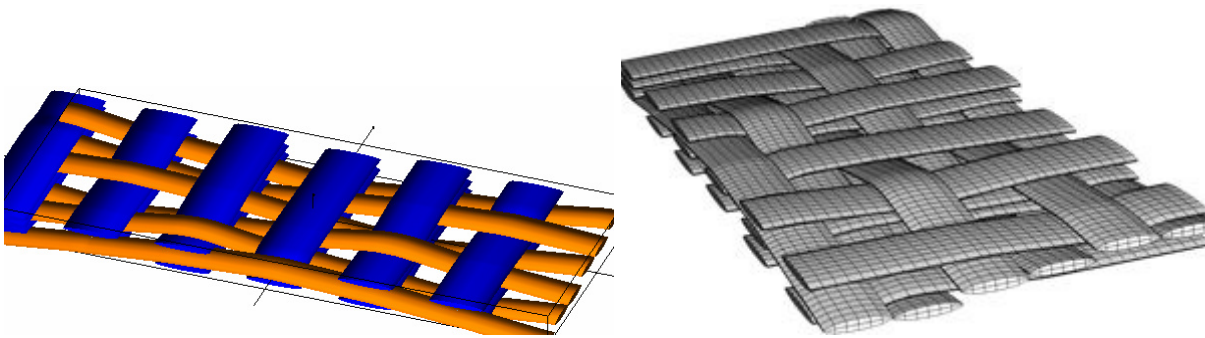


Figure 48 : Modèles WiseTex et Badel du G1151

Les calculs de perméabilité sur le VER du G1151 en sont à leur début, et cela à cause de la complexité de son architecture comme expliqué dans le chapitre 4 (difficulté de maillage des régions Stokes).

3.3. Déformations des renforts

Nous avons vu au chapitre 2 que la déformation des renforts était un phénomène de première importance dans l'étude de la mise en œuvre des composites. En effet, c'est précisément cette capacité que présentent les (tout du moins certains parmi lesquels les tissés) renforts fibreux à se déformer localement par cisaillement, compression, flexion et traction biaxiale qui leur permet de se conformer à une surface non développable et ainsi d'être à même d'entrer dans la fabrication de pièces géométriquement complexes.

3.3.1. Problématique

Nous avons également vu que la simulation de l'étape de préformage des renforts fibreux permettait non seulement de garantir la faisabilité en termes de procédé pour le couple « géométrie de la pièce-renfort sélectionné » mais également d'enrichir en utilisant les résultats de la simulation de préformage (angles de cisaillement, compression ...) la simulation de l'étape d'injection dans le cadre des procédés LCM en utilisant ces informations disponible dans chaque élément du maillage pour intégrer l'influence de ces déformations sur le tenseur de perméabilité local.

A cette fin, il est nécessaire d'étudier expérimentalement (dans ce chapitre) ainsi que numériquement (dans le chapitre 4) l'influence des deux principales déformations que peut subir le VER des renforts fibreux, à savoir la compression et le cisaillement.

3.3.2. Compression

L'étude de la compression est relativement simple en cela qu'il suffit dans ce cas de modifier l'épaisseur de la cavité du moule de mesure, à iso nombre de plis, de manière à modifier la fraction volumique de fibre. Pour ce faire, et dans le cas de notre moule de mesure radial utilisant l'air comme fluide de perméation, une seule préforme est nécessaire si les mesures sont réalisées partant du taux de fibre le plus faible pour finir par le taux de fibre le plus élevé (sinon, l'hystérésis dans la courbe de compression du renfort peut modifier sa géométrie locale et donc la perméabilité cf Figure 49). De manière à compléter et valider les mesures à l'air par une mesure à l'huile, cette même préforme peut, après la série de mesures à l'air et pour la fraction volumique de fibre la plus élevée, être utilisée pour réaliser une mesure à l'huile (sans ouvrir le moule entre la dernière mesure à l'air et la mesure à l'huile).

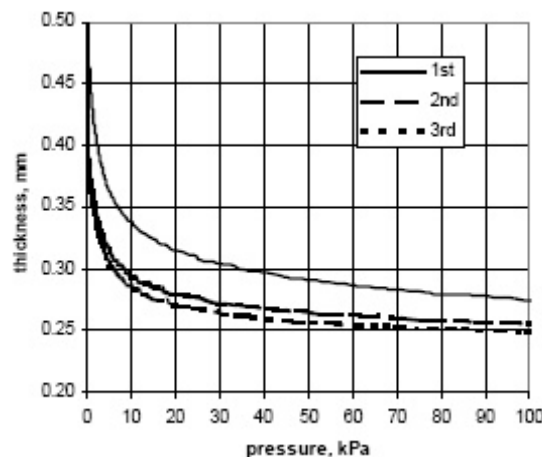


Figure 49 : Hystérésis sur la compressibilité d'un pli de G986 (rapport interne ONERA)

Dans le cas du moule 1D, les problèmes d'écoulement préférentiels (et de fuites) ne nous ont pas permis de réaliser sereinement de mesures à l'air. Aussi, pour ce dispositif, seuls les résultats à l'huile en stationnaire et transitoire (saturé et insaturé) seront présentés et ce pour le renfort 2D (G986).

3.3.3. Cisaillement

L'étude expérimentale de l'influence du cisaillement des renforts fibreux sur leur perméabilité a fait l'objet de nombreuses études expérimentales [Demaria 2007], [Endruweit 2004]. La principale difficulté consiste à cisailler de manière uniforme la préforme étudiée. La

seconde difficulté consiste généralement à découper un carré ou un rectangle dans le renfort cisailé sans le déformer pour ensuite le placer dans le banc expérimental. Dans notre cas, le problème est moindre puisque nous n'avons pas à couper après cisaillement la préforme : nous utilisons le matériau déformé dans le moule de mesure (cf Figure 45). Néanmoins, comme nous l'avons mentionné au préalable, du fait de la présence d'uniquement deux lignes de capteurs, nous devons connaître l'orientation du tenseur par rapport au système de coordonnées du banc de mesure. Cet angle peut être connu à posteriori après l'expérience à l'huile suivant celle à l'air pour la plus forte fraction volumique de fibre. Il est néanmoins possible de prédire l'orientation des directions principales du tenseur de perméabilité en fonction de l'angle de cisaillement (cf chapitre 4), en particulier dans le cas des renforts isotropes (avant cisaillement).

3.4. Résultats

3.4.1. G986

3.4.1.1. Compression et nesting

Banc 1D :

La figure ci-dessous présente les mesures de perméabilité réalisées sur le G986 pour un taux de fibre de ~53% et en fonction du nombre de plis (à iso taux de fibre). Les points de mesure orange et bleu correspondent au moule de mesure 1D avant modification. Les points verts après modifications qui ont consisté à optimiser le parallélisme des faces du moule ainsi qu'à minimiser les déflexions des différents éléments du dispositif. En effet, ce dispositif avait été conçu à l'origine pour pouvoir modifier l'épaisseur de sa cavité par le biais d'un système de vis mobiles. De plus, il était nécessaire de s'assurer de la planéité au moyen de comparateurs de surface. En tout état de cause, il apparaît clairement que les points orange et bleu sont tellement dispersés que la seule conclusion est qu'il était temps de changer de moule. Néanmoins, après modification et pour un pli de renfort, les nouvelles mesures (en vert, dans ce cas 5 mesures ont été réalisées et le point représente la moyenne relevée, mais les barres d'écart type sont peu visibles car sous le marqueur) sont en assez bon accord avec les mesures bleu. Ce graphique illustre la dispersion qu'il est possible de rencontrer lorsque l'on effectue des mesures de perméabilité.

Néanmoins les mesures vertes présentent une dispersion beaucoup plus faible et sont très reproductibles (écart type inférieur à 10%). La perméabilité (mesures vertes) décroît avec le nombre de plis.

Perméabilité du G986 en fonction de l'évolution du moule de des opérateurs

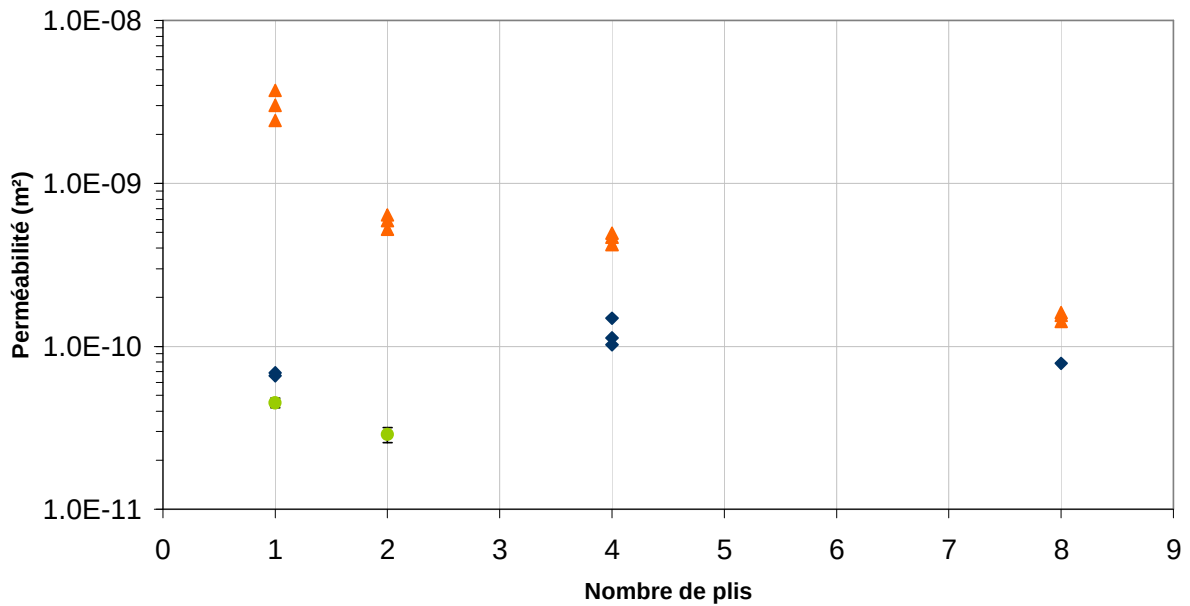


Figure 50 : Evolution de la perméabilité en fonction du nombre de plis à iso taux de fibre (~53%). Chaque point représente une mesure. Les couleurs représentent différents opérateurs.

Banc 2D :

Perméabilité du G986 à l'air et à l'huile

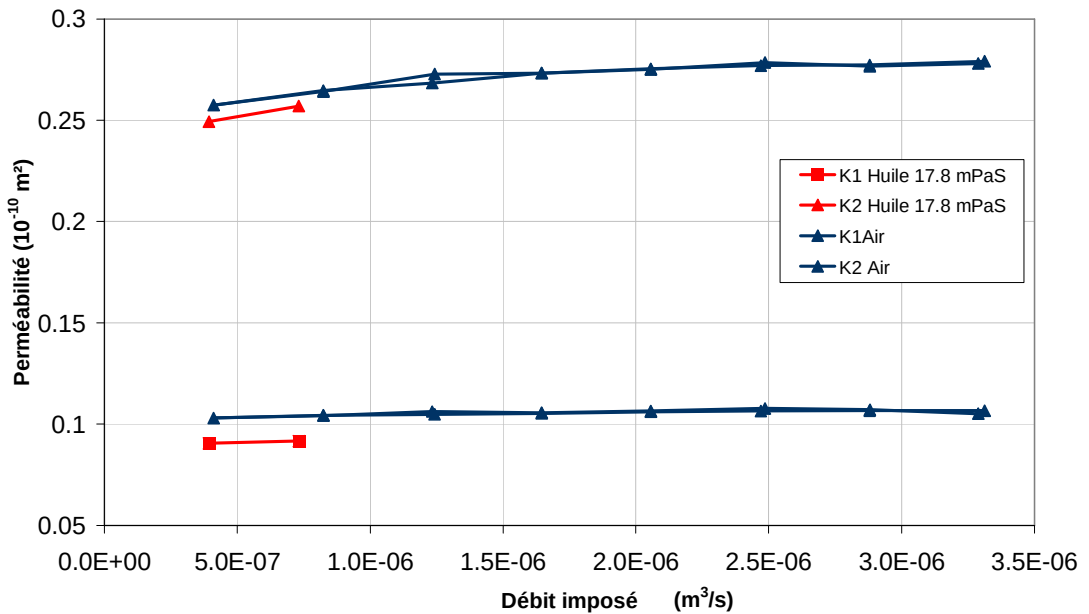


Figure 51 : Evolution de la perméabilité en fonction du débit imposé et du liquide de perméation utilisé

La figure ci-dessus présente l'évolution de la perméabilité du G986 pour une fraction volumique de ~53% (10 plis). La même préforme est ici testée au moyen des deux liquides de perméation (sans rien modifier ni déplacer entre le passage à l'air et à l'huile). On remarque tout d'abord la très bonne corrélation entre mesures à l'air et à l'huile. Même la tendance

(augmentation de la perméabilité avec le débit) est identique dans les deux cas. La viscosité de l'huile a été mesurée au viscosimètre cône-plan juste après l'expérience (à la même température) pour vérification. Les courbes bleues, correspondant aux mesures à l'air, sont dédoublées, car toutes les mesures à l'air sont réalisées pour différents paliers de débit à partir de 200sccm en descendant jusqu'à 25 et en remontant jusqu'au débit initial. Ainsi, il est possible de vérifier que la perméabilité n'est que très peu modifiée entre la descente et la montée.

L'augmentation de la perméabilité avec le débit pourrait être due à la compression latérale des mèches en raison de la résistance à l'écoulement (couplage fluide-renfort), générant ainsi des macroporosités de plus grande largeur, qui augmente la perméabilité du renfort. Néanmoins, étant donné la densité et la viscosité de l'air, cette explication ne semble pas réaliste dans le cas de l'air.

Perméabilité du G986 en fonction du taux de fibre

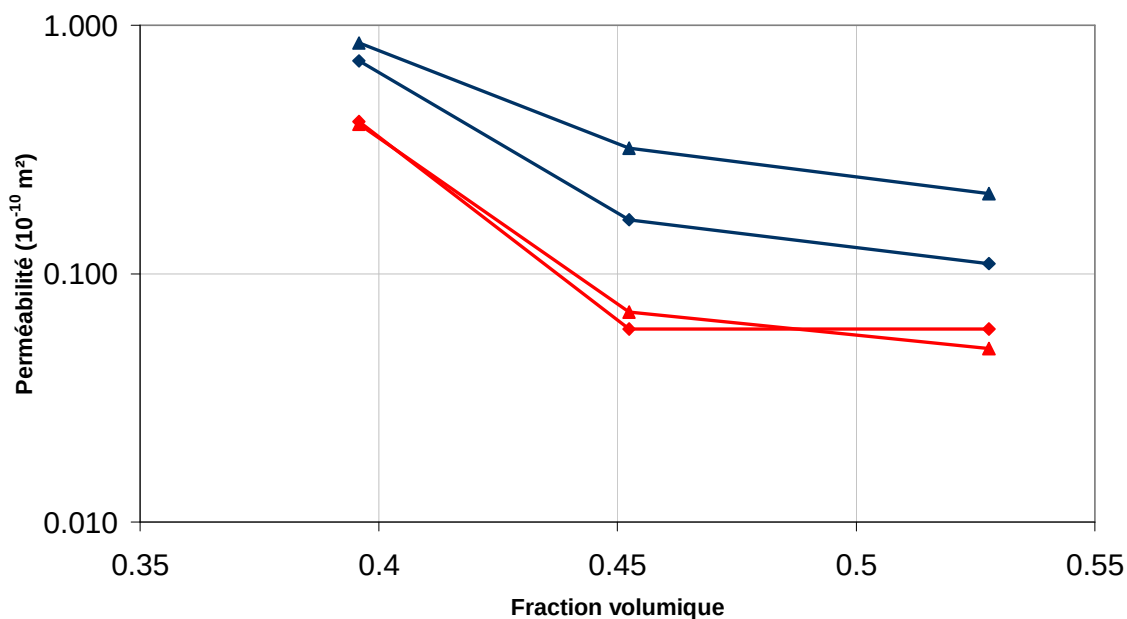


Figure 52 : Perméabilité du G986 en fonction du taux de fibre pour 10 plis

L'évolution de la perméabilité en fonction du taux de fibre (deux séries de mesures sur deux préformes) est relativement dispersée. Le G986 n'est clairement pas le renfort le plus aisé à mesurer en cela qu'il se déforme extrêmement facilement. Néanmoins, des mesures complémentaires sont nécessaires afin de mieux comprendre l'origine de cette dispersion dans le cas de ce banc de mesure.

3.4.1.2. Cisaillement

Banc 2D :

La remarque est la même que précédemment. La dispersion est très importante et les résultats en quelque sorte préliminaires, en tous cas en ce qui concerne la compréhension de la dispersion, alors que par ailleurs, les mesures air et huile sont tout à fait reproductibles (pour une même préforme) et concordantes. Néanmoins l'allure des trois courbes est très proche, à savoir une anisotropie importante pour le cas non cisailée et une anisotropie qui diminue ensuite pour 10° pour réaugmenter (20°) et diminuer encore (30°). La perméabilité du renfort diminue globalement en fonction de l'angle, ce qui va dans le bon sens. Une raison possible de cette dispersion serait une erreur sur l'orientation du tenseur de perméabilité, car il est bien

connu que ce tenseur tourne lors du cisaillement, hors, nous ne pouvons le mesurer que pour la plus forte fraction volumique de fibre (celle pour laquelle nous réalisons un essai à l'huile). Dès lors, les valeurs à 10° et 20° pourraient souffrir de ce problème. Le banc est actuellement en cours d'évolution pour ajouter une troisième série de capteur qui permettrait de déterminer, sans mesure à postériori, la rotation des directions principales.

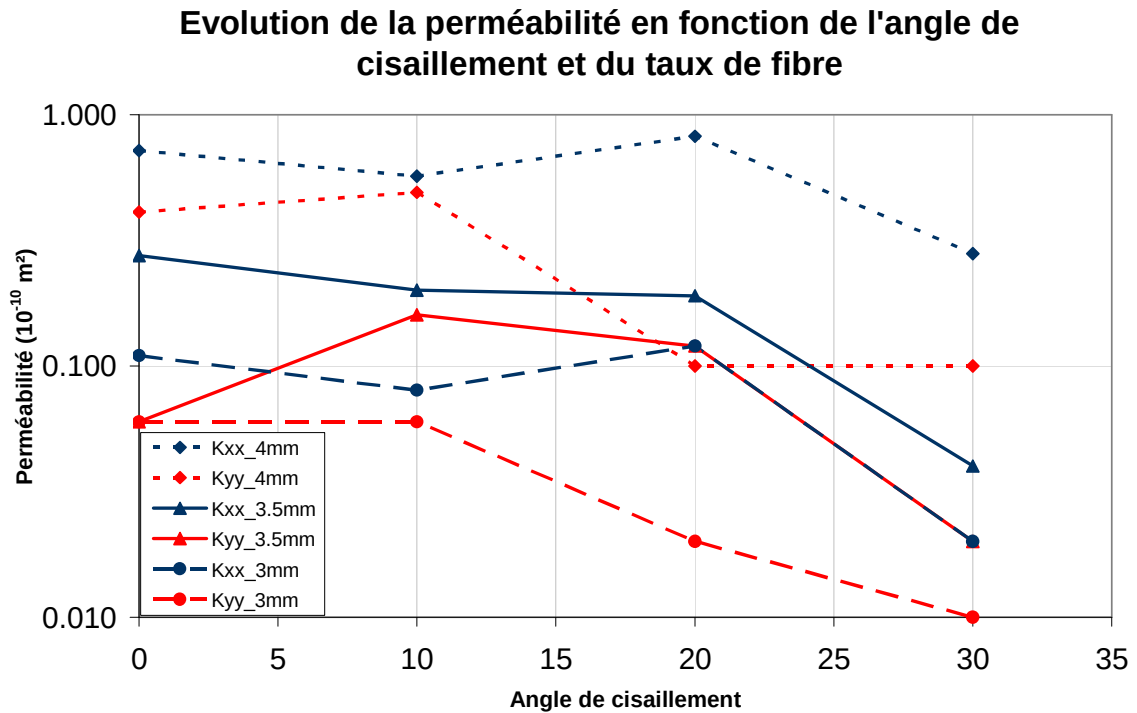


Figure 53 : Influence du cisaillement sur la perméabilité du G986 (pour différentes épaisseurs de cavité)

3.4.2. G1151

La figure ci-dessous présente un résultat de mesure sur le G1151 à l'air et à l'huile. On peut une nouvelle fois remarquer la bonne concordance entre les deux fluide de perméation.

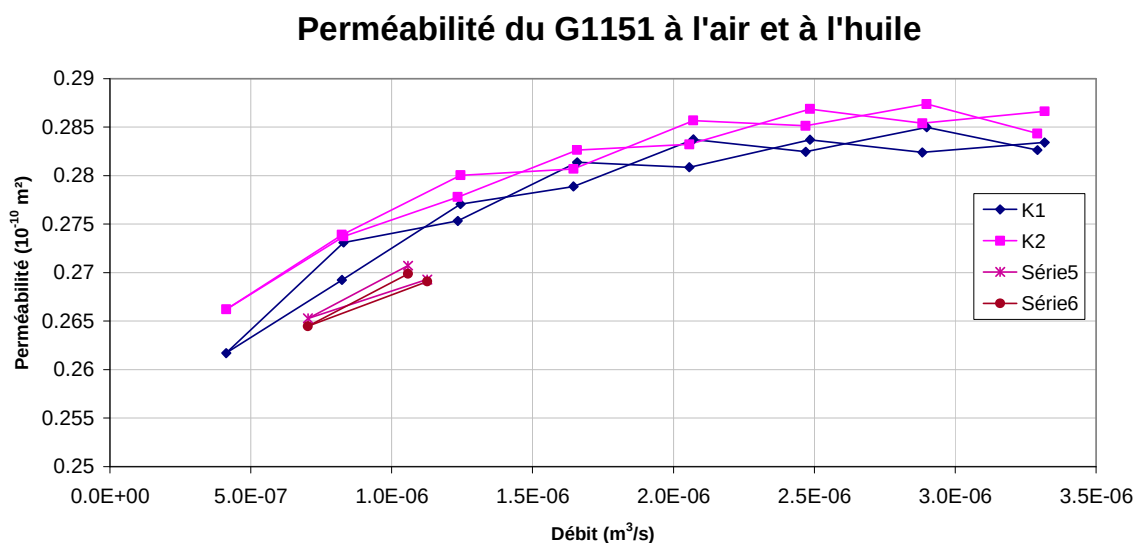


Figure 54 : Evolution de la perméabilité en fonction du débit imposé pour l'air et l'huile

Nous n'avons pas poussé plus avant les mesures expérimentales.

3.5. Conclusions

En conclusion de ce chapitre sur les mesures, les résultats obtenus pour un V_f de $\sim 53\%$ avec le banc 1D (mesures vertes) et au moyen du banc 2D sont en bon accord si l'on considère le fait que en 2D les mesures ont été réalisées sur 10 plis vs 1 et 2 plis en 1D : $\sim 3 \cdot 10^{-11}$ en 1D et $\sim 2 \cdot 10^{-11}$ en 2D pour le sens chaîne. Le modèle analytique permet de faire correspondre ces deux séries de mesures comme illustré chapitre 4.

Les mesures réalisées sur le banc 2D ont permis de valider le concept de mesure à l'air sur un renfort anisotrope et en régime saturé, ce qui n'est à ce jour pas publié dans la littérature, que ce soit au moyen d'huile ou d'air avec une méthode inverse. Les mesures sur le G986 présentent de fortes disparités, que ce soit en fonction du cisaillement ou de la compression. Des mesures complémentaires sont en cours pour mieux comprendre les phénomènes agissant.

Le banc doit impérativement évoluer de manière à être capable de déterminer les trois inconnues du problème en une seule expérience.

Prédiction de la perméabilité

4.1.	Modèles	72
4.1.1.	Analytiques	73
4.1.2.	Semi analytiques	75
4.1.3.	EF 3D	84
4.2.	Modélisation des renforts fibreux	91
4.2.1.	Modèles utilisés	92
4.2.2.	Détermination des paramètres géométriques du renfort fibreux	92
4.3.	Déformation des renforts fibreux	94
4.3.1.	Cisaillement	94
4.3.2.	Compression	95
4.4.	Maillage des VER	96
4.4.1.	Stratégies de maillage et résultats obtenus	97
4.4.2.	Problématique liée à « l'homogénéisation périodique »	100
4.5.	Erreurs générées par la chaîne numérique	102
4.5.1.	Taille des voxels	104
4.5.2.	Filtres et lissages	105
4.5.3.	Volume moyen des tétraèdres	106
4.5.4.	Influence des « mauvaises » conditions aux limites	106
4.6.	Influence des écoulements Brinkman et simplification ... impossibles	109
4.7.	Influence des déformations sur la perméabilité	111
4.7.1.	Les renforts étudiés	111
4.7.2.	Nesting	111
4.7.3.	Compression	117
4.7.4.	Cisaillement	120
4.7.5.	Perméabilité transverse	124
4.8.	Comparaison calcul-prédiction	127
4.9.	Conclusions	130

La prédiction de la perméabilité des renforts fibreux est aujourd'hui un axe de recherche important pour la communauté scientifique. En effet, si l'expérience apporte à la fois des idées et des informations nouvelles sur les phénomènes agissant dans ce domaine, elle reste, en particulier pour les industriels désireux de réaliser des simulations de procédés les plus précises possible, chronophage et peu encadrée car non normalisée. Aussi, ces modèles prédictifs ne doivent pas être vus comme se substituant aux expériences, mais plutôt comme une aide précieuse permettant de réduire significativement le nombre d'expériences nécessaires à la caractérisation complète de la perméabilité d'un renfort donné. Pour donner un ordre de grandeur, la caractérisation « complète » en termes de perméabilité d'un nouveau renfort demande de réaliser les expériences suivantes :

Paramètre	Nombre de préformes	Commentaire
Compression (x3 Vf)	3 x 5	45, 50 et 55% de fibres
Cisaillement (x3 angles)	3 x 5	10, 20 et 30° de cisaillement
Nombre de plis (x5)	5 x 3	1, 2, 4, 8 et 16 plis
Total	45	Soit 45 expériences !

Tableau 5 : Essais nécessaire à la caractérisation d'un nouveau matériau

On comprend alors mieux les raisons pour lesquelles on cherche à développer des modèles prédictifs. Comme nous l'évoquions précédemment, ces modèles, une fois recalés par rapport à une (ou des) valeur expérimentale, doivent par exemple éviter à l'industriel de réaliser les expériences détaillant la variation de perméabilité avec l'angle de cisaillement ou avec le nombre de plis, économisant ainsi du temps et du matériau. En effet, la bonne prise en compte dans les simulations macroscopiques d'injection de ces déformations élémentaires du renfort fibreux que sont la compression et le cisaillement est aujourd'hui le principal challenge que doivent relever les industriels désireux d'améliorer la qualité de leurs simulations. C'est également le point dur que rencontrent les modèles quels qu'ils soient (analytique, numériques).

4.1. Modèles

Différentes approches visant à décrire la perméabilité des renforts fibreux ont été étudiées, par exemple par Scheidegger [Scheidegger 1960] et Bear [Bear 1972]. Des travaux de synthèse sur les modèles de perméabilité existent également [Cai 1992][Skartsis 1992] dans le domaine des composites ou des renforts fibreux plus généralement.

La perméabilité (toujours celle définie par Darcy) étant une propriété intrinsèque du matériau poreux, elle ne dépend que de la géométrie de celui-ci. Dans le cas où la géométrie du milieu étudié est suffisamment simple et périodique, il est possible de construire des modèles analytique dont les plus utilisés sont ceux de Kozeny-Carman [Kozeny 1927][Carman 1937] et Gebart [Gebart 1992].

Les renforts fibreux étant généralement des milieux à deux échelles de porosité (cf paragraphe 2.3.1.3), l'utilisation des modèles cités précédemment se limite généralement à l'extrapolation, pour des fractions volumiques de fibres non explorées, des valeurs expérimentales. Dullien a proposé une modification de l'équation de Kozeny-Carman prenant en compte la double échelle de porosité [Dullien 1979]. Plus récemment, des modèles de type « réseau de canaux » [Lundström 2000][Lekakou 2006] ont été proposés. Ces modèles ont montré une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux et ce, en particulier dans le cas de renforts non-tissés (NCF *Non Crimp Fabrics*).

Enfin, des modèles impliquant la résolution des équations de Stokes et Brinkman (principalement par EF ou réseau de Boltzmann) d'un VER tridimensionnel de renfort fibreux ont vu le jour dans les 10 dernières années. Ces modèles sont donc capables de prendre en compte les deux échelles de porosité [Nedvanov 2002], [Torres 2004], [Fournier 2003], [Laine 2004], [Verleye 2008], [Takano 2002], [Choi 1998], [Martys 1996], [Spaid 1998], [Dunkers 2001] et [Belov 2004].

4.1.1. Analytiques

La relation de Kozeny-Carman, largement utilisée pour prédire l'évolution de la perméabilité avec la fraction volumique de fibres, a été établie, à l'origine, pour des milieux poreux de type granulaire. Dans ce modèle, Kozeny utilise l'expression de Blake (46) pour calculer la perméabilité d'un ensemble de capillaires disjoints de section quelconque. Le concept de diamètre hydraulique, introduit en 1922 par Blake, est utilisé afin de relier les dimensions de ces capillaires aux paramètres géométriques du milieu poreux. Par la suite, Carman a proposé une modification de la théorie de Kozeny prenant en compte la tortuosité des pores. L'équation résultant de cette modification est appelée relation de Kozeny-Carman.

$$\text{Equation de Blake : } R_h = \frac{V}{S} \quad (46)$$

Avec V le volume de fluide et S la surface mouillée.

$$\text{Equation de Kozeny Carman } K = \frac{R_h^2}{k_0 \tau} \varepsilon \quad (47)$$

Avec R_h le rayon hydraulique (pour un capillaire cylindrique de rayon R , $R_h = R/2$), τ la tortuosité $\tau = (L_e/L)^2$ L_e étant la longueur du capillaire en tenant compte des sinuosités et L sa longueur en ligne droite, ε est la fraction volumique de vide et k_0 la constante de Kozeny.

Pour un capillaire circulaire k_0 vaut 2 (on retrouve ainsi que $K = \frac{R^2}{8} \varepsilon$ (perméabilité d'un canal de section circulaire obtenue par identification entre la loi de Poiseuille et la loi de Darcy)). Pour d'autres sections (rectangulaire, elliptique, annulaire) k_0 reste compris entre 2 et 2,5. Si l'écoulement se produit non plus à l'intérieur de capillaires mais autour de fibres le rayon hydraulique s'écrit $R_h = \left(\frac{1-V_f}{V_f} \right) \frac{R}{2}$ (R rayon des fibres, $V_f = 1 - \varepsilon$ fraction volumique de fibres) et l'équation de Kozeny-Carman devient :

$$K = \frac{R^2}{4k_0 \tau} \frac{(1-V_f)^3}{V_f^2} \quad (48)$$

Les hypothèses sous-jacentes au modèle de Kozeny-Carman sont les suivantes :

- Les porosités « extrêmes » ne sont pas correctement modélisées
- Pas d'adsorption ou autres effets de surface
- Pas de capillaires bloqués (*back-bones*)
- Le milieu poreux est macroscopiquement isotrope
- Les particules sont de tailles semblables

L'application de ce modèle à des renforts fibreux orthotropes transverses a été étudié expérimentalement [Aström 1992], mais le caractère anisotrope de ces milieux ainsi que la forte dépendance au taux volumique de fibres [Gutowski 1987] a nécessité la redéfinition du rayon hydraulique [Dave 1987][Williams 1974]. En fait, le problème est plus délicat puisqu'il faut tenir compte des interactions entre les perturbations introduites par les différentes particules. Dans le cas de cylindres rectilignes et infinis diverses formulations analytiques ont été obtenues.

Le modèle à « surface libre » le plus simple est celui où l'on fait l'hypothèse que le fluide s'écoule dans une couronne autour du cylindre dont la surface est supposée libre. Le diamètre de cette couronne est choisi de manière à retrouver une fraction volumique de fluide équivalente à celle du cas traité. On aboutit alors pour la perméabilité (en s'appuyant sur les formules de [Happel 1983]) à :

Écoulement parallèle au cylindre

$$K_{//} = \frac{R^2}{8V_f} \left(\ln \left(\frac{1}{V_f^2} \right) - (3-V_f)(1-V_f) \right) \quad (49)$$

Écoulement perpendiculaire au cylindre

$$K_{\perp} = \frac{R^2}{8V_f} \left(\ln \frac{1}{V_f} - \frac{1-V_f^2}{1+V_f^2} \right) \quad (50)$$

Gebart [Gebart 1992] qui a obtenu une formule décrivant la perméabilité transverse en considérant l'empilement de cylindres comme un canal d'épaisseur « lentement variable », est intéressant en cela qu'il s'applique plus particulièrement aux fortes fractions volumiques. Pour la perméabilité dans le sens de l'empilement, un coefficient de friction λ , dépendant de la chute de pression ainsi que de la vitesse moyenne est utilisé alors que pour le calcul de la perméabilité transverse, l'écoulement entre les fibres est décrit à l'aide d'une équation de lubrification. Après substitution des paramètres géométriques dans l'équation de λ , on obtient une formule proche de l'équation de Kozény-Carman.

$$K_{//} = \frac{8R^2}{c} \frac{(1-V_f)^2}{V_f^3} \quad (51)$$

$$K_{\perp} = C \left(\sqrt{\frac{V_{fmax}}{V_f}} - 1 \right)^{5/2} R^2 \quad (52)$$

Avec $C = \frac{16}{9\pi\sqrt{2}}$, $V_{fmax} = \frac{\pi}{4}$ et $c=57$ pour un réseau carré et $C = \frac{16}{9\pi\sqrt{6}}$, $V_{fmax} = \frac{\pi}{2\sqrt{3}}$ et $c=53$ pour un réseau hexagonal.

Il existe plusieurs variantes de modèles basés sur une approche de type « champ moyen ». Berdichevsky et Cai [Berdichevsky 1993] par exemple supposent toujours que l'écoulement se fait dans une couronne mais la vitesse à la périphérie est cette fois donnée par la loi de Darcy dont la perméabilité est justement celle recherchée. Les calculs conduisent alors aux mêmes expressions que le modèle à surface libre (49) et (50). Cependant, ces équations ne dépendent pas du type de réseau ou empilement. Aussi, les auteurs ont proposé des formules basées sur l'ajustement de courbes issues de calculs éléments finis :

$$K_{\perp} = A(V_{fmax}) \frac{\left(1 - \sqrt{\frac{V_f}{V_{fmax}}} \right)^{5/2}}{\left(\sqrt{\frac{V_f}{V_{fmax}}} \right)^{n(V_{fmax})}} R^2 \quad \text{et} \quad K_{//} = \frac{\exp(B(V_{fmax}) + C(V_{fmax})V_f)}{V_f^{m(V_{fmax})}} R^2 \quad (53)$$

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

La comparaison entre les modèles précédents est présentée dans la figure 55 ci-dessous :

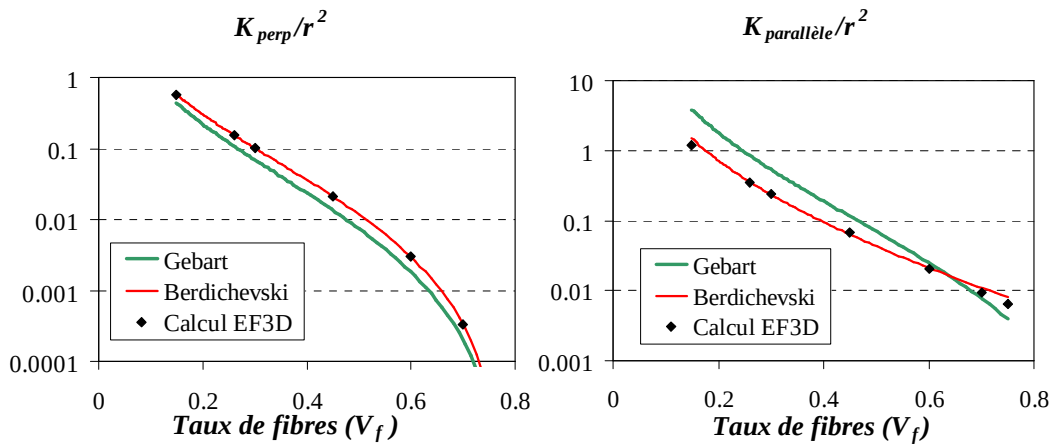


Figure 55 : Evolution de la perméabilité en fonction du taux de fibre dans le cas d'un réseau carré et pour différents modèles [Torres 2002]

Dullien [Dullien 1979] a constaté que la valeur de la constante de Kozeny était parfois beaucoup plus élevée que celle avancée par Carman ($k = 5$). Cette différence s'explique, entre autres choses, par la dépendance de la perméabilité à la porosité. En effet, dans un milieu à double échelle de porosité, les dimensions des micros et macros porosités n'évoluent pas de la même manière en fonction de la variation de la fraction volumique globale. Aussi, Dullien propose deux lois, dérivées de celle de Kozeny-Carman, en fonction de si les pores sont considérés comme étant en série ou en parallèle [Bizet 2004].

4.1.2. Semi analytiques

Les renforts fibreux sont généralement des milieux poreux à double échelle de porosité. En particulier, les renforts produits par le procédé de tissage ou tressage (2D ou 3D) peuvent toujours être considéré comme tels et cela en raison des ondulations consécutives à l'alternance du passage des mèches de trame ou dessus et en dessous de celles de chaîne (et vis-versa), ondulations qui génèrent des macro-pores (cf Figure 63). Dans le cas des renforts dits « non-tissés », ce sont les coutures liant les couches d'unidirectionnel entre elles qui jouent ce rôle [Lundström 2000][Loendersloot 2006] (cf. figure 56 ci-dessous) :

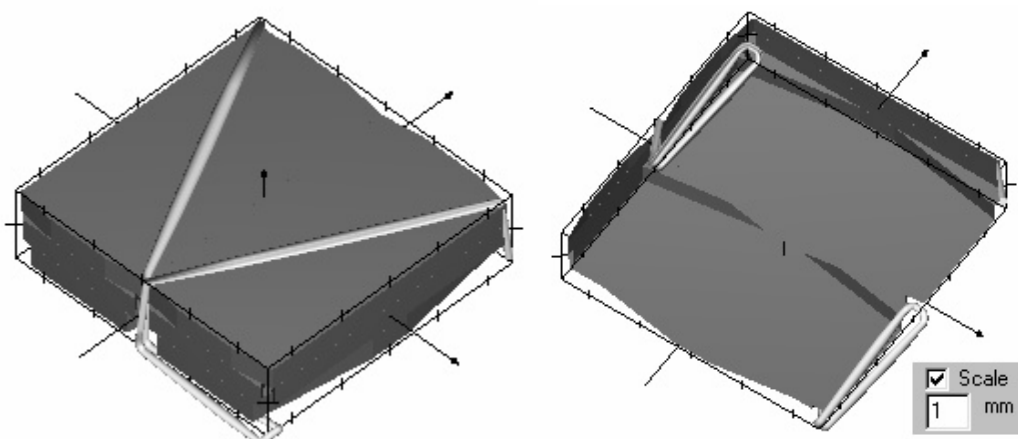


Figure 56 : Génération des macro-pores dans les non-tissés (d'après [Boust 2004])

Dès lors qu'une famille de macro-pores *interconnectés* existe dans un milieu fibreux, leur influence sur la perméabilité homogénéisée du milieu devient prépondérante lorsque le ratio $V_{f_{\text{macropores}}} \cdot K_{\text{equ}_{\text{macropores}}} / V_{f_{\text{micropores}}} \cdot K_{\text{equ}_{\text{micropores}}}$ est $\gg 1$ (avec V_f la fraction volumique de macro/micropores et K_{equ} leur perméabilité équivalente).

Ces modèles prennent donc en compte la perméabilité due aux macro-pores et négligent généralement la contribution des microporosités (la validité de cette hypothèse dépend de la répartition de la porosité entre micro et macro-pores). Pour ce faire, les macroporosités sont considérées comme étant interconnectées et leurs dimensions caractéristiques sont généralement déterminées par analyse d'image (en coupe) sur un composite réticulé comme illustré Figure 57 ci-dessous.

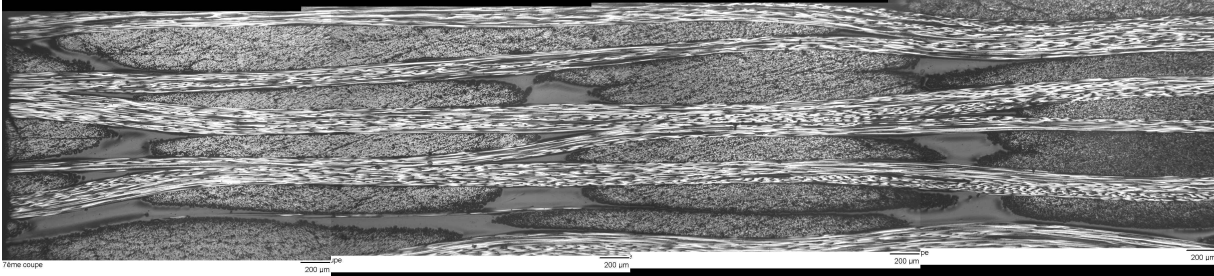


Figure 57 : Coupe d'un composite permettant la détermination des paramètres géométriques des macro-pores (ici le G986 de la société Hexcel).

Binetruy [Binetruy 1996] est parmi les premiers à avoir dérivé des équations analytiques permettant de décrire à la fois la phase stationnaire mais également la taille de la zone de saturation de l'écoulement de fluide dans les renforts fibreux en utilisant leur description géométrique au niveau mésoscopique (écoulements inter et intra-mèches). Il propose ainsi des expressions analytiques de la perméabilité de renforts tissés (quasi UD et satin) à partir de l'étude des écoulements dans les macro-pores (généralement de section triangulaires) et les mèches. De même, la distance entre le front dans les macros et micropores est décrite analytiquement (influence des écoulements micro et des effets capillaires sur l'écoulement macro).

Lundström [Lundström 2000], a développé un modèle ayant comme objectif de déterminer la perméabilité des renforts fibreux de type non-tissés cousus. Le modèle a été validé expérimentalement sur un renfort biaxial $[0^\circ, 90^\circ]$. Ce renfort est constitué de deux plis d'unidirectionnels (UD) désorientés de 90° , l'un ayant ses mèches parallèles et l'autre perpendiculaires à l'écoulement. Les macro-pores sont engendrés par les fils de couture liant ces deux plis d'UD. Ce modèle est basé sur cinq hypothèses en ce qui concerne le renfort :

- Les mèches peuvent être considérées comme de section rectangulaires (en particulier lorsque le taux de compression augmente), de même que les macro-pores entre les mèches.
- Leur section est considérée comme étant uniforme suivant la direction d'écoulement et les fibres les constituants parallèles.
- L'influence des coutures (sur la section des macro-pores) est négligée.
- La compression exercée sur les mèches lors d'une augmentation de la fraction volumique de fibre ne modifie pas leur largeur, de même que celle des macro-pores adjacents.
- La hauteur des macro-pores est liée à la hauteur du pli auquel il appartient. Tous les macro-pores ont la même hauteur.

De même, un certain nombre d'hypothèses classiques sont définies :

- Fluide Newtonien
- Mèches indéformables
- Écoulement laminaire à bas Reynolds ($Re \ll 1$)
- La vitesse du fluide intra-mèches est supposée égale à la vitesse de Darcy de même que la vitesse à l'interface macro-pores / mèches est égale à la vitesse à l'intérieur de celles-ci.

Ainsi, il est possible de déterminer une expression analytique de la perméabilité pour les plis dont les mèches sont parallèles et perpendiculaires à l'écoulement ainsi qu'une perméabilité pour un empilement de ces plis unitaires. La comparaison avec les résultats expérimentaux montre que ce modèle est bien adapté pour les plus faibles fractions volumiques, ce qui est compréhensible, car aux plus forts taux volumiques, la géométrie des macro-pores est plus complexe (plus grande dispersion dans les dimensions, fermeture possible de certains macro-pores pouvant générer des bras morts ...).

Dans le même esprit, Loendersloot [Loendersloot 2006] présente un modèle basé sur l'analogie électrique entre la loi de Darcy et celle d'Ohm. Cette analogie est bien connue et permet de définir une conductance hydraulique (analogue à la conductance électrique), inverse de la résistivité.

Ce modèle ne prend en compte que les écoulements dans les macro-pores. L'identification des dimensions des macropores interconnectés générés par les fils de couture entre plis (encore dans le cas des renforts dits « non-tissés »), permet à Loendersloot d'établir un réseau électrique équivalent au réseau de macro-pores et utilisant la loi de Kirchhoff sur la conservation de la masse aux nœuds du réseau, il résout un problème de type éléments finis 1D, tel que présenté Figure 58 ci-dessous :

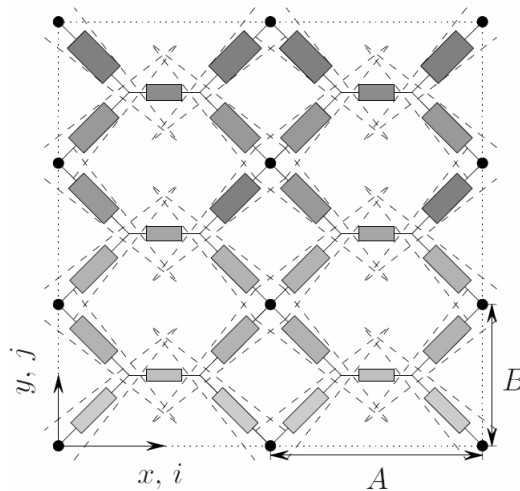


Figure 58 : Réseau de macro-pores traité par analogie électrique (d'après Loendersloot [Loendersloot 2006])

Cette approche lui permet d'étudier l'influence de la variabilité des paramètres matériaux (en fait les dimensions des macro-pores) sur la perméabilité du renfort de même que les matériaux multi-plis, dans une certaine mesure.

D'autres modèles basés sur l'étude de la microstructure couplée avec des techniques de traitement d'image (granulométrie de longueur, par exemple) ont montré leur capacité à rendre compte de manière satisfaisante de la perméabilité des renforts fibreux [Bizet 2004].

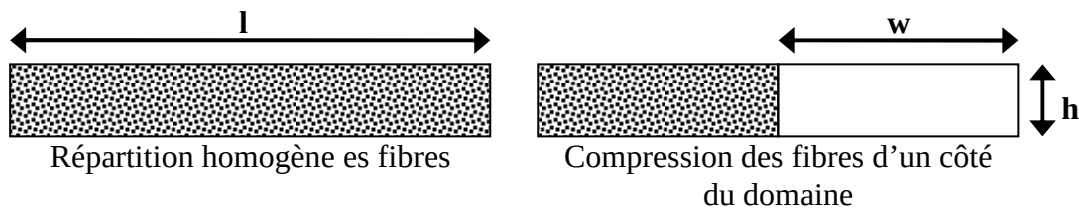
Dans le cadre de ce travail de thèse, nous avons développé ou plutôt adapté deux types de modèle de type « réseau de canaux ». Le premier, entièrement analytique permet de déterminer la perméabilité dans le plan d'un renfort fibreux. Le second, proche dans l'esprit des modèles basés sur l'analogie électrique, détermine la perméabilité homogénéisée (périodique ou champ moyen) à partir du VER du renfort considéré. Ce dernier modèle traite toutes les géométries et déformations, à condition de pouvoir l'alimenter en paramètres d'entrée. En pratique, ce modèle sera appliqué à l'étude de la perméabilité transverse d'un empilement de plis.

Quelques interrogations sur le VER des renforts fibreux :

La bonne prise en compte de la double échelle de porosité est essentielle à la prédiction de la perméabilité des renforts fibreux. En effet, contrairement à d'autres paramètres matériaux tels que le module de Young qui ne dépendent pas de la répartition entre micro et macro-pores, pour une fraction volumique de fibre donnée ; la perméabilité dépend de manière fortement non linéaire de cette répartition. En effet, il suffit de procéder à l'examen du modèle de perméabilité d'un UD dans le sens des fibres. Pour une fraction volumique de fibre constante et égale à 55% et dans le cas d'un domaine d'étude d'épaisseur h et de largeur l , la perméabilité de celui-ci variera suivant la loi ci-dessous :

$$K_{\text{equ}} = \frac{h K_{\text{brink}} (l - l \cdot w) + h K_{\text{rect}} w}{h l} \quad (54)$$

Avec K_{brink} la perméabilité de la mèches et K_{rect} la perméabilité du macro-pore rectangulaire.



(m²) Perméabilité équivalente

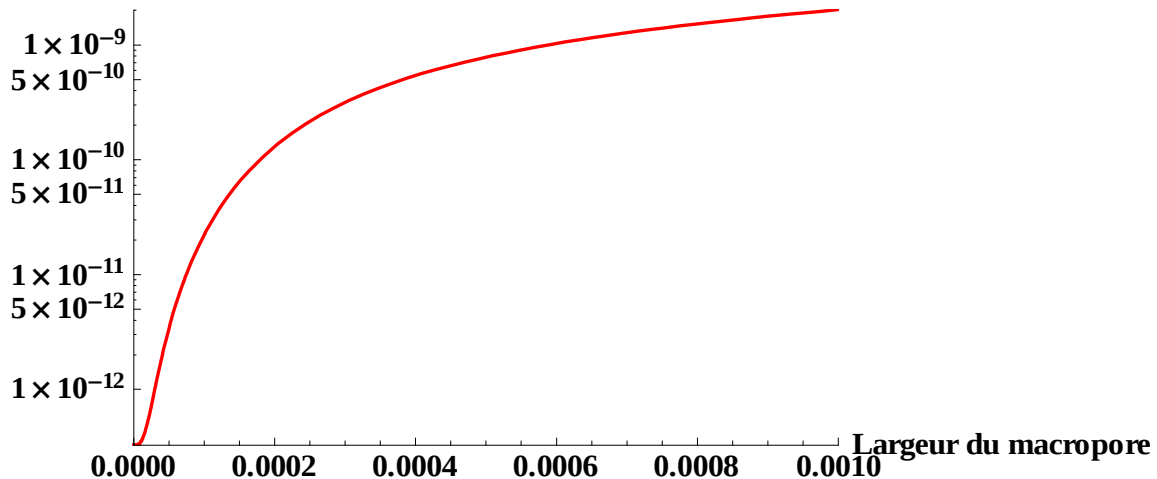


Figure 59 : Influence de la répartition entre macro et micropores à iso-taux de fibre

En effet, les bornes de ce modèle correspondent au cas de figure où les fibres sont réparties uniformément dans le domaine (valeur basse → largeur du macro-pore = 0) et à l'autre extrémité à celui pour lequel elles sont compactées au maximum dans un des bords du domaine, laissant ainsi un macro-pore de grande dimension dans le domaine d'étude (cf

Figure 59 → largeur du macro-pore = 0.001). Entre ces deux bornes, la perméabilité varie de plusieurs ordres de grandeur.

En ce qui concerne le choix du VER, on constate que les auteurs choisissent généralement le VER de paramètres géométriques moyens. C'est-à-dire que l'on mesure la taille (hauteur et largeur) de mèche moyenne, le nombre de mèche par unité de longueur moyen etc.

Les hypothèses suivantes (et habituelles) ont été effectuées pour modéliser le renfort unidirectionnel utilisé dans ce modèle :

- les mèches sont imperméables, rectangulaires, parallèles et de largeur constante
- le domaine d'étude est de hauteur h constante
- les macro-pores sont également de forme rectangulaire et la densité de probabilité associée à leur largeur est une gaussienne de paramètres μ et σ
- le renfort possède une dimension latérale infinie
- les conditions aux limites sur les bords supérieurs et inférieurs sont des conditions de non-glissement (vitesse nulle), de même qu'à l'interface mèches-macropores;
- l'écoulement du fluide (Newtonien) dans ce réseau s'effectue à bas nombre de Reynolds

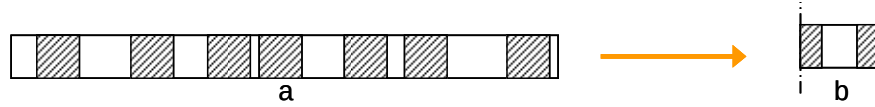


Figure 60 : Vue en coupe de l'UD selon un plan perpendiculaire à l'axe des fibres du modèle et ce dans le cas généralement utilisé (b) et plus réaliste (a)

La figure ci-dessus illustre bien le problème : on cherche à modéliser la perméabilité d'un réseau de macropores de tailles variables par une cellule élémentaire utilisant les dimensions moyennes relevées expérimentalement. Cependant, étant donné que la perméabilité d'un canal rectangulaire ne varie pas linéairement avec sa largeur, il est clair qu'une modélisation fondée sur la cellule figure 60b ne donnera pas le même résultat qu'en tenant compte des variations locales de la géométrie, figure 60a (en utilisant une gaussienne). Ainsi, il est d'emblée possible d'affirmer que la configuration décrite par la figure 60b minimise la perméabilité. En effet, à fraction volumique de mèches constante par ailleurs, le déplacement de l'une d'entre elle génère un macro-pore plus petit et un autre plus grand, mais l'équation analytique de la perméabilité d'un macro-pore en fonction de sa largeur montre que l'on gagne plus que l'on ne perd dans le processus, ce qui conduit à augmenter globalement la perméabilité du système (la limite de validité de cette affirmation dépend en fait du rapport hauteur sur largeur du macro-pore considéré).

Pour prendre en compte les variations de la largeur de canal dans le calcul de perméabilité, il faut dans ce cas-ci calculer l'intégrale du produit de la densité de probabilité associée à une largeur de canal donnée par la perméabilité de ce canal [Laine 2005]. Soit l'équation ci-dessous :

$$\int_{m_i}^{m_a} \frac{b^2}{64 \text{ largCel}} \frac{x}{\left(\frac{16}{3} - \frac{1024b}{x\pi^5} \sum_{n=0}^{N_{max}} \frac{\tanh\left(\frac{(2n+1)\pi x}{2b}\right)}{(2n+1)^5} \right)} \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(x-m)^2}{2\sigma^2}\right) dx \quad (55)$$

Ainsi, il est possible d'étudier l'influence de σ ainsi que du rapport h/m où h représente l'épaisseur du pli d'UD et m la taille moyenne des canaux. Une surface représentant l'écart (en valeur absolue) $(K_{stat}-K_{cel})/K_{stat}$ (K_{stat} étant la perméabilité calculée au moyen de l'équation 2 et K_{cel} la perméabilité d'un canal rectangulaire) en pourcentage a été calculée sur une large plage de paramètres en prenant une largeur moyenne de canal égale à 1 et une largeur de mèche de 3. Ces paramètres donnent une fraction volumique de l'ordre de 60%.

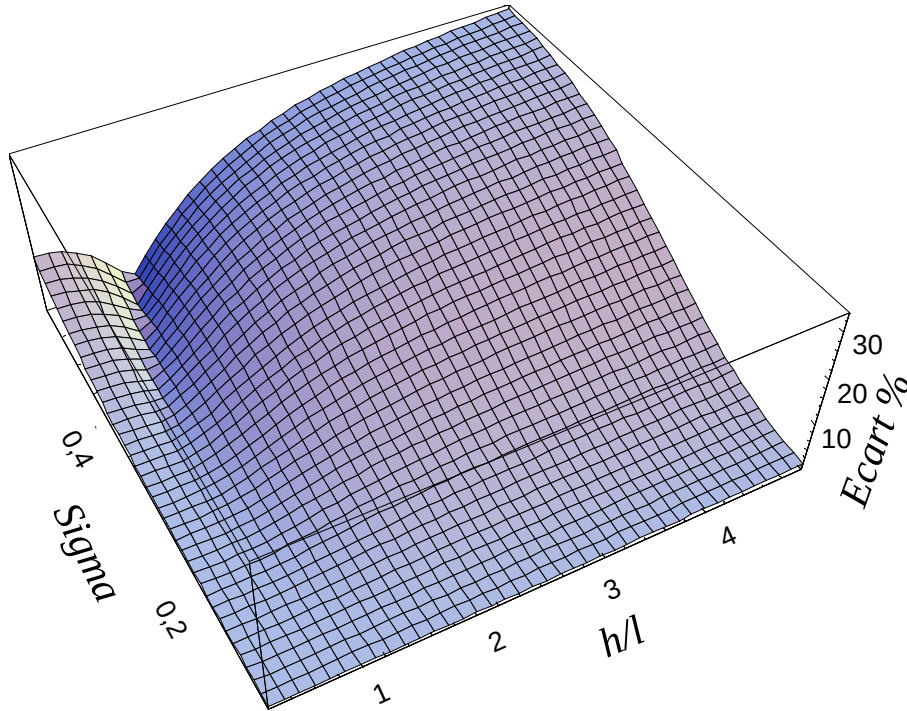


Figure 61 : Influence de la prise en compte des variations géométriques locales

On observe sur la figure ci-dessus que l'écart entre les deux prédictions peut atteindre plus de 30% (dans le domaine de paramètres étudiés). Si il est évidemment aisé d'effectuer de tels calculs sur un « UD » simpliste, il serait cependant beaucoup plus complexe d'étudier l'impact et l'intérêt de cette hypothèse sur une géométrie plus réelle (et donc plus difficilement simplifiable).

Le modèle « ONERA » :

Les deux principaux types de déformation que peut subir un renfort fibreux sont (cf paragraphe 4.2) la compression et le cisaillement (plus le nesting). La prise en compte de ces déformations « élémentaires » (sauf le cisaillement) dans un modèle analytique simple développé au cours de cette thèse est décrite dans les paragraphes suivants. Ce modèle traite de la perméabilité dans le plan pour des renforts. En effet, le traitement correcte de la perméabilité transverse nécessite la prise en compte de phénomènes physiques additionnels comme la tortuosité ou encore la non connectivité des macro-pores considérés. De la même manière, le développement d'un modèle prédictif (pas un pseudo-modèle qui ne servirait en fait qu'à ajuster des courbes expérimentales) prenant en compte le cisaillement nécessite davantage de paramètres d'entrée et limite donc son utilisation ou sa portée (si on le simplifie pour limiter ce nombre de paramètres).

4.1.2.1. Modèle analytique ONERA

Il est possible de construire un modèle analytique simple basé sur la double échelle de porosité. Ce modèle a comme objectif de décrire l'évolution de la perméabilité d'un renfort fibreux à double échelle de porosité en fonction de la fraction volumique de fibres (donc de la compression) dans le VER ainsi que du nombre de plis considérés, à fraction volumique constante. Il prend en compte les écoulements dans les macro et micro pores. Les macro-pores sont traités comme des canaux de section constante sur toute la longueur de la cellule. L'originalité de ce modèle réside dans le fait que les paramètres géométriques de la surface sont déterminés à partir de la surface de la section, elle-même déterminée analytiquement.

En effet, la majorité des modèles analytiques ou semi analytiques essaient de décrire au mieux les sections des macro-pores en se basant généralement sur la géométrie de ceux-ci dans le cas très particulier du « monopli » ou dans le cas également très particulier d'un empilement de pli sans décalage des uns par rapport aux autres. Si ce choix est tout à fait justifiable en cela qu'il n'est pas arbitraire mais guidé par des observations sur des renforts réels, il est néanmoins mis en défaut lorsqu'on observe le réseau de macroporosités tridimensionnel généré par l'empilement de quelques plis de tissé (cf Figure 62).

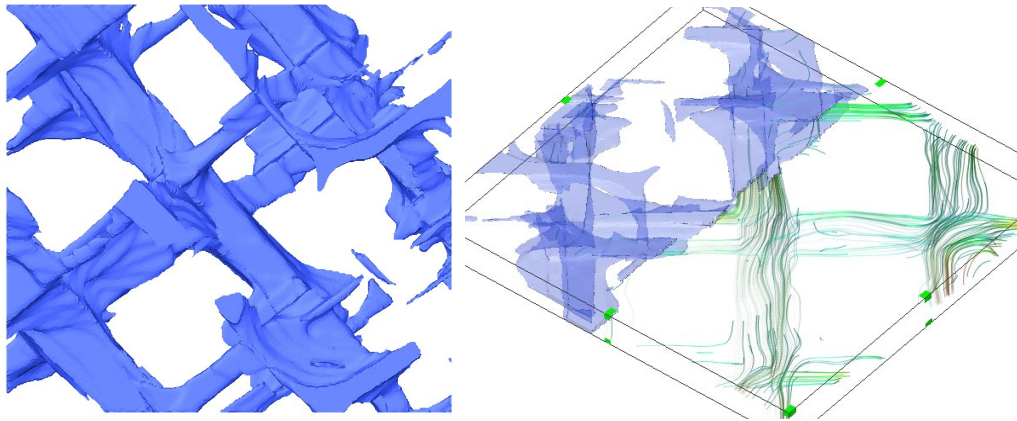


Figure 62 : réseau de macro-pores extrait d'une série de coupes obtenues par micro-tomographie X sur un renfort carbone (données DGA-CEG)

On comprend alors qu'il est illusoire, dans le cas des renforts tissés, de vouloir définir avec précision les paramètres d'une section considérée comme étant constante sur le VER alors que celle-ci varie de façon non négligeable sur de courtes distances (relativement à la taille du VER) et qu'il faudrait - presque - en définir un type différent pour chaque macropore.

Aussi, étant donné l'impossibilité de connaître *a priori* ces différents paramètres avec précision, nous avons fait l'hypothèse de garder des macro-pores de section constante sur la taille du VER, mais avons calculé les paramètres de cette section à partir de paramètres accessibles à partir des paramètres de fabrication du renfort (paramètres de tissage) comme le volume total ainsi que le nombre total de macro-porosités dans le VER.

Les hypothèses sont alors les suivantes :

- Les mèches sont considérées comme de section constante (elliptique ou lenticulaire) sur leur longueur
- L'embuvage est considéré comme étant négligeable (la longueur de la mèche est égal à la taille du VER) pour le calcul des macro-porosités
- La perméabilité des mèches est donnée par l'équation de Gebart (51 et 52)

- La contribution des macro-pores perpendiculaires au gradient de pression est considérée comme négligeable (leur volume est considéré comme ayant une perméabilité égale à celle des mèches dans le calcul)
- Les macro-pores ont une section constante sur toute leur longueur qui est égale à la taille du VER
- Le type de section (triangulaire, circulaire ...) des macro-pores est choisie en fonction du type de renfort considéré

Le calcul du volume de macroporosités dans les directions chaîne et trame est effectué de la manière suivante :

- On calcul le volume de mèches (fibre+micro porosités) dans chaque direction en multipliant la section des mèches par leur nombre dans chaque direction ainsi que par leur longueur : $V_{\text{Mèches}} = S_{\text{Mèches}} \times \text{Nb}_{\text{Mèches}} \times L_{\text{Mèches}}$.
- Ainsi, pour chaque direction, le volume de macroporosités est égal au volume total du renfort dans cette direction (on considère alors le tissé comme deux UD superposés) moins le volume des mèches dans cette même direction calculé précédemment : $V_{\text{MacroPorosités}} = V_{\text{Total}} - V_{\text{Mèches}}$.

L'étape suivante consiste à calculer la surface de la section des macro-pores dans chaque direction :

- Connaissant le volume total de macroporosités dans une direction, il est aisé de déterminer le volume d'un macro-pore en le divisant par le nombre de macro-pores dans une direction (généralement égal à 2 x le nombre de mèches dans cette direction → cf Figure 63).
- Pour finir, le volume d'un macro-pore est divisé par sa longueur pour obtenir la surface de la section et ce dans les deux directions.

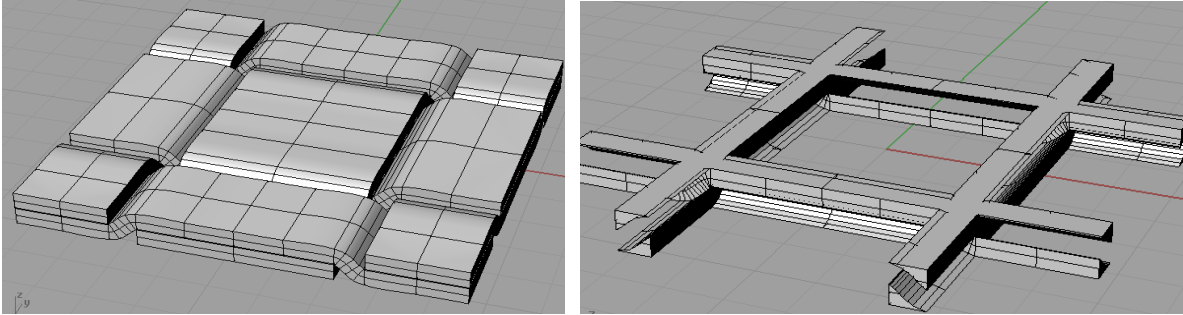


Figure 63 : Illustration de la génération des macro-pores dans les tissés et justification de leur nombre deux fois supérieur à celui des mèches dans un cas volontairement simplifié

La dernière étape consiste à déterminer la perméabilité des macro-pores dans chaque direction. Il faut alors faire une hypothèse sur la géométrie de section dont l'influence est illustrée dans le graphique ci-dessous dans le cas d'une toile (taffetas) équilibrée. La perméabilité équivalente est calculée au moyen de l'équation suivante, // et $\perp$ se rapportant à l'orientation des mèches et macro-pores respectivement au gradient de pression :

$$K_{\text{Analytique}} = \frac{K_{\text{MacroPore}}^{\text{//}} V_{\text{MacroPore}}^{\text{//}} + K_{\text{Mèche}}^{\text{//}} V_{\text{Mèche}}^{\text{//}} + K_{\text{Mèche}}^{\perp} \left(V_{\text{Mèche}}^{\perp} + V_{\text{MacroPore}}^{\perp} \right)}{V_{\text{VER}}} \quad (56)$$

Cette équation ainsi que le descriptif ci-dessus décrivent la philosophie générale de ce modèle. En effet, la prise en compte de l'imbrication des plis [Hoes 2004], principal artisan de la variation de perméabilité en fonction du nombre de plis à iso taux de fibres (mais qui influence également le calcul de la perméabilité en fonction du taux de fibres à nombre de plis constant), a nécessité une modification de ce modèle qui consiste à diviser les macro-pores en deux familles (*cf* figure 64) :

- Une première famille sur les faces supérieures et inférieures de l'empilement qui ne présentent jamais de « *nesting* » (imbrication) puisqu'elles ne sont en contact qu'avec le moule
- Une seconde famille englobant tous les autres macro-pores qui sont eux susceptibles de voir leur géométrie modifiée par l'imbrication ou l'absence d'imbrication des plis tel que décrit ci-dessous figure 64

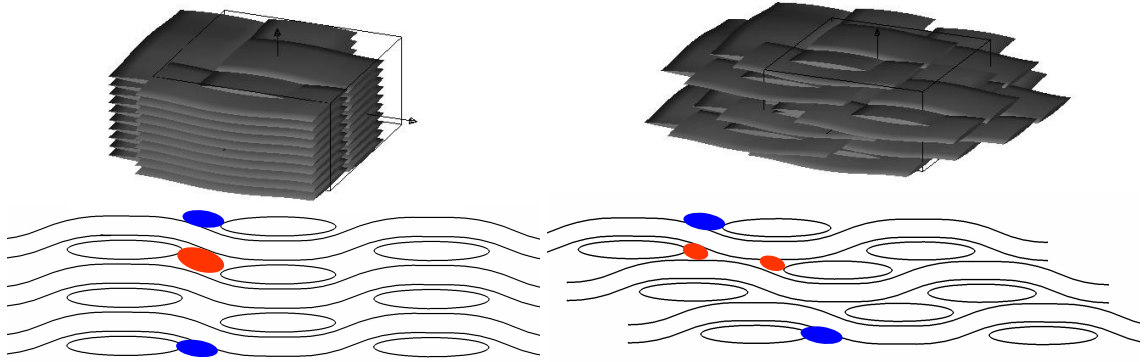


Figure 64 : Illustration des deux familles (surfacique en bleu et interne en rouge) de macro-pores générées par la présence et l'absence de « *nesting* »

Cette prise en compte est réalisée de la manière suivante. Pour une fraction volumique (ou une épaisseur de VER), fV_{VER} (h_{VER}), de fibres et un nombre de plis donné, $nbPlis$, il est possible de déterminer la demi épaisseur a_1 des mèches en sens 1 en fonction de ces paramètres ainsi que du rapport, $ra=a_2/a_1$, entre l'épaisseur des mèches en sens 1 et 2 et le « taux » d'imbrication entre les plis, $0 \leq nest < 1$. L'épaisseur totale s'écrit alors comme l'épaisseur des deux demi-plis de surface + le nombre de plis moins un (préalablement pris en compte) multiplié par leur épaisseur (deux fois la demi épaisseur des mèches en sens 1 et 2) moins le taux d'imbrication entre les plis défini comme une fraction de l'épaisseur des mèches selon les deux directions :

$$h_{VER} = 2 (a_1 + a_2) + (nbPlis - 1) * (2 (a_1 + a_2) - nest * 2 (a_1 + a_2)) \quad (57)$$

$$a_1 = \frac{h_{VER}}{2 (nbPlis * nest - nbPlis - nest) * (1 + ra)} \quad (58)$$

Il est dès lors possible de réécrire toutes les équations en fonction de a_1 , ra , $nest$, $nbPlis$ et fV_{VER} (ou h_{VER}). L'équation 4.56 est alors modifiée afin de prendre en compte ces deux familles de macro-pores (MP_Bord et MP_Centre) :

$$K_{Analytique} = \frac{K_{MP_Bord} V_{MP_Bord} + K_{MP_Centre} V_{MP_Centre} + K_{Mèche} V_{Mèche} + K_{Mèche}^{\perp} \left(V_{Mèche}^{\perp} + V_{MacroPore}^{\perp} \right)}{V_{VER}} \quad (59)$$

Ce modèle permet alors de prédire la perméabilité d'un renfort ainsi que son évolution en fonction de la fraction volumique de fibre pour un nombre donné de plis ainsi qu'en

fonction du nombre de plis à iso taux de fibres (cf Figure 65 ci-dessous ainsi que les applications dans le paragraphe 4.6.2). Etant donné la présence d'une double échelle de porosité dans les renforts fibreux en général et dans les renforts tissés en particulier, les écoulements intra-mèches peuvent souvent être négligés (pour les taux de fibres « intermédiaires »). Cet aspect des choses est étudié en détail dans les paragraphes qui suivent.

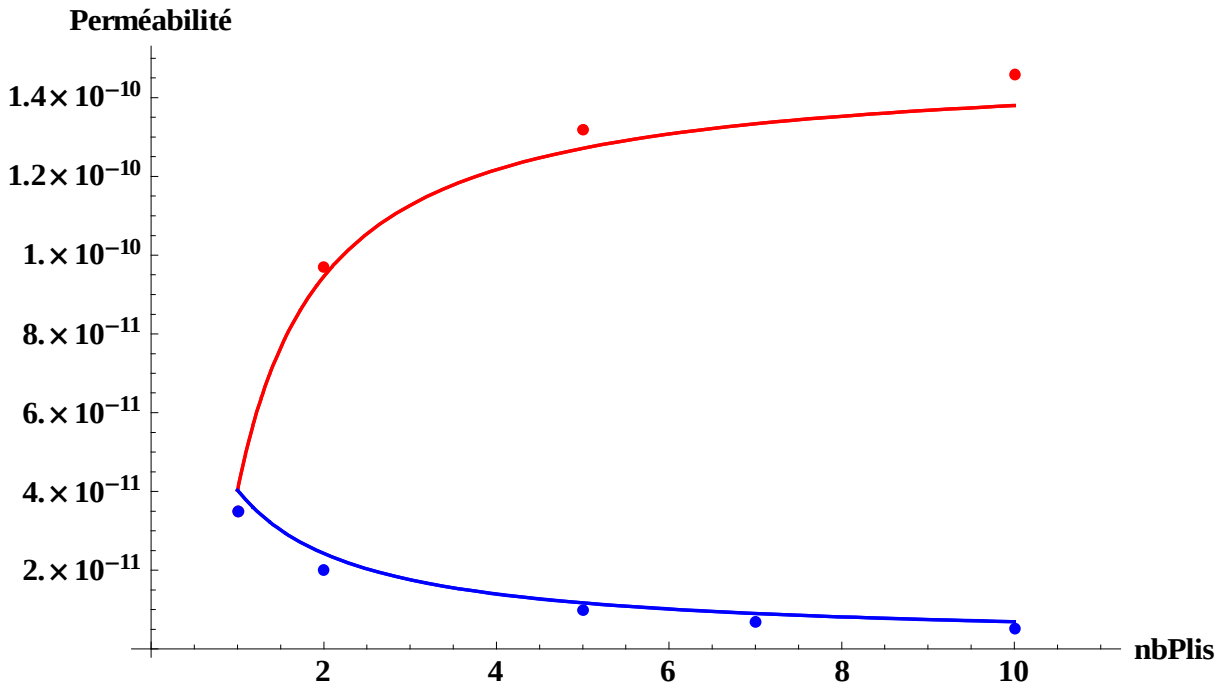


Figure 65 : évolution de la perméabilité en fonction du nombre de plis à iso taux de fibre avec (en bleu) et sans (en rouge) « nesting ». Résultats obtenus par un calcul EF 3D avec le code CELPER (points) et le modèle analytique ONERA (lignes continues)

4.1.3. EF 3D

Finalement, lorsque la complexité géométrique du VER ne permet plus de dériver de solution analytique simple, il est alors nécessaire d'utiliser des méthodes numériques résolvant les équations de la mécanique des fluides à l'échelle mésoscopique du VER. Nous verrons par la suite qu'une des difficultés consiste à modéliser en trois dimensions le VER du renfort fibreux considéré. En effet, la résolution du problème numérique dans un tel VER peut être abordée de différentes manières, chacune présentant des avantages et des limitations : par éléments finis [Hoareau 1994], [Ngo 2001], [Boust 2002], [Takano 2002], [Laine 2006], [Loix 2008], par réseau de Boltzmann [Chen 1993], [Martys 1996], [Spaid 1997], [Dunkers 2001], [Belov 2004], par différences finies [Verleye 2008] ou encore par des méthodes simplifiées de projection du problème 3D en 2D [Wong 2006]. Les méthodes EF présentent comme principal inconvénient de nécessiter un maillage du milieu poreux 3D étudié. L'obtention de ce maillage peut parfois s'avérer très complexe comme nous le verrons par la suite. Les méthodes différences finies ne présentent pas ce type de problème, mais nécessitent un pas de discrétisation suffisamment faible pour converger [Verleye 2008]. Les méthodes du type réseau de Boltzmann présentent les mêmes avantages avec l'inconvénient de ne pas converger aussi rapidement en fonction du pas de discrétisation et sont également plus coûteuses en termes de temps de calcul. Pour finir, les méthodes « simplifiées » mentionnées précédemment sont très avantageuses en temps de calcul, mais généralement moins « précises ».

4.1.3.1. Présentation du code d'homogénéisation

Le code CelPer2 est un outil de simulation numérique permettant de calculer des coefficients de transport effectifs dans des milieux hétérogènes. Ces milieux hétérogènes (polyphasiques) peuvent être des tissus, des feutres, des mousses pour lesquels on souhaite disposer d'une quantité « homogénéisée » rendant compte de leurs propriétés macroscopiques.

Les équations résolues par CelPer2 proviennent d'équations physiques traitées par des méthodes d'homogénéisation. Ces méthodes permettent, à partir de la description de milieux hétérogènes, de calculer les propriétés d'un hypothétique milieu homogène équivalent. Pour cela, il faut résoudre les équations en question sur un volume représentatif équivalent. C'est ce que fait CelPer2 à l'aide d'une méthode aux éléments finis de type Galerkin. Dans notre cas, celui de l'homogénéisation périodique, la cellule élémentaire doit être pourvue de conditions aux limites périodiques [Sanchez-Palencia 1980] [Allaire 1991]. [Boust 2002], [Torres 2004]. Les paragraphes suivant décrivent, en majorité, les développements réalisés par R. Torres. Les contributions de ce travail de thèse concernent les conditions aux limites de symétrie, la possibilité de résoudre un problème sur un VER monoclinique (pour le cisaillement) ainsi que les nouveaux solveurs (bibliothèque PARDISO de INTEL) qui ont été progressivement introduits.

4.1.3.1.1. Description des problèmes physiques

L'objectif du code de calcul CelPer2 est de calculer des coefficients de transport effectifs (moyens) sur des microstructures polyphasiques. Par polyphasique, on entend des microstructures pour lesquelles les valeurs microscopiques de ces coefficients peuvent prendre des valeurs très différentes.

L'exemple type de ce genre de structures sont les matériaux poreux, dans lesquels deux phases coexistent, le « squelette » matériel et les pores remplis d'air. La conductivité thermique de l'ensemble, pour prendre un exemple, sera différente de celle de l'air comme de celle du squelette. Elle sera bien évidemment dépendante de la porosité, c'est-à-dire de la fraction volumique d'air, mais aussi de la morphologie particulière de la microstructure considérée. De manière générale, cette conductivité thermique sera même tensorielle si l'arrangement géométrique de la microstructure est anisotrope. On peut également imaginer des situations plus compliquées, avec par exemple deux fluides de natures différentes ou bien deux échelles de porosités.

En toute généralité, on peut calculer les paramètres effectifs moyennés à partir des valeurs microscopiques locales à l'aide des méthodes de volume représentatif (volume averaging) ou d'homogénéisation périodique. Les présupposés théoriques des deux méthodes sont quelques peu différents mais elles parviennent toutes deux à des conclusions assez semblables :

- Moyennant des conditions de régularité généralement remplies, on peut appréhender les propriétés macroscopiques de matériaux polyphasiques à l'aide d'équations de transport dans lesquelles interviennent des coefficients effectifs,
- Ces coefficients se calculent en résolvant des équations locales sur un volume représentatif de taille intermédiaire d_i , inférieure aux dimensions macroscopiques des milieux considérés mais supérieure à la dimension microscopique des hétérogénéités considérées.

Le code CelPer2 résout très précisément de telles équations issues de la théorie de l'homogénéisation périodique : la cellule élémentaire considérée est pourvue de conditions aux limites périodiques. Cette prescription peut porter deux sens différents : on peut considérer des milieux réellement périodiques, par exemple des tissus, auquel cas le volume représentatif canonique est la maille élémentaire du milieu. On peut également considérer des milieux désordonnés et prendre en compte un volume représentatif suffisamment grand pour que le choix de conditions périodiques n'induisse pas de biais sur la valeur calculée des coefficients homogénéisés.

Le problème de Stokes :

Historiquement, le problème de Stokes est l'un des premiers à avoir bénéficié des techniques d'homogénéisation et constitue en quelque sorte un archétype de ce que peuvent apporter ces méthodes [Sanchez-Palencia 1980]. Le problème de Stokes considère l'écoulement d'un fluide incompressible en régime stationnaire dans une matrice poreuse de porosité ϕ . Il est décrit mathématiquement par les deux équations locales suivantes :

$$\mu \Delta v = \nabla p \quad (60)$$

$$\nabla \cdot v = 0 \quad (61)$$

avec la condition aux limites $v = 0$ à l'interface solide-fluide. v représente la vitesse locale du fluide, p la pression locale et μ sa viscosité. On sait expérimentalement qu'un tel comportement microscopique conduit au niveau macroscopique à la loi de Darcy qui relie la vitesse moyenne du fluide au gradient de pression macroscopique :

$$\phi \bar{v} = - \frac{k_D}{\mu} \overline{\nabla p}^1 \quad (462)$$

Le paramètre k_D est la perméabilité du milieu traversé. Il est homogène à une surface et ne dépend pas de la nature du fluide (c'est-à-dire de sa viscosité) mais seulement de la microstructure géométrique du milieu poreux. En général, pour un milieu anisotrope, $\bar{v}$ et $\overline{\nabla p}$ ne sont pas colinéaires de sorte que k_D est tensoriel.

Pour obtenir la valeur de k_D pour une microstructure donnée, il faut résoudre l'équation de Stokes sur une cellule représentative en effectuant un développement multiéchelle des champs considérés, tel que le prévoit la méthode d'homogénéisation périodique :

$$v(x) = v_0(x, y) + \varepsilon v_1(x, y) + \varepsilon^2 v_2(x, y) + \dots \quad (63)$$

$$p(x) = p_0(x, y) + \varepsilon p_1(x, y) + \varepsilon^2 p_2(x, y) + \dots \quad (64)$$

Dans cette écriture, x est une variable de position macroscopique qui régit les fluctuations de grande longueur d'onde des quantités physiques concernées tandis que y est une « variable microscopique » qui gère les fluctuations rapides à l'échelle des hétérogénéités microscopiques. ε représente quant à lui l'ordre de grandeur du ratio entre la taille L_y de la cellule élémentaire représentative et celle L_x caractéristique du système macroscopique.

Plus les hétérogénéités sont fines, plus ε tend vers 0 et plus on se rapproche du cas limite du milieu homogène équivalent dont les propriétés ne doivent alors plus dépendre de y ($v_0(x, y) = v_0(x)$; $p_0(x, y) = p_0(x)$).

¹ La notation $\bar{X}$ représente ici la valeur moyenne de la grandeur X sur le VER

Par ailleurs, dans le cas de l'homogénéisation périodique, les champs considérés aux différentes échelles se doivent d'être périodiques en y avec un période L_y (ce qu'on appelle Y-périodique) correspondante à celle de la microstructure. Autrement dit, quand x se déplace d'une « distance » ε , y doit progresser d'une unité afin de fournir la même valeur de champ ($y = x / \varepsilon$)

On peut par exemple imaginer un champ multi échelle dont l'écriture soit :

$$v(x) = v_0 \frac{x}{L_x} + \varepsilon v_1 \sin(2\pi \frac{x}{\varepsilon}) + \varepsilon^2 v_2 \sin(4\pi \frac{x}{\varepsilon}) \quad (65)$$

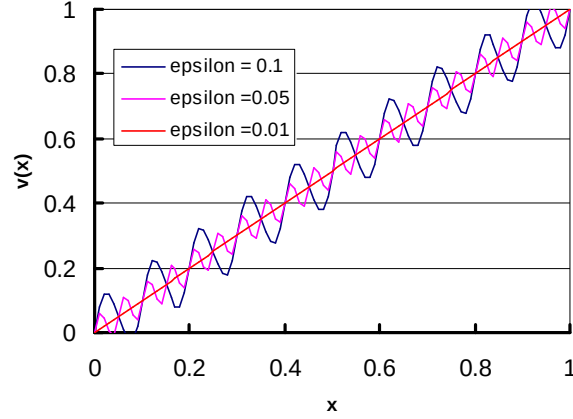


Figure 66 : Exemple de champ multi échelle

et qui fournit un champ $v(x)$ d'autant plus homogène que ε tend vers 0.

Corrélativement, l'opération de dérivation doit être aménagée dans cet espace fonctionnel :

$$\nabla = \nabla_x + \frac{1}{\varepsilon} \nabla_y \quad (66)$$

Avec ces hypothèses, on peut montrer² que l'équation à résoudre sur la maille Y-périodique devient :

$$\mu \Delta_{yy} v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \quad (67)$$

$$\nabla_y \cdot v_0 = 0 \quad (68)$$

avec la condition $v_0 = 0$ à l'interface solide fluide et avec v_0 et p_1 Y-périodiques. $\nabla_x p_0$ est le gradient de pression macroscopique. Il s'agit du terme source qui provoque l'écoulement du fluide à la vitesse v_0 à travers les pores du milieu et qui est aussi à l'origine des fluctuations de pression p_1 . Il s'agit donc d'une donnée d'entrée du problème dont les inconnues sont v_0 et p_1 .

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

$$k_D = - \frac{\mu \frac{1}{V_{\Omega}} \int_{\Omega} v_0 d\Omega}{\nabla_x p_0} \quad (69)$$

² En vérité, pour obtenir ce résultat, on considère que le développement du champ de pression commence à l'ordre 0 tandis que celui du champ de vitesse commence à l'ordre 2. Cette hypothèse est justifiée dans la mesure où elle fournit un résultat physiquement acceptable.

Le problème de Brinkman :

Il s'agit d'un raffinement du problème de Stokes, nécessaire lorsque deux échelles de porosités sont présentes, par exemple dans le cas d'un tissu qu'on imprègne d'une résine. Les vitesses de pénétration du fluide sont alors très différentes dans les espaces inter-torons (macropores) et intra-torons (micropores).

En toute rigueur, il faudrait dans un premier temps résoudre le problème de Stokes au niveau de la porosité microscopique afin de déterminer la perméabilité de ce milieu. Muni de cette perméabilité k_m , on serait alors à même de résoudre un problème hybride Stokes / Darcy tel que :

$$\mu \Delta_{yy} v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \text{ dans } \Omega_M \quad (70)$$

$$\nabla_y \cdot v_0 = 0 \text{ dans } \Omega_M \cup \Omega_m \quad (71)$$

$$v_0 = -\frac{k_m}{\mu} (\nabla_x p_0 + \nabla_y p_1) \text{ dans } \Omega_m \quad (72)$$

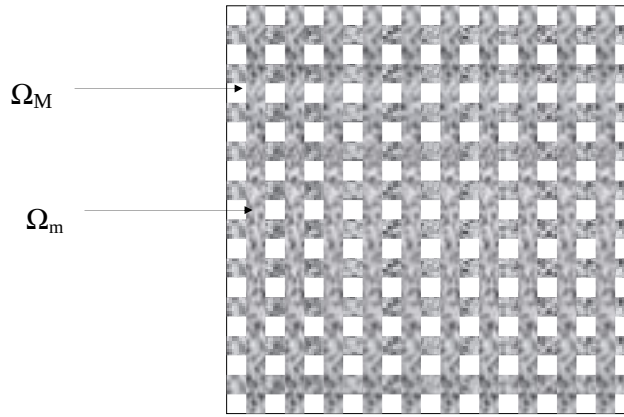


Figure 67 : Milieu macroscopique

Cependant, un tel système n'est mathématiquement pas cohérent à l'interface entre les deux milieux et conduit à des solutions non physiques (non continuité de la vitesse). C'est pourquoi, on substitue pour le milieu microscopique l'équation de Darcy par une équation de Brinkman :

$$-\frac{\mu}{k_m} v_0 + \mu_2 \Delta_{yy} v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \text{ dans } \Omega_m \quad (73)$$

Cette équation semi-heuristique fut exhibée pour la première fois par [Brinkman 1947] pour rendre compte de déviations de second ordre à la loi de Darcy (cf [Allaire 1991] pour une dérivation de l'équation de Brinkman à partir de l'équation de Navier-Stokes). Le paramètre μ_2 , physiquement homogène à une viscosité est en pratique de l'ordre de grandeur de μ . Il ne doit pas être confondu avec la seconde viscosité, paramètre thermodynamique microscopique qui apparaît dans l'équation de Navier-Stokes.

En pratique, l'équation de Brinkman a le bon goût d'assurer la continuité mathématique des vitesses à l'interface Ω_M/Ω_m , grâce au terme laplacien qu'elle partage avec l'équation de Stokes.

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

$$\mu \Delta_{yy} v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \text{ dans } \Omega_M \quad (74)$$

$$\nabla_y \cdot \mathbf{v}_0 = 0 \text{ dans } \Omega_M \cup \Omega_m \quad (75)$$

$$-\frac{\mu}{k_m} v_0 + \mu_2 \Delta_{yy} v_0 - \nabla_y p_1 = \nabla_x p_0 \text{ dans } \Omega_m \quad (76)$$

4.1.3.2. Capacités et limitations

Exploitation des plans de symétrie interne :

Une des principales évolutions du code est la possibilité d'exploiter les symétries présentes dans la cellule élémentaire de manière à réduire autant que possible la taille du problème à résoudre. L'introduction de cette fonctionnalité a nécessité d'importantes modifications du code. En effet, dans le cas de conditions aux limites périodiques, il n'y a pas lieu de se préoccuper des intégrales de surface dans la mesure où celles-ci se compensent deux à deux (tout flux entrant par une face ressort, par définition, par la face périodique associée). En revanche, ce n'est plus le cas quand les conditions de périodicité sont remplacées par des conditions de symétrie et des modifications doivent être apportées à la matrice globale avec certains termes explicitement fixés à 0.

Le cas test retenu est celui d'un réseau de pores à section évolutive mais présentant néanmoins 3 plans de symétries (selon x , y , et z). La figure ci-dessous illustre les gains (en terme de temps de calcul et utilisation mémoire) apportés par cette nouvelle fonctionnalité. Celle-ci a été testée sur de nombreuses configurations et intensivement utilisée pour le calcul de la perméabilité de tissus. En effet, les cellules représentatives d'un tissu n'ont généralement pas toutes les conditions de périodicité requises (en fait, le maillage) par la méthode d'homogénéisation et jusqu'ici les périodicités manquantes étaient apportées par des opérations de symétrie.

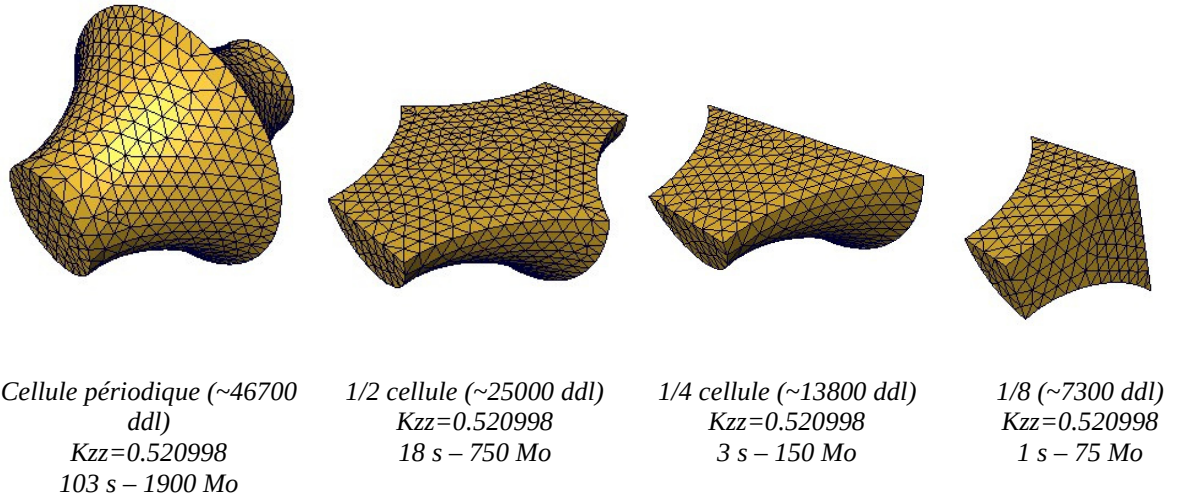


Figure 68 : Illustration des gains en temps CPU et occupation mémoire obtenus via l'exploitation des symétries (calculs réalisés avec la librairie UMF)

Possibilité de traiter des cellules élémentaires monocliniques :

L'idée sous jacente est d'être en mesure de traiter des cellules élémentaires de renforts cisailés. Dans ce cas, le motif élémentaire (qui est généralement pris comme VER) n'est plus un parallélépipède mais un prisme monoclinique. CELPER a donc été modifié afin de pouvoir imposer des conditions aux limites périodiques dans le cas d'une cellule cisailée d'un angle α (cf Figure 69). A noter par ailleurs, que les conditions de symétrie précédemment décrites ne peuvent pas être appliquées dans le cas d'un renfort cisailé. En pratique, l'utilisateur fournit

l'angle de cisaillement dans le fichier de paramètres et ce faisant, la détermination des nœuds de périodicité s'effectue de la manière suivante :

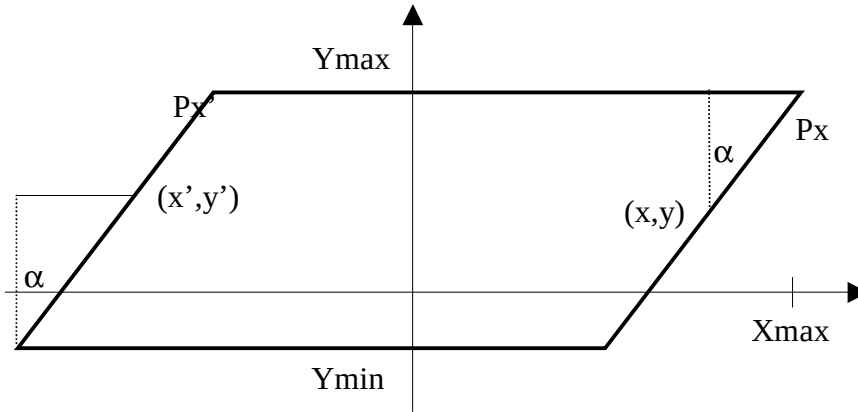


Figure 69 : Périodisation d'une cellule monoclinique

Dans le cas où $\alpha \in [0, \pi[$, en considérant le triangle rectangle en pointillés de gauche, un nœud (x', y') sur $P_{x'}$ est tel que :

$$\tan(\alpha) = \frac{x' - X_{\min}}{y' - Y_{\min}} \Rightarrow P_{x'} = \left\{ (x, y) / \left| x' - X_{\min} - \tan(\alpha)(y' - Y_{\min}) \right| < \varepsilon \right\} \quad (77)$$

En considérant le triangle rectangle de droite, un nœud (x, y) sur P_x est tel que :

$$\tan(\alpha) = \frac{X_{\max} - x}{Y_{\max} - y} \Rightarrow P_x = \left\{ (x, y) / \left| X_{\max} - x - \tan(\alpha)(Y_{\max} - y) \right| < \varepsilon \right\} \quad (78)$$

Ces deux nœuds (sur 2 faces opposées) sont équivalents s'ils sont très proches une fois qu'ils sont tous deux ramenés sur le même plan $P_{x'}$. Dans le cas où $\alpha \in]-\pi, 0[$, on se ramène au cas précédent en travaillant sur le symétrique de la cellule par rapport à l'axe (O, X).

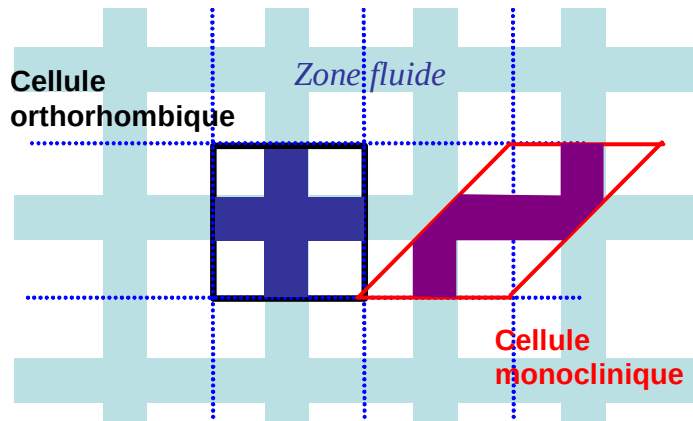


Figure 70 : Pavage d'un milieu périodique par des cellules orthorhombique ou monoclinique

Pour vérifier le traitement correct de cellule élémentaire non orthorhombique décrit précédemment, nous avons calculé la perméabilité d'un milieu qui peut être pavé soit par une cellule orthorhombique soit par une cellule monoclinique (figure ci-dessus). En l'occurrence il s'agit du complémentaire d'un réseau de tuyaux à section carrée. Les deux résultats apparaissent bien identiques (compte tenu de la précision attendue avec cette finesse de maillage).

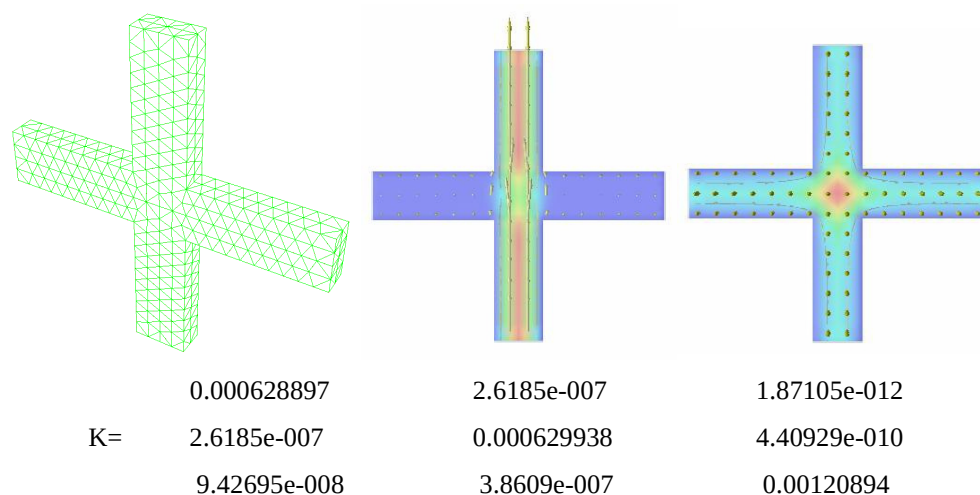


Figure 71 : Traitement de la cellule orthorhombique et perméabilité obtenue

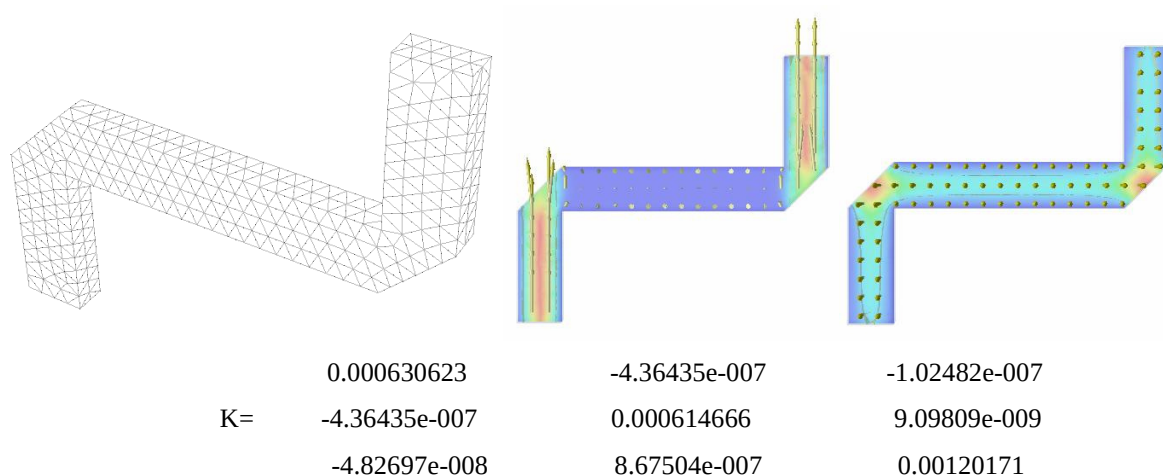


Figure 72 : Traitement de la cellule monoclinique et perméabilité obtenue

4.2. Modélisation des renforts fibreux

La modélisation géométrique des renforts fibreux a fait l'objet de nombreuses études et publications ces dernières années. En effet, l'obtention de géométries réalistes est un pré requis à l'utilisation de celles-ci dans des calculs de mécanique, thermique, ... ou écoulement de fluides. Parmi tous les modèles existant à l'heure actuelle, nous citerons les plus utilisés en ce qui concerne les renforts tissés, à savoir le logiciel WiseTex [Lomov 2001], le modèle de Hivet [Hivet 2003][Badel 2007] et TexGen [Long 1998]

Très brièvement, l'approche généralement choisie dans ces modèles consiste à décrire le renfort de la manière suivante : les mèches constituant le renfort sont décrites par leur trajectoire ainsi qu'un certain nombre de sections de contrôles situées le long de celles-ci. Les principales différences entre ces modèles résident dans le nombre de paramètres utilisés pour construire le modèle ainsi que sur les contraintes (géométrique, mécaniques, énergétiques...) qui régissent les trajectoires et sections.

4.2.1. Modèles utilisés

Dans le cadre de ce travail de thèse, nous avons utilisé deux modèles : le logiciel WiseTex et le modèle de Hivet. Ces deux modèles sont conceptuellement très différents :

- Le modèle de Hivet est basé sur des paramètres géométriques permettant de construire un renfort dit « géométriquement cohérent », à savoir que les mèches du renfort ne s'interpénètrent pas ni ne présentent de vides entre-elles au niveau de leur croisements. Cette particularité permet, après maillage des mèches, de réaliser directement des calculs EF sur cette géométrie (cisaillement, compression, traction bi-axiale ...). Le résultat de ce calcul (le renfort déformé) est également « géométriquement cohérent » car le calcul EF gère (relativement) bien le contact entre les mèches. De plus, le maillage direct (du complémentaire des mèches, où s'écoule principalement le fluide) de cette géométrie est également possible, comme nous le verrons au paragraphe 4.4.1
- Le logiciel WiseTex utilise quand à lui un mélange entre paramètres géométriques et paramètres mécaniques pour construire la géométrie du renfort. Pour ce faire, de nombreuses données (propriétés des mèches et fibres) doivent être entrées dans ce logiciel, ce qui permet par la suite d'améliorer le résultat des calculs de déformations du VER directement générées dans ce logiciel. De plus, à peu près n'importe quelle architecture (2D, 2.5D, 3D) peut être modélisée, et ce, facilement et rapidement. Par contre, le revers de cette facilité et rapidité d'utilisation réside dans le fait que les géométries déformées, et en particulier dans le cas du cisaillement, ne respectent pas la non interpénétration des mèches les unes dans les autres (*cf* paragraphe 4.3)

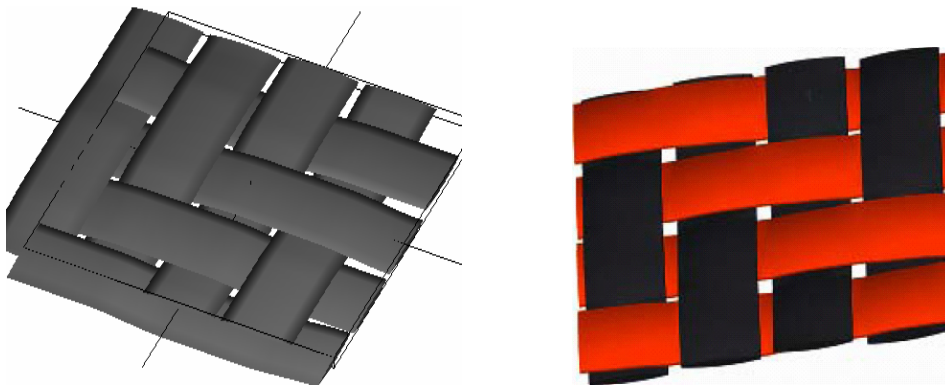


Figure 73 : Exemple de VER de tissé obtenu avec le logiciel WiseTex (à gauche) et le modèle de Hivet (à droite)

4.2.2. Détermination des paramètres géométriques du renfort fibreux

La construction de modèles tridimensionnels de renforts fibreux nécessite de disposer au préalable des paramètres géométriques les caractérisant. Le nombre et la nature de ces paramètres dépendent de l'architecture modélisée. Dans le cas d'un satin $m \times n$ et pour le modèle de Hivet, par exemple, la Figure 74 illustre le nombre de points dont les coordonnées doivent être connues. Néanmoins, ces coordonnées de points sont calculées à partir de donnée plus « mésoscopiques » telles que la largeur des mèches, le nombre de mèches par unité de longueur, l'embuvage ... ainsi qu'en effectuant un certain nombre d'hypothèses sur la géométrie des sections de mèches, par exemple (section symétriques ...).

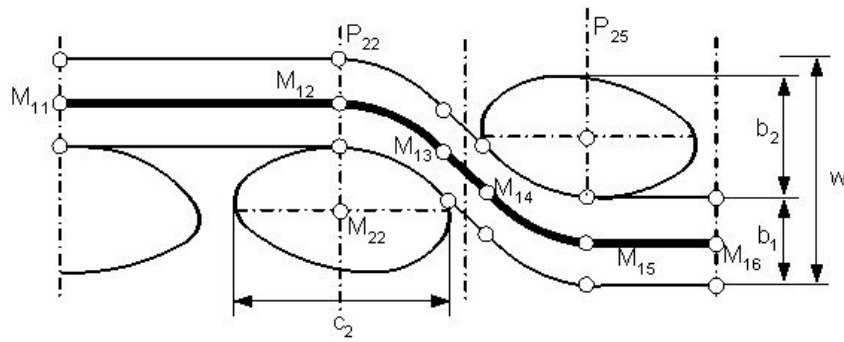


Figure 74 : Coupe du renfort avec le détail des trajectoires et sections (points) de contrôles dans le cas d'un satin n*m [Hivet 2005]

Ces différents paramètres peuvent alors être identifiés de différentes manières, depuis les observations 2D jusqu'aux observations 3D en passant par des observations de surfaces 3D :

- La méthode la plus utilisée consiste à observer la surface du renfort sec ou une série de sections dans un composite (cf Figure 57). Si l'observation de la surface permet d'obtenir des informations sur le renfort sans qu'il ne soit déformé ou perturbé par la matrice, en revanche, elle ne donne pas accès à certains paramètres tels que l'épaisseur des mèches. Les coupes transversales sont complémentaires des observations de surface en cela qu'elles permettent d'accéder aux informations dans l'épaisseur du matériau « sous la surface ».
- L'interférométrie en lumière blanche est une technique permettant d'acquérir rapidement une topologie de surface 3D. Cette technique permet donc d'accéder à la fois aux informations 2D de surface mais également à une partie des informations 3D précédemment obtenues par coupe dans un composite. Par ailleurs, elle permet de visualiser les fibres (individuellement), ainsi que leur trajectoires en surface (et donc de montrer que les fibres « naviguent » à l'intérieur d'une mèche et ne sont pas parallèles)

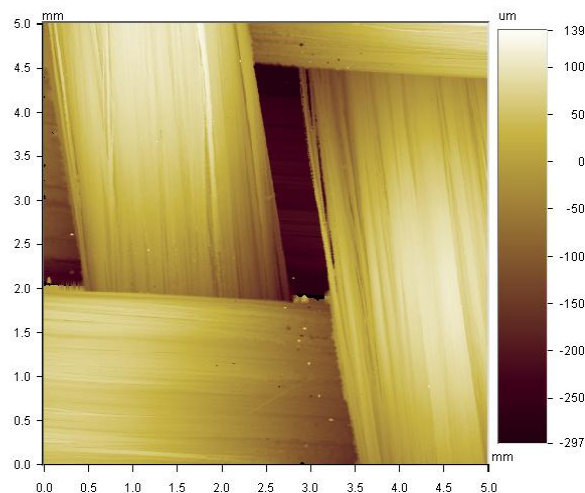


Figure 75 : Observation par interférométrie en lumière blanche d'un renfort carbone (l'échelle de couleurs représente les hauteurs en µm)

- La micro-tomographie X permet, quant à elle d'accéder à des informations sur la morphologie tridimensionnelle de l'échantillon étudié. En pratique, la bonne distinction entre les différentes « phases » constituant le matériau dépend de la différence de coefficient d'absorption de celles-ci (ce qui peut poser un

problème dans le cas des composites carbone-époxy, l'époxy étant principalement constitué d'atomes de carbone !!). L'étude d'un renfort carbone sec dans un micro-tomographe de génération récente permet d'obtenir le type d'information illustré Figure 77. De même que pour l'interférométrie, la tomographie permet alors d'observer le renfort sans avoir à l'enduire de résine et donc sans en modifier la géométrie. De plus, il est également possible de suivre les déformations (cisaillement par exemple) in-situ dans le tomographe [Badel 2008b].

4.3. Déformation des renforts fibreux

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 2, la principale déformation des renforts fibreux leur permettant de se conformer à une surface non développable (drapage ou emboutissage) est le cisaillement. La compression transverse des renforts joue également un rôle de première importance sur leur perméabilité. Ces deux phénomènes doivent donc être pris en compte dans les calculs EF 3D et pour ce faire, nous devons disposer de VER cisailés et compressés. Les paragraphes suivants présentent brièvement les différents modèles géométriques de VER déformés utilisés ainsi que la manière de les obtenir.

4.3.1. Cisaillement

Le cisaillement des renforts tissés au moyen du logiciel WiseTex est réalisé de manière très simple [Lomov]. Une fois la géométrie non déformée générée, les géométries cisailées sont obtenues automatiquement en indiquant les angles désirés étant donné que le cisaillement dans ce logiciel est presque exclusivement « géométrique », c'est-à-dire que les mèches subissent une rotation sans glissement comme illustré ci-dessous Figure 76. Du coup des interpénétrations entre mèches apparaissent rapidement lors de ce processus (cf. Figure 78).

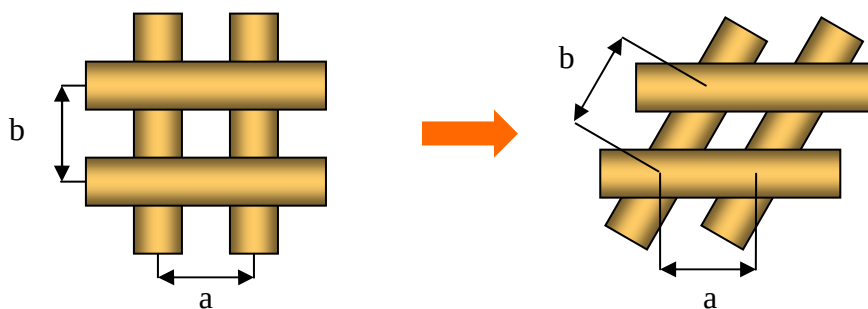


Figure 76 : Le cisaillement sans glissement (les distance a et b sont conservées) ou cisaillement pure

Le cisaillement à partir de modèles du type Hivet est plus complexe. En effet, il est tout d'abord nécessaire de réaliser le maillage des torons, puis de réaliser le calcul EF du cisaillement du VER considéré en imposant les conditions aux limites adéquates [Badel 2008b]. Néanmoins, ce surcroît de travail permet d'obtenir une géométrie exempte d'interpénétrations entre mèches et dont la géométrie est relativement proche de ce qui peut être observé sur un renfort sec cisailé dans un micro-tomographe comme illustré Figure 77.

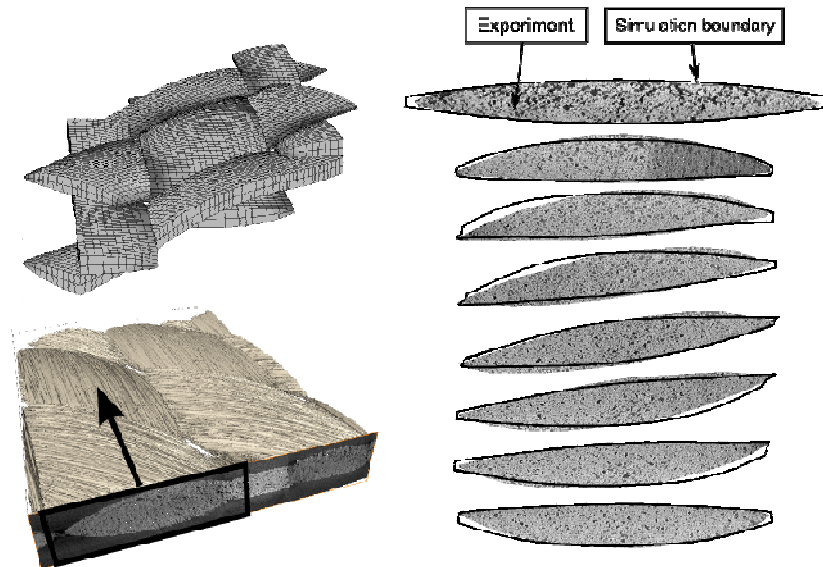


Figure 77 : Comparaison expérience simulation dans le cas du cisaillement d'un taffetas (section d'une mèche en fonction de la position dans le VER) [Badel 2008b]

La détermination de l'influence, en termes de perméabilité, des différences géométriques existant entre ces deux modèles est présentée par la suite. La Figure ci-dessous présente, pour un même renfort et pour deux angles de cisaillement une comparaison entre les géométries générées par ces deux modèles.

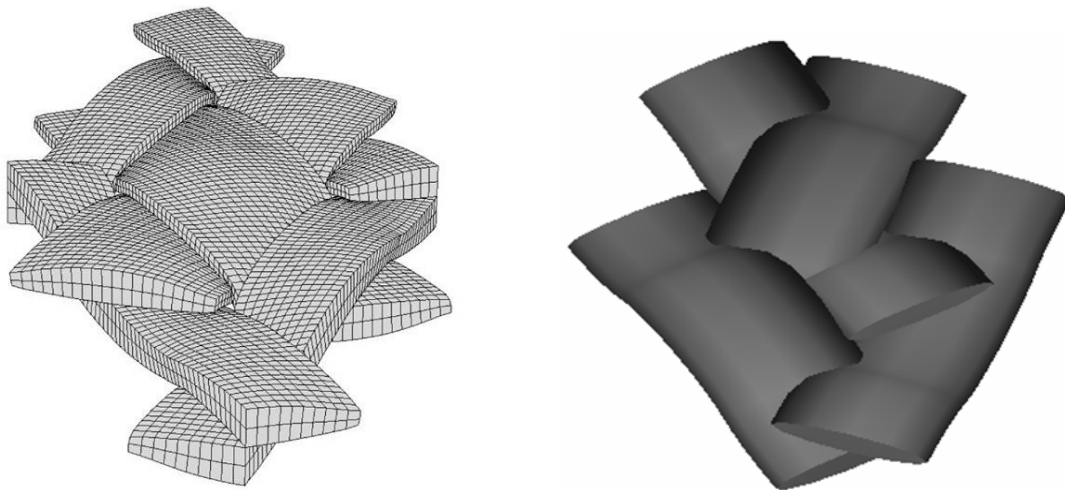


Figure 78 : Comparaison géométrique, dans le cas d'un taffetas, entre les deux approches (WiseTex à droite)

4.3.2. Compression

Dans le cas de la compression, les différences (géométriquement visibles) entre les deux approches décrites précédemment sont bien moindres. En effet, la compression transverse du renfort n'engendre pas d'aussi grands déplacements que le cisaillement (et donc pas d'interpénétration aussi importante). Ainsi, dans le cas du logiciel WiseTex, comme la compression est gérée de manière similaire au cisaillement, c'est-à-dire en réduisant l'épaisseur des mèches d'un facteur correspondant à la différence de hauteur de VER désirée, cette étape ne génère pas d'interpénétrations ou vides supplémentaires par rapport à la géométrie non déformée tel qu'illustré Figure 79. Néanmoins, cette Figure permet d'apprécier l'influence de la prise en compte de la mécanique (approche type Hivet plus calcul EF) lors de

cette étape de compression qui engendre manifestement une dissymétrie au niveau de la section des mèches du renfort.

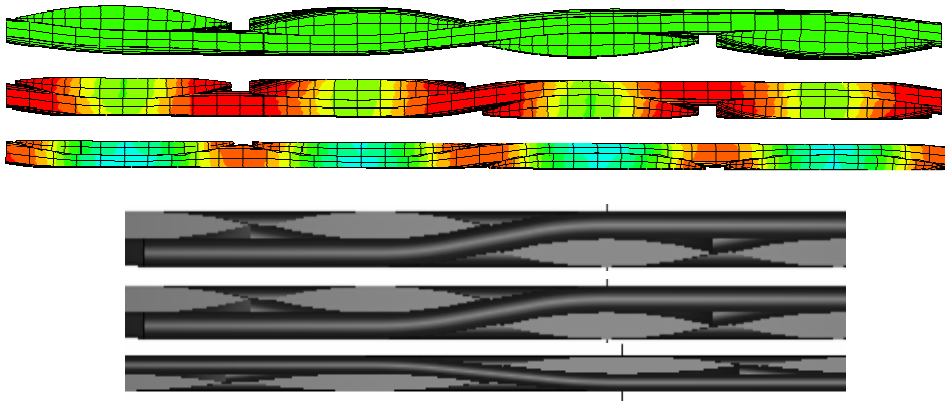


Figure 79 : Vue en coupe illustrant l'étape de compression pour les deux approches (WiseTex est en bas) les couleurs de la figure du haut représentent les contraintes transverses

De même que pour le cisaillement, l'influence de la compression sur la perméabilité sera étudiée en détail par la suite.

4.4. Maillage des VER

La famille des logiciels utilisant la méthode des « éléments finis » à laquelle appartient CELPER nécessite l'obtention préalable d'un maillage de la région que l'on souhaite étudier. Le maillage de milieu poreux tridimensionnels complexes est une action qui ne peut, en générale, pas être menée à bien par les mailleurs conventionnels (IDEAS, PATRAN, ...), et en tous cas pas de manière automatique. En effet, dans le cas des renforts tissés par exemple, les zones de croisement des mèches présentent des surfaces de contact entre les deux mèches qui se traduisent en terme de géométrie par une zone où l'épaisseur décroît progressivement jusqu'au contact. Par ailleurs, lorsque plusieurs plis de renfort sont superposés, on observe généralement une certaine imbrication des plis les uns dans les autres, imbrication qui peut se révéler être un obstacle considérable au maillage de ces milieux.

Ainsi, il faut distinguer deux cas de figure en termes de difficulté de maillage : un seul et unique pli ou un multi-pli avec imbrication. Si le premier cas peut être aisément automatisé pour les renforts les plus élémentaires, il n'en va pas de même du second qui requiert l'utilisation de méthodes avancées, tout comme le simple pli dans le cas de renfort plus complexes. Dans cette étude, nous avons choisi de traiter le second cas de figure qui présente l'avantage de pouvoir traiter (à peu près) tout type de milieu poreux, du plus simple au plus complexe.

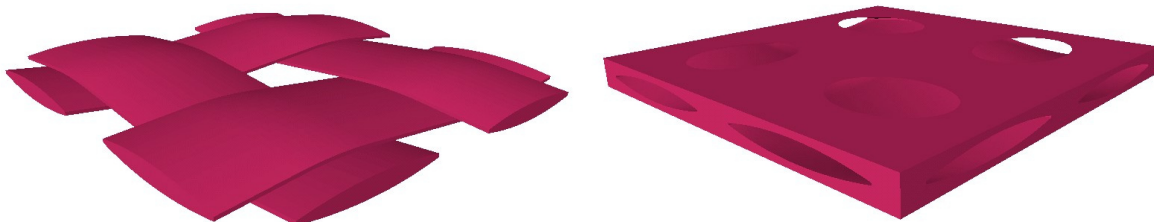


Figure 80 : Géométrie d'un renfort (taffetas) et du volume complémentaire associé

Comme nous l'avons déjà mentionné, la stratégie de maillage dans le cas des renforts fibreux dépend étroitement du modèle géométrique 3D de renfort utilisé. En effet, en fonction de celui-ci les options ne seront pas les mêmes. Dans notre cas, les modèles issu du logiciel

WiseTex ne sont maillé qu'avec AMIRA alors que ceux obtenus par une approche de type Hivet peuvent, dans certains cas être maillé « directement ».

4.4.1. Stratégies de maillage et résultats obtenus

Logiciel « AMIRA » :

Le développement *ab initio* d'un outil permettant de réaliser le maillage de structures poreuses complexes dépasse largement le cadre de cette thèse. Aussi, avons nous choisi de développer un tel outil sur la base d'un logiciel commercial, Amira³. En effet, la version « développement » de ce logiciel permet d'une part de *scripter* les tâches à effectuer en incluant la possibilité d'effectuer des boucles logiques et autre fonctions simples mais il permet également de réaliser des modules en C++ et de les inclure aux modules existant de manière transparente. L'outil de script permettant d'effectuer de nombreuses opérations, nous nous sommes limités à cette première fonctionnalité pour simplifier l'étape de maillage des milieux poreux. La Figure 4.27 présente la fenêtre de contrôle du logiciel et illustre la façon de traiter les données par modules. Les données d'entrée (inputs), traitements et données de sortie (outputs) sont représentées par des items rectangulaires reliés les uns aux autres par des fils représentant l'action des uns sur les autres. De cette manière, une chaîne de traitement peut être réalisée aisément. Le script utilise ces modules, mais l'appel à ceux-ci, ainsi que le passage de paramètres se fait par ligne de commande. Une fois la chaîne de traitement (utilisation de modules et accès aux structures logiques habituelles telles que les boucles « FOR », « WHILE », déclaration de variables locales, ...) définie dans ce cadre, le script est encapsulé sous la forme d'un module supplémentaire disponible dans la bibliothèque de modules avec les entrées-sorties (points de câblage) définies en son sein.

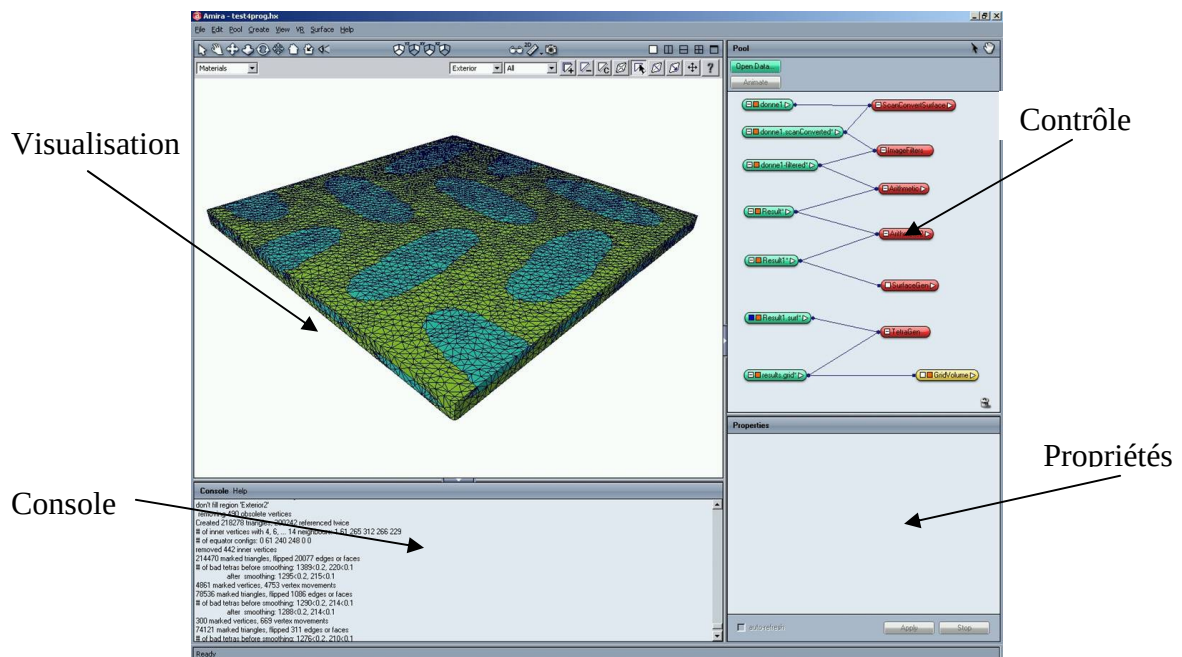


Figure 81 : Fenêtre principale du logiciel Amira

Comme l'illustre la figure ci-dessus, la fenêtre principale d'Amira est divisée en quatre parties : la fenêtre de visualisation, la console, les propriétés et la fenêtre de contrôle. C'est dans cette dernière que les modules sont placés et mis en relation de manière à effectuer les calculs ainsi que la visualisation souhaitée. Elle comporte une sous partie (propriétés)

³ AMIRA TGS maintenant AVIZO

servant à afficher les entrées/sorties des modules ainsi qu'à contrôler les paramètres principaux de ces derniers. La console donne accès à des fonctions avancées des modules par ligne de commande et sert également à l'affichage des sorties de modules (erreurs, informations, ...) lors de l'exécution de ceux-ci.

Dans le cas qui nous intéresse, le maillage de structures poreuses complexes, voici la stratégie de maillage que nous avons mis en œuvre :

Cette stratégie est illustrée sur la Figure 82 où apparaissent les différents modules utilisés dans un cas simplifié. L'influence des différentes étapes de la « chaîne de maillage » sur la perméabilité est décrite par la suite.

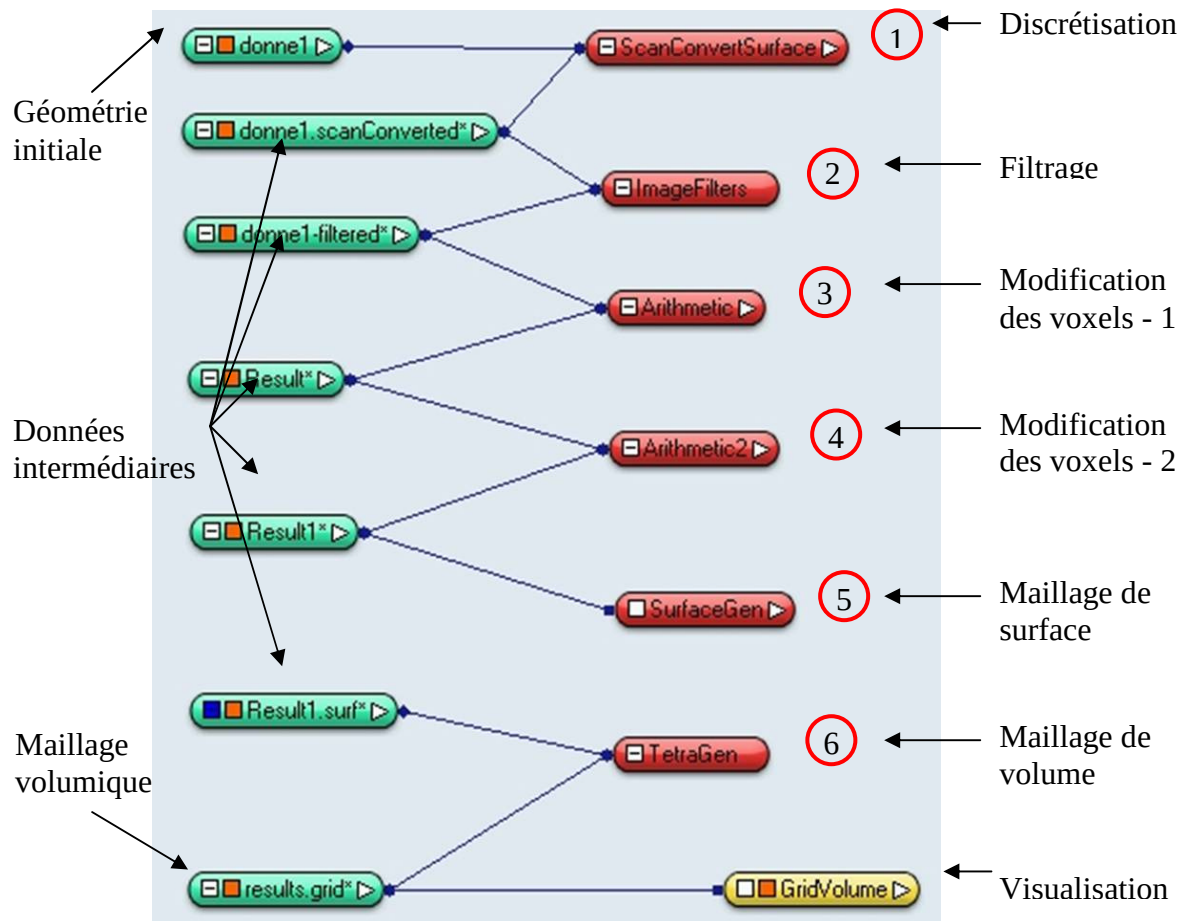


Figure 82 : Enchaînement des modules (exemple)

La géométrie initiale du renfort fibreux est tout d'abord discrétisée (1) en voxels (en général binarisée car il n'y a que deux milieux : mèches et matrice) de dimensions $a*b*c$. Cette étape est bien entendu primordiale, car des voxels trop petits alourdiront considérablement (et inutilement) les étapes suivantes alors que l'inverse entraînera une dégradation importante de la description géométrique du renfort (cf. Figure 4.29). Les valeurs suivantes (en nombre de voxels dans chaque direction, la troisième valeur représentant l'épaisseur) donnent en générale de bon résultats pour une cellule élémentaire de tissu : $\sim 200 \times 200 \times (30 \times \text{nombre de plis})$ voxels.

La deuxième étape (2) consiste en un filtrage (type médian ou autre) de ces voxels de manière à éliminer (ou tout du moins réduire) les artefacts provenant de la discrétisation ou d'éventuels défauts de la géométrie d'origine. Par exemple, il arrive qu'au niveau des croisements entre deux mèches il subsiste des voxels vides isolés (cf Figure ci-dessous).

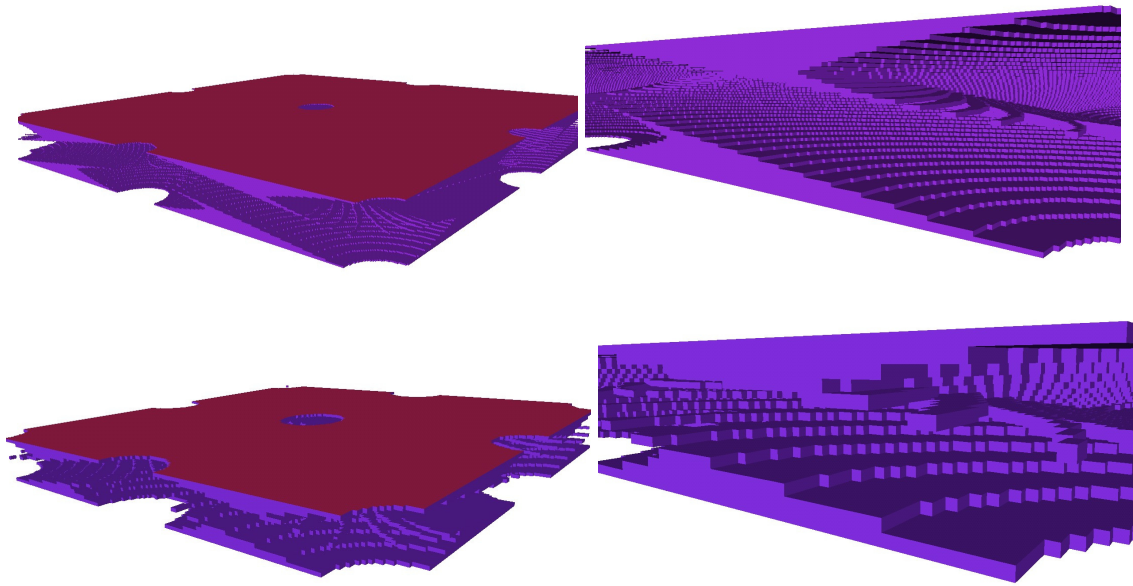


Figure 83 : Effet du pas de discrétisation sur la géométrie du renfort et visualisation d'un type d'artefact

Les étapes suivantes, (3) et (4), consistent à modifier les valeurs de voxels (par défaut 0 et 1) de façon à pouvoir par la suite mailler les deux zones (mèches et matrice). En effet, lorsqu'il n'existe que deux types de voxels, le logiciel considère que ceux de valeur minimum sont équivalents au vide et il les élimine lors du maillage.

La cinquième (5) étape est celle du maillage surfacique. Dans un premier temps, les facettes des voxels à l'interface entre les deux milieux sont divisées en deux triangles comme illustré en rouge ci-dessous. Bien souvent, cela représente des centaines de milliers, voire des dizaines de millions de triangles, quantités qui ne permettraient pas d'effectuer le maillage volumique du fait du trop grand nombre de tétraèdres engendrés. C'est pourquoi il faut réduire le nombre de triangles formant la ou les surfaces de séparation entre les milieux avec une contrainte spécifiée par l'utilisateur sur le lissage associé à cette étape (et d'autres paramètres non décrits ici).

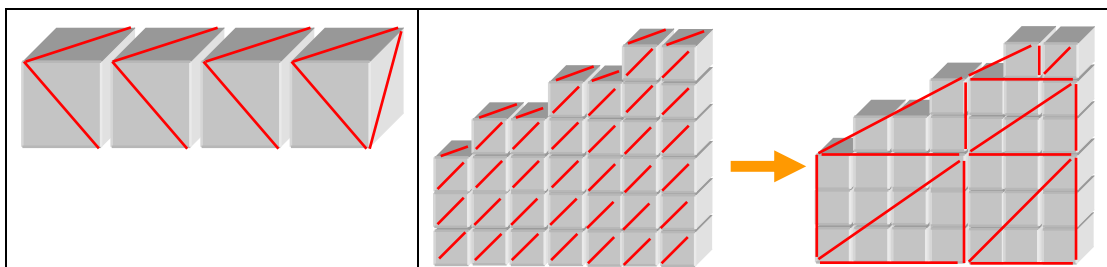


Figure 84 : Maillage surfacique et simplification

La figure ci-dessous illustre les effets du lissage ainsi que de la simplification sur la géométrie et le maillage surfacique d'un taffetas (zoom sur un coin).

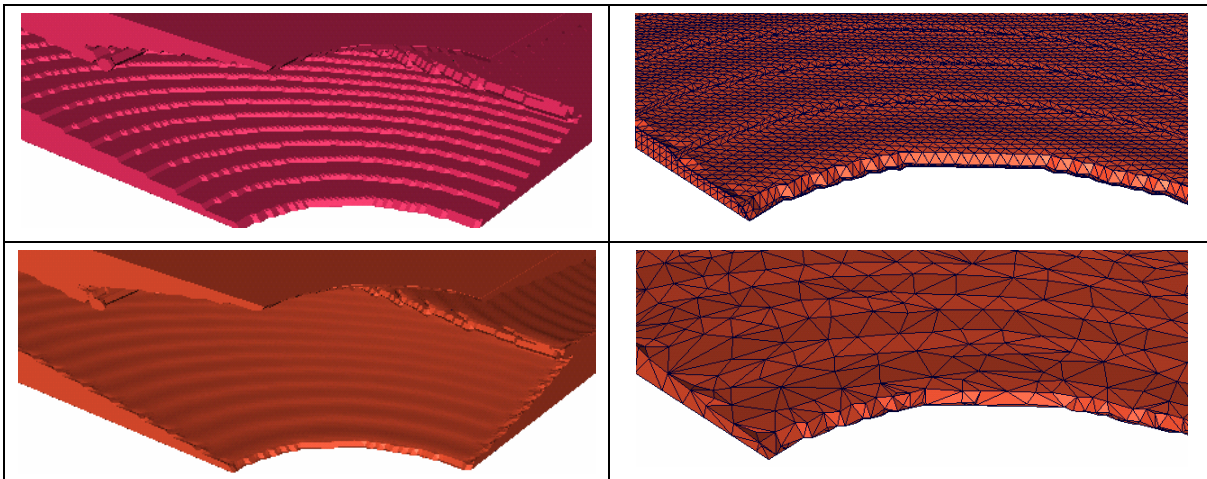


Figure 85 : Effet du lissage (gauche) et de la simplification (droite) sur une géométrie de taffetas

Ces deux actions (lissage et simplification) peuvent créer des intersections entre triangles. Celle-ci empêchent alors la création d'un maillage 3D et doivent être traitées au préalable. Selon les géométries ainsi que les paramètres de lissage et de simplification, leur nombre peut varier de 0 à plusieurs centaines et seul un traitement automatique partiel de ces intersections est actuellement réalisable. Cependant, le problème peut être résolu en réalisant une boucle (dans le script) sur la simplification/lissage du maillage surfacique jusqu'à obtenir un maillage vierge de toute intersection. Il est bon de noter que dans les cas les plus complexes, il peut arriver qu'il faille éliminer les dernières intersections manuellement. En effet, cette stratégie ne permet pas d'obtenir un maillage 3D dans 100% des cas, mais elle permet de réduire considérablement le temps d'intervention de « l'opérateur ». Pour finir, il est généralement nécessaire d'adapter les paramètres d'entrée du script en fonction du type de géométrie à traiter (tissus, multi-plis, NCF, tresse, ...).

IDEAS :

En fonction du type de modèle géométrique choisi, il peut être possible de réaliser un maillage directement à partir de la géométrie, au sens DAO (c'est-à-dire des points, bords, surface et volumes), lorsqu'elle existe. C'est le cas du modèle de Hivet, qui, comme nous l'avons vu précédemment est un modèle géométriquement « cohérent ». Néanmoins, même dans le cas de ce modèle particulier, il est impossible de réaliser un maillage direct sous IDEAS après déformation du VER (*cf* paragraphe 4.3 sur le cisaillement et compression) car en sortie du calcul EF, seule subsiste la description sous forme de maillage. Il est néanmoins possible de reconstruire une description géométrique à partir d'un maillage et de procéder ainsi au maillage de cette géométrie, mais ce n'est pas la voie que nous avons choisie.

La possibilité de mailler directement cette géométrie sous IDEAS présente un intérêt en cela que le maillage ainsi réalisé peut être périodique, permettant ainsi de vérifier l'équivalence des conditions aux limites périodiques et symétriques, lorsque la géométrie du renfort le permet (c'est-à-dire lorsque les plans de périodicité sont également des plans de symétrie, ce qui est le cas des renforts du type taffetas).

4.4.2. Problématique liée à « l'homogénéisation périodique »

Nous venons de voir que le maillage des milieux poreux était une étape complexe et chronophage. Ce n'est pas tout ! En plus des problèmes déjà souligné, il faut en ajouter un de taille : la quasi impossibilité d'obtenir un maillage périodique en utilisant le logiciel AMIRA. En effet, si le VER est géométriquement périodique, ce n'est plus le cas du maillage, qui bien

que conservant la « morphologie » périodique du VER ne présente pas de périodicité en termes de coordonnées des nœuds sur les faces en vis-à-vis. Nous avons vu que des maillages réellement périodiques pouvaient être obtenus lorsque le maillage est réalisé au moyen d'IDEAS, mais pas dans le cas d'AMIRA.

Dans le cas des renforts cisailés, ce problème se complexifie encore un peu puisqu'il s'agit dans ce cas d'obtenir un maillage périodique sur une cellule monoclinique (*cf* Figure 69). En théorie, ce type de maillage peut être obtenu au moyen d'IDEAS, mais en pratique, nous avons vu que dans le cas des renforts déformés et en particulier cisailés, nous ne disposons que d'un maillage et non plus d'une géométrie (approche Hivet et calcul EF). Loix et al. [Loix 2008] ont contourné le problème en transformant le maillage en une géométrie et en remaillant cette géométrie. Néanmoins, cette approche intéressante n'est pas, de notre point de vue, suffisamment automatisable en particulier dans le cas des multi-plis (l'imbrication entre les plis complique encore un peu plus les étapes de récupération de la géométrie à partir du maillage et de remaillage de cette géométrie). Néanmoins, avec la chaîne logicielle présentée précédemment, il nous est impossible de générer un maillage sur une cellule monoclinique. Comme l'étude de l'influence des déformations des renforts fibreux et du cisaillement en particulier est au centre de ce travail, cela pose assurément un problème !

Une solution permettant de conserver des conditions aux limites périodiques sur un maillage non-périodique existe cependant, même dans le cas des renforts cisailés pour lesquels on choisit le VER illustré Figure 86 en noir. (VER que nous utilisons, tout comme Verleye [Verleye 2008]). Il s'agit de décomposer le problème en deux parties : comment appliquer les conditions aux limites d'un point de vue géométrique (c'est-à-dire dans le cas où le maillage est adapté) et ensuite, comment contourner le problème des maillages non périodiques.

En ce qui concerne le premier aspect, dans le cas du VER « rectangulaire » (noir), les conditions aux limites selon le plan Y-Z sont appliquées de manière identique au VER « cisailé » (vert), c'est-à-dire par simple périodicité. Par contre, selon le plan X-Z, les deux VER doivent être traités différemment. Dans le cas du VER cisailé (vert), il s'agit, comme expliqué auparavant, de décaler (selon la direction X) en fonction de l'angle de cisaillement la condition de périodicité comme illustré sur la même figure, illustration de droite. Dans le cas du VER « rectangulaire » (noir), la condition de périodicité selon ces faces est appliquée selon une symétrie détaillée Figure 87, qui est un fait une symétrie par rapport à l'axe normal au plan du VER ($\parallel$ à Z) et passant par le barycentre du rectangle.

Le second problème se rapporte à l'application effective des conditions aux limites précédemment décrite dans le cas des éléments finis. En effet, l'application d'une condition de périodicité est immédiate dans le cas où les nœuds du maillage (qui portent les degrés de liberté, c'est-à-dire dans notre cas les trois composantes de la vitesse et la pression pour certains) sont adéquatement situés sur les faces de périodicité de telle manière que dans les cas identifiés ci-dessus ils se correspondent géométriquement. Il suffit alors d'égaliser les degrés de liberté des deux nœuds et de n'en garder qu'une équation correspondante dans le système global d'équations. Dans le cas où le maillage ne présente pas cette caractéristique particulière, deux solutions s'ouvrent à nous :

- Utiliser des conditions aux limites de symétrie ou pas de conditions aux limites pour ces nœuds, solution qui n'est pas très satisfaisante aussi bien intellectuellement que numériquement, mais qui a le bon goût d'exister et dont nous avons quantifié l'effet dans le paragraphe 4.7.
- Utiliser une condition de périodicité en interpolant les champs de vitesse et de pression selon la face du triangle dans lequel le nœud considéré se retrouve sur

la face de périodicité. Cette solution est numériquement (et intellectuellement !) tout à fait satisfaisante puisqu'elle est en fait rigoureusement équivalente à la solution obtenue lorsque le maillage est adéquat. Malheureusement, cette solution est en cours d'implémentation dans le code et n'a donc pas pu être utilisée dans ce travail de thèse.

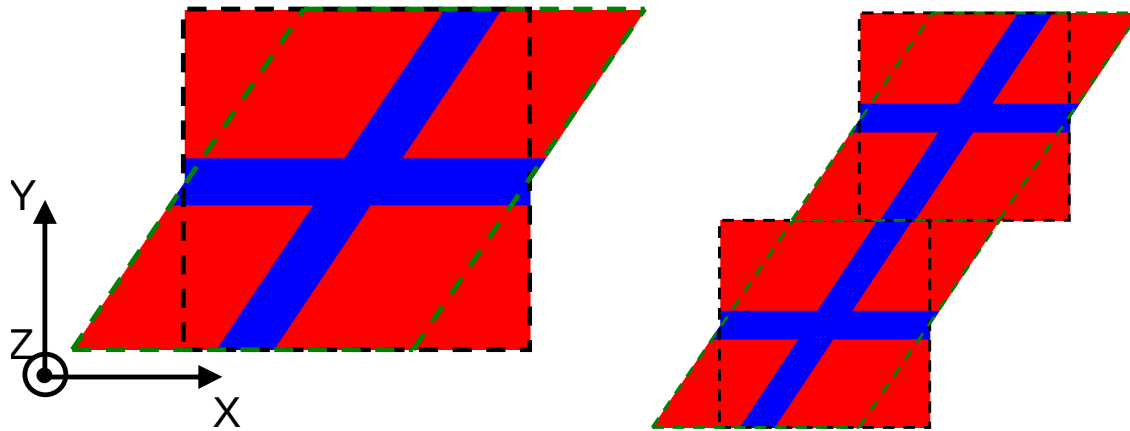


Figure 86 : Illustration de deux types de VER potentiels dans le cas des renforts fibreux cisailés (en pointillés vert et noir). Le rouge représente les régions Brinkman et bleu Stokes.

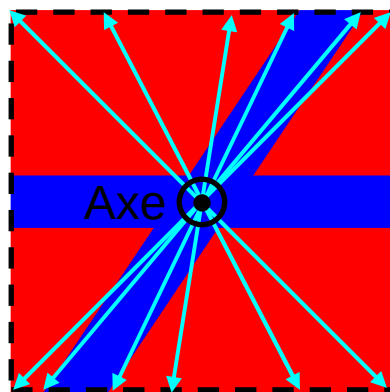


Figure 87 : Conditions aux limites particulières dans le cas du VER « rectangulaire »

4.5. Erreurs générées par la chaîne numérique

Nous avons vu que la « chaîne numérique » permettant d'obtenir un maillage du VER du renfort fibreux considéré est composée de nombreuses étapes. Il est important de déterminer l'influence de ces différents paramètres sur la perméabilité du renfort étudié afin d'en quantifier les effets. Le tableau ci-dessous (Tableau 7) indique les principales étapes de cette chaîne, étapes dont nous avons étudié l'influence. Tous les calculs réalisés dans cette partie le sont à partir d'une architecture la plus simple qui soit : un taffetas équilibré. Les paramètres géométriques de cette toile proviennent du renfort d'armure sergé 2x2 : le G986 d'Hexcel qui est notre principal sujet d'étude numérique et expérimentale. Ainsi, notre taffetas présente peu ou prou, les mêmes caractéristiques en termes de dimensions de macropores, taille de VER, épaisseur de plis... que le G986 étudié par la suite, ce qui nous laisse penser que les conclusions obtenues sur celui-ci seront applicables sur le sergé 2x2 (et comme son architecture est plus simple, cela nous a permis de réduire les temps de maillage et calcul lors de cette étape).

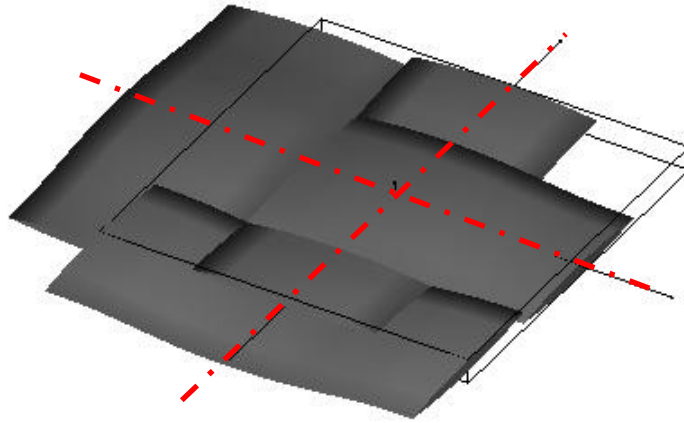


Figure 88 : VER du taffetas sélectionné

L'architecture taffetas a cela de particulier qu'elle possède deux plans de symétrie internes indiqués Figure 88. Ainsi, est-il possible de réduire ce VER de tissage d'un facteur 4 comme le confirme le tableau ci-dessous qui présente la différence de perméabilité (avec l'erreur relative au cas du VER entier, mais calculée pour le quart, ce qui explique le signe) calculée sur le VER de tissage et le quart de celui-ci en utilisant un jeu de paramètres adéquat (déterminé par la suite). Les écoulements Brinkman sont ici négligés et ce pour les deux taux de fibres.

Perméabilité	Vf=42%			Vf=55%		
	VER Entier	Quart de VER	Erreur (%)	VER Entier	Quart de VER	Erreur (%)
K _{xx}	3,16E-10	3,12E-10	-1,06	1,47E-10	1,46E-10	-0,83
K _{yy}	3,16E-10	3,13E-10	-0,93	1,47E-10	1,46E-10	-0,72
K _{zz}	5,15E-12	5,06E-12	-1,75	7,50E-12	7,50E-12	-0,07

Tableau 6 : Influence sur la perméabilité de l'utilisation d'un quart du VER de tissage

La différence de perméabilité entre les deux VER étant de l'ordre de 1%, nous utiliserons dans la suite de cette étude sur les erreurs le quart de VER. La dimension du quart de VER est la suivante : 2,92x2,92x0,285mm.

Paramètre	Bref descriptif
Pas de discrétisation (voxel)	Il s'agit de la taille des voxels utilisés pour discrétiser la géométrie du renfort fibreux
Filtres et lissages	L'utilisation de filtres (médian, érosion-dilatation ...) est obligatoire en raison des imperfections géométriques (vides entre mèches ou interpénétration) qui génèrent des problèmes lors du maillage
Taille moyenne des tétraèdres	Etant donné que les VER étudiés présentent des volumes très différents (de 1 à 12 plis ...), il est plus judicieux de raisonner en termes de volume moyen de tétraèdre plutôt qu'en nombre

Tableau 7 : Les principaux paramètres de la chaîne logicielle

4.5.1. Taille des voxels

La première action consistant à discrétiser la géométrie en parallélépipèdes rectangle (voxels), ce paramètre est donc le premier à modifier la géométrie et son influence est ici étudiée en utilisant les filtres et lissages choisis par la suite de même qu'un nombre de tétraèdre « suffisant ». Ce paramètre doit être choisi en prenant en compte une contrainte double et antagoniste : d'une part limiter le nombre de voxels pour que le temps de maillage et traitement ne soit pas trop long et d'autre part obtenir une description qui soit la plus fidèle possible au modèle d'origine pour diminuer les erreurs induites par ce biais.

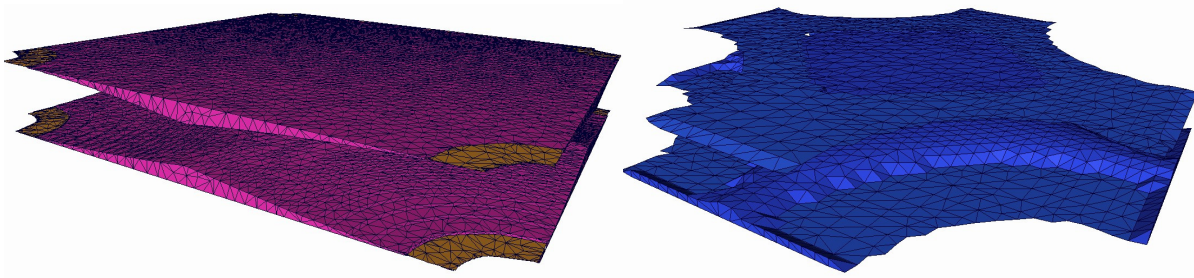


Figure 89 : Illustration de l'influence de la taille des voxels (0.005mm à gauche et 0.06mm à droite) sur le maillage final (région Stokes)

Etant donné la dimension du VER, ces deux tailles de voxels représentent respectivement ~19 millions et ~10000 voxels. Il est bien entendu possible d'utiliser des voxels « aplatis » de manière à conserver un nombre de voxels suffisant dans l'épaisseur sans en multiplier inutilement le nombre latéralement. La figure ci-dessous présente l'évolution de la perméabilité en fonction de la taille de voxel. Pratiquement, on se placera, autant que faire ce peut entre 0.005 et 0.01mm de taille de voxel (dans le sens de l'épaisseur en particulier).

Influence de la taille des Voxels sur la perméabilité (Vf=55%)

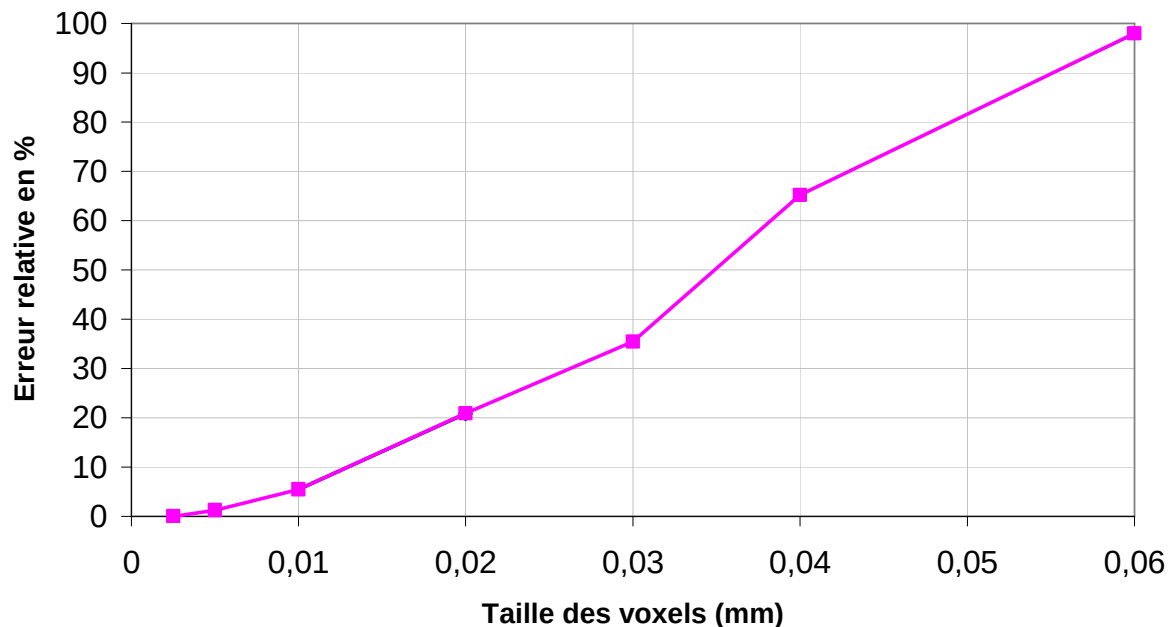


Figure 90 : Evolution de la perméabilité en fonction de la taille des voxels

4.5.2. Filtres et lissages

Différents types de filtres ont été testé, à la fois pour leur capacité à ne pas dégrader la géométrie mais également (car c'est là leur fonction première) en fonction de leur capacité à faciliter le maillage par la suite. Cette notion de « facilitation » n'étant pas vraiment quantifiable, nous nous contenterons de présenter ici l'influence respective des filtres y répondant favorablement.

Erreur engendrées par les différents filtres ($V_f = 55\%$)

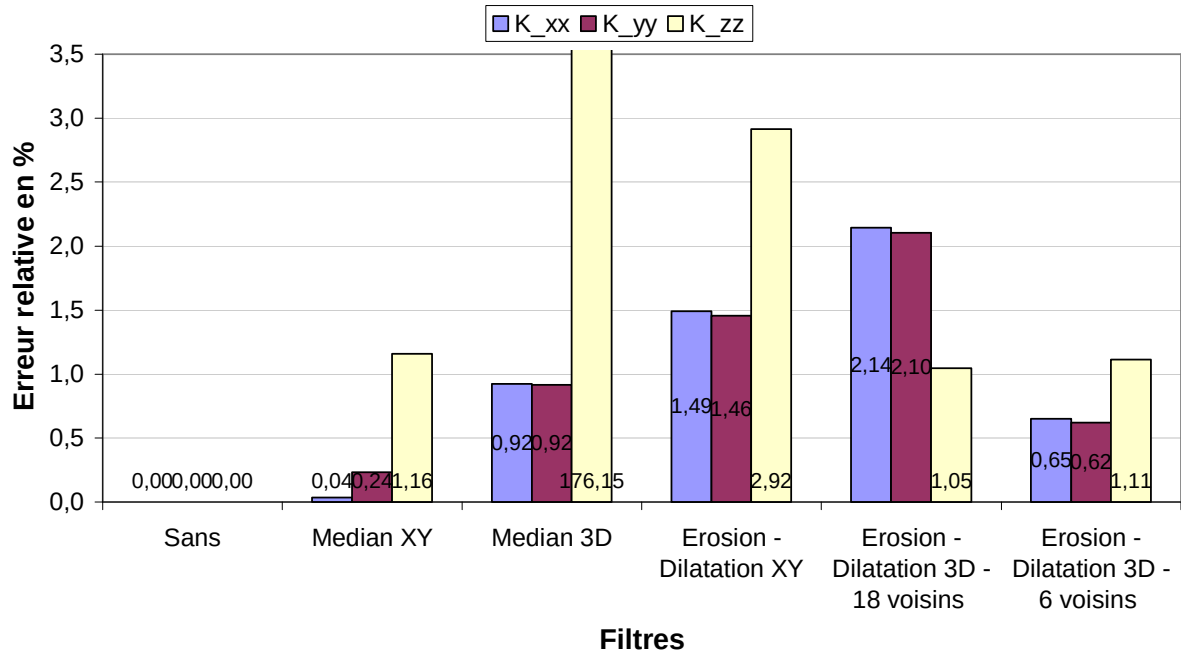


Figure 91 : Influence des différents filtres sur la perméabilité du VER (erreur relative au cas calcul sans filtre)

L'influence particulière sur la perméabilité transverse s'explique par le fait que les calculs réalisés jusqu'alors négligent les régions Brinkman. Ainsi, seul un petit canal d'écoulement relie transversalement les faces du VER dans la région Stokes (cf Figure 4. ci-dessous). Dès lors, l'utilisation d'un filtre trop « violent » peut modifier considérablement ce canal, voir l'obstruer.

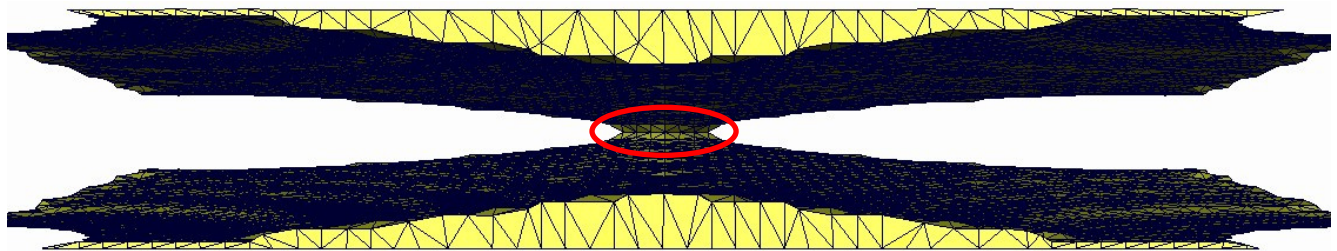


Figure 92 : Canal d'écoulement transversal dans la région Stokes (entouré en rouge)

En tout état de cause, il apparaît clairement que les filtres « Median 2D (XY) » et « Erosion-Dilatation 6 voisins » génèrent le moins d'influence sur la perméabilité. Etant donné que le filtre « Médian 2D » est sensiblement moins perturbatif vis-à-vis de la perméabilité et par ailleurs plus aisé de mise en œuvre dans notre cas, il sera utilisé par la suite.

4.5.3. Volume moyen des tétraèdres

La convergence du calcul de perméabilité en fonction du nombre d'éléments est ici étudiée par rapport au volume moyen des tétraèdres dans le VER plutôt qu'en fonction de leur nombre de manière à s'affranchir du paramètre « taille de VER » et ainsi pouvoir déterminer par la suite le nombre d'éléments devant être choisi afin de minimiser l'erreur et ce pour différents VER (en fonction du nombre de plis par exemple ou pour différentes architecture fibreuses).

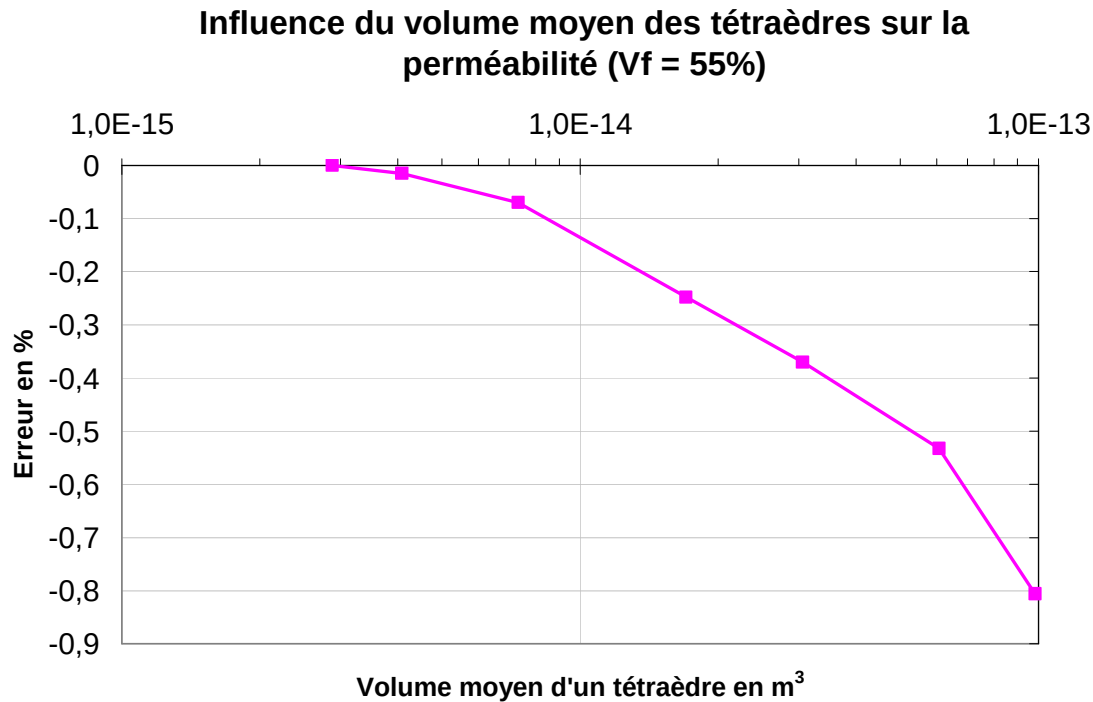


Figure 93 : Evolution de l'erreur sur le calcul de perméabilité en fonction du volume moyen des tétraèdres du maillage

Ce graphique nous apprend que même pour un nombre relativement faible d'éléments (~ 6000), l'erreur relative reste en dessous de 1%. Dès lors, nous utiliserons toujours un volume moyen de tétraèdre de l'ordre de $10^{-13}m^3$. Ce graphique montre l'avantage des éléments finis par rapport aux différences finies, par exemple. Dans le cas des différences finies, nous aurions, dans ce cas, des voxels de $\sim 0.05mm$, ce qui, d'après [Verleye 2008], générerait une erreur de l'ordre de 10 à 30%.

4.5.4. Influence des « mauvaises » conditions aux limites

Nous avons également vu dans le paragraphe 4.4 qu'il n'était pas possible à ce jour d'appliquer des conditions aux limites périodiques dans tous les cas de figure, et en particulier pour des renforts fibreux cisailés. De manière à contourner ce problème, nous avons choisi de présenter une géométrie simple (cf Figure 4.94) permettant de comparer les différentes solutions envisagées avec la solution exacte accessible dans ce cas.

Nous disposons de deux VER d'une même géométrie (en rouge les régions Brinkman, négligées dans les calculs qui vont suivre, et en bleu les régions Stokes). Nous disposons de trois types de conditions aux limites : périodique, symétrique et libre. La condition de périodicité ne nécessite pas de plus ample détail. La condition de symétrie, quant à elle, dépend de l'orientation de la face sur laquelle elle est appliquée par rapport au gradient de pression macroscopique appliqué. Si la face considérée est perpendiculaire au gradient de

pression appliqué, la condition de symétrie consistera alors à imposer une vitesse normale à cette face sur les nœuds lui appartenant. Par contre, si la face considérée est parallèle au gradient de pression macroscopique, cette condition reviendra alors à imposer que la composante normale à la face de la vitesse des nœuds lui appartenant soit égale à zéro. Pour finir, la condition « Libre » consiste à ne rien imposer de particulier, ce qui n'est généralement ni conseillé d'un point de vue numérique ni en accord avec les hypothèses de l'homogénéisation périodique...

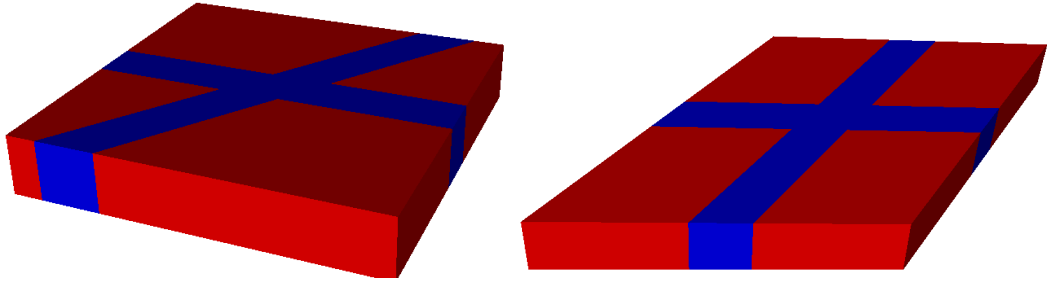


Figure 94 : Géométrie simplifiée permettant de comparer les différentes solutions alternatives dans le cas des renforts cisailés

La figure ci-dessous illustre tout d'abord l'influence d'une condition de symétrie sur un plan // à l'excitation (gradient de pression macroscopique). On observe que la condition de symétrie bloque bien le flux (composante normal à la face de la vitesse = 0) dans le canal oblique alors que ce flux peut s'établir librement dans le cas d'une condition de périodicité (à droite). Par ailleurs, le comportement (de même que la perméabilité homogénéisée) est bien identique pour les deux VER (carré et cisailé).

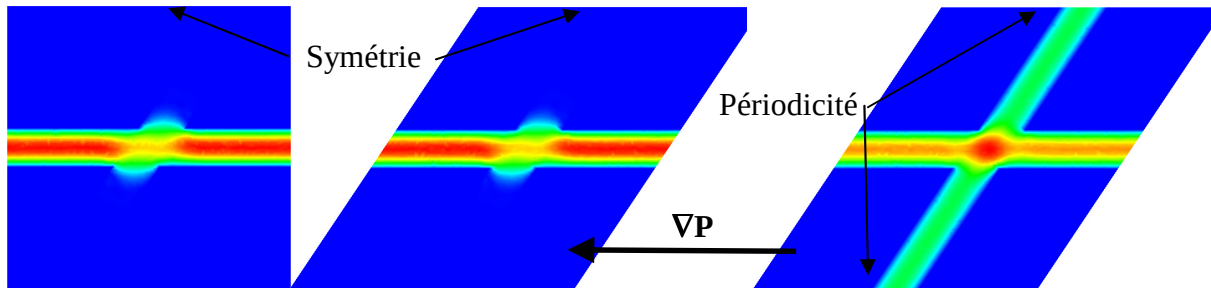


Figure 95 : Influence d'une condition de symétrie sur une face // à la direction d'excitation

Pour remédier à ce problème de blocage de flux dans le cas du VER carré (à gauche sur la Figure 95), une condition de type « libre » (faute de merle ...) est imposée en lieu et place de la condition de symétrie. Le tableau 8 récapitule les différents tenseurs de perméabilité obtenus avec les différentes conditions aux limites. Ainsi, il apparaît que l'utilisation d'une condition aux limites « libre » (en fait pas de condition ...) permet de réduire considérablement l'erreur par rapport au cas de figure « exact » que représente l'imposition de conditions de périodicité (erreur relative inférieure à 1,5%).

Dès lors, en attendant de disposer de la condition de périodicité calculée par interpolation sur un maillage non périodique, nous utiliserons une condition libre sur la face parallèle à l'excitation et une condition de symétrie sur l'autre.

Type de CL	VER « Cisaillé »	VER « Carré »
Périodique XY	$\begin{pmatrix} 2.75326 \times 10^{-8} & -1.65436 \times 10^{-24} \\ 8.27181 \times 10^{-25} & 8.95111 \times 10^{-9} \end{pmatrix}$	/
Symétrique XY	/	$\begin{pmatrix} 1.71667 \times 10^{-8} & 3.30872 \times 10^{-24} \\ -8.07794 \times 10^{-28} & 1.43383 \times 10^{-8} \end{pmatrix}$
Libre selon Y (Sym. X)	/	$\begin{pmatrix} 2.78819 \times 10^{-8} & -1.65436 \times 10^{-24} \\ -8.27181 \times 10^{-25} & 8.93464 \times 10^{-9} \end{pmatrix}$
	Kxx	Kyy
Erreur relative (VER cisaillé)	Max : ~38% Min : <1.5%	Max : ~60% Min : <0.5%

Tableau 8 : Influence du type de conditions aux limites sur le tenseur de perméabilité

Pour finir sur ce sujet, la figure ci-dessous présente les champs de vitesse lors de l'application d'un gradient de pression selon la direction X sur le volume Stokes d'un taffetas et dans le cas d'un maillage périodique sur lequel nous avons appliqué soit une condition de périodicité (à gauche) soit de symétrie (à droite). Si le champ de vitesse est sensiblement différent, ce n'est pas le cas du tenseur de perméabilité qui est identique à moins d'un pourcent près.

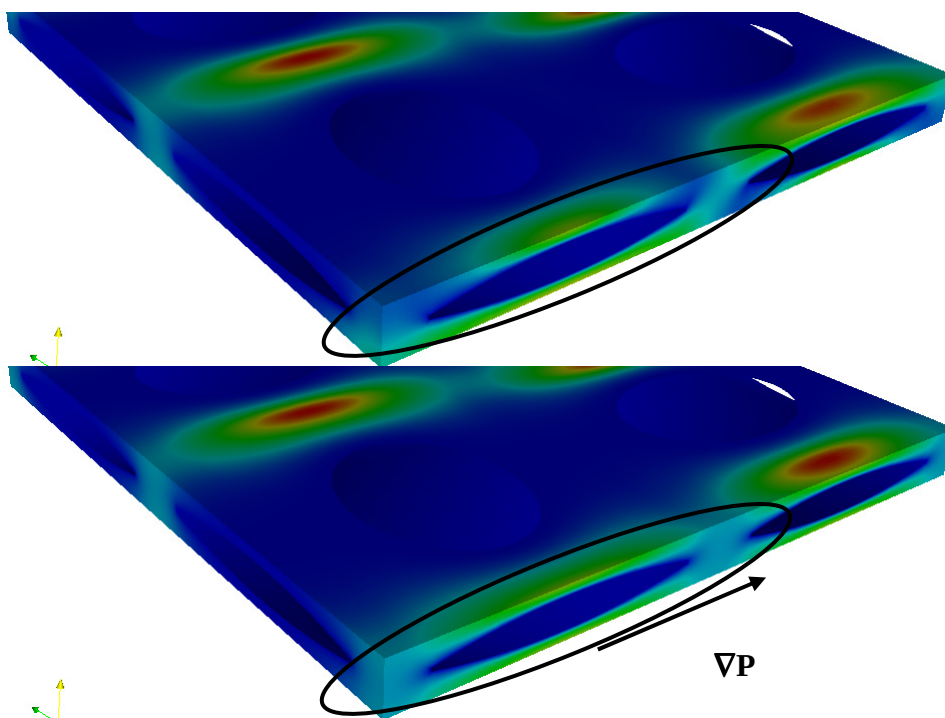


Figure 96 : Champs de vitesse dans les régions Stokes d'un taffetas pour des conditions aux limites de périodicité (gauche) et de symétrie (droite)

En fait la différence au niveau du champ de vitesse vient du choix du VER (le RUC 1 sur la figure ci-dessous) dont les frontières ne sont, dans ce cas, pas confondues avec des plans de symétrie, alors que c'est le cas pour l'autre VER représenté sur cette figure (RUC 2).

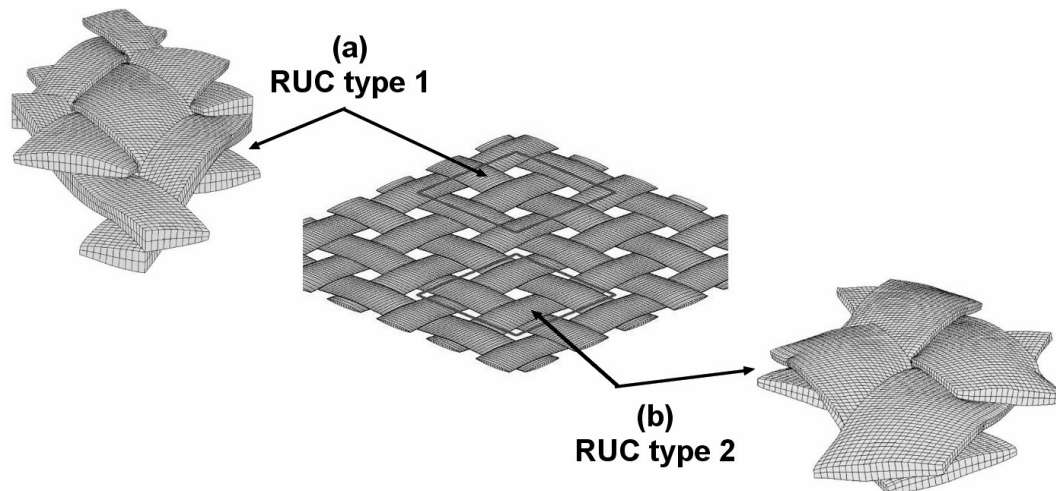


Figure 97 : Différents VER de taffetas (d'après [Boisse 2009])

En tout état de cause, les perméabilités sont équivalentes, ce qui nous permet de continuer plus avant l'étude de l'influence des déformations.

4.6. Influence des écoulements Brinkman et simplification ... impossibles

Avant d'aborder à proprement parler l'étude de l'influence des déformations des renforts fibreux sur leur perméabilité, il reste à étudier, pour l'architecture particulière du G986 (un sergé 2x2), la possibilité de se restreindre à un quart de VER. En effet, nous considérons que les autres effets étudiés auparavant ne dépendent pas ou peu de l'architecture, mais pas celui-ci. Le tableau 4.9 ci-dessous montre que cette simplification ne peut pas être réalisée. En effet, une différence de plus de 15% existe entre la perméabilité du VER entier et de son quart. Cette différence provient du fait que dans le cas des sergés, le VER de tissé ne contient pas de plan de symétrie internes permettant de réduire ainsi sa taille.

Perméabilité	VER Entier	Vf=55%	
		Quart de VER	Erreur (%)
K _{xx}	1,74E-10	2,03E-10	16,41
K _{yy}	1,74E-10	2,02E-10	16,26
K _{zz}	1,69E-11	1,75E-11	3,57

Tableau 9 : Influence de la prise en compte du quart de VER dans le cas du G986

Par ailleurs, et cela afin de ne pas alourdir les calculs inutilement en prenant en compte les régions Brinkman lorsque leur influence est négligeable, nous avons effectué une étude, toujours sur le taffetas, de l'influence des écoulements ayant lieu dans les mèches sur la perméabilité homogénéisée du renfort considéré (toujours pour un pli et pour deux Vf : 43 et 55%). Pour ces deux Vf, l'influence de la prise en compte des régions Brinkman sur la perméabilité homogénéisée dans le plan du renfort (K_{xx} et K_{yy}) est négligeable. En effet, pour ces taux volumique de fibre, la perméabilité Brinkman ne peut pas être supérieure à 10^{-12} m² (et plutôt plus proche de 10^{-13} m², alors que la perméabilité du renfort est de $\sim 2-4 \cdot 10^{-10}$ m², soit plus de deux ordres de grandeur supérieur). Le fait de négliger les régions Brinkman lors du calcul conduit alors à sous estimer la perméabilité du renfort, au maximum de 2%. Le cas de la perméabilité transverse est évidemment très différent puisque dans ce cas, la perméabilité du renfort $\sim 10^{-14}$ m² est plus faible que la perméabilité des mèches. Il n'est alors plus possible de négliger ces régions dont la prise en compte peut multiplier la perméabilité transverse du renfort d'un facteur 1000 et plus.

Vf = 42%						
K_Brinkman	Perméabilité			Influence relative (en %)		
	K_xx	K_yy	K_zz	K_xx	K_yy	K_zz
0	4,06E-10	4,06E-10	5,69E-14	0,00	0,00	0,00
1,00E-14	4,07E-10	4,06E-10	7,75E-14	0,10	0,05	36,34
1,00E-13	4,07E-10	4,07E-10	3,02E-13	0,23	0,17	431,91
5,00E-13	4,09E-10	4,09E-10	1,30E-12	0,77	0,71	2188,86
1,00E-12	4,12E-10	4,12E-10	2,55E-12	1,44	1,37	4382,45
5,00E-12	4,33E-10	4,32E-10	1,25E-11	6,49	6,36	21842,07
1,00E-11	4,56E-10	4,55E-10	2,48E-11	12,33	12,14	43486,59

Vf = 55%						
K_Brinkman	Perméabilité			Influence relative (en %)		
	K_xx	K_yy	K_zz	K_xx	K_yy	K_zz
0	2,39E-10	2,39E-10	4,41E-14	0,00	0,00	0,00
1,00E-14	2,39E-10	2,39E-10	8,89E-14	0,20	0,06	101,76
1,00E-13	2,40E-10	2,40E-10	5,00E-13	0,53	0,40	1035,85
5,00E-13	2,43E-10	2,43E-10	2,33E-12	1,93	1,88	5181,52
1,00E-12	2,47E-10	2,47E-10	4,61E-12	3,64	3,67	10350,87
5,00E-12	2,77E-10	2,79E-10	2,26E-11	16,29	16,90	51294,93
1,00E-11	3,12E-10	3,14E-10	4,49E-11	30,63	31,80	101713,98

Tableau 10 : Influence de la perméabilité Brinkman (considérée ici comme étant isotrope dans les mèches) sur la perméabilité homogénéisée du renfort pour deux taux de fibre et dans les trois directions principales

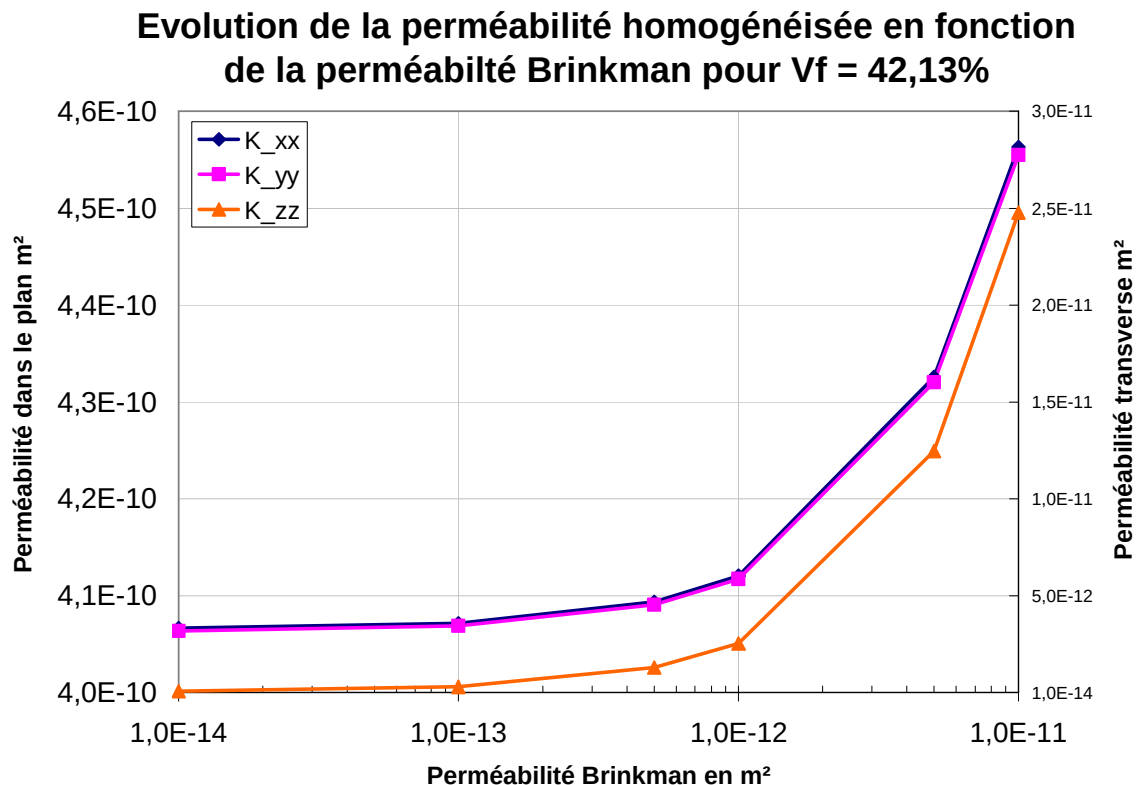


Figure 98 : Influence de la prise en compte des régions Brinkman sur les différentes composantes du tenseur de perméabilité (axe secondaire, à droite, pour la perméabilité transverse)

En conclusion, pour un seul pli non cisailé (avec une condition de symétrie sur les faces supérieures et inférieures, ce qui correspond à un calcul sur une infinité de plis superposés sans imbrication), les régions Brinkman peuvent être négligée en ce qui concerne la perméabilité dans le plan du renfort, mais pas dans le cas de la perméabilité transverse.

4.7. Influence des déformations sur la perméabilité

L'objectif de ce paragraphe est de présenter les résultats numériques obtenus sur les trois principaux paramètres influant sur la perméabilité des architectures fibreuses à savoir : l'imbrication des plis (« nesting »), la compression et le cisaillement. Un second objectif est de tester, dans chaque cas de figure, la performance vis-à-vis du calcul EF 3D des modèles analytiques ou semi-analytiques développés à cet effet.

4.7.1. Les renforts étudiés

Trois renforts sont utilisés dans ce paragraphe sur l'influence des déformations. Le G986 et le G1151 ont déjà été présentés dans le chapitre 3 et le taffetas dans le paragraphe 4.5. Le type de section généralement choisi est le type lenticulaire, sauf mention du contraire. En ce qui concerne les largeurs et hauteurs de mèches celles-ci dépendent fortement du V_f ou de la compression ainsi que du cisaillement (compression latérale). Aussi, dans le cas du logiciel WiseTex, une étude réalisée par la KUL pour le compte de l'ONERA dans le cadre d'un programme financé par la DPAC en 2004 a été utilisée pour générer les géométries en fonction de la compression (les paramètres géométriques sont mentionnés dans cette étude). Dans le cas des modèles type Hivet et Badel, les valeurs avant déformation sont prises sur le renfort sec non déformé et les dimensions finales sont bien évidemment imposées par la géométrie déformée en sortie du calcul.

Pour rappel, le taffetas est basé sur les paramètres géométriques du G986 (cf. chapitre 3) et les quelques calculs réalisés sur le G1151 le sont sur une géométrie issue de WiseTex et générée par nos soins (en utilisant les paramètres décrits au chapitre 3).

4.7.2. Nesting

L'imbrication des plis ou « nesting » est sans aucun doute un des paramètres les plus important en terme de variation locale de perméabilité, mais également lorsque l'on s'intéresse à l'évolution de la perméabilité en fonction du nombre de plis à « iso-taux de fibres ». Une telle étude ne relève pas de la curiosité de laboratoire, en effet, nous avons vu au chapitre 3 qu'il n'est pas possible, connaissant la perméabilité d'un renfort pour un taux de fibres donné, d'utiliser cette valeur pour n'importe quel nombre de plis, étant donné les variations de perméabilité relevée expérimentalement en fonction du nombre de plis. Pragmatiquement, cela revient à dire que nous sommes en train de rajouter un paramètre (le nombre de plis) à l'étude de la perméabilité des renforts fibreux.

Numériquement, nous avons donc étudié cet aspect des choses en mettant à profit un module du logiciel WiseTex qui permet de rechercher, pour un empilement de plis donné, leur position respective (décalages selon X et Y) générant le maximum de nesting. De même, il est bien entendu possible d'étudier le cas où aucun décalage latéral n'est appliqué entre les plis. De manière à conserver le taux de fibres constant en fonction de l'imbrication des plis, il est alors nécessaire de modifier l'épaisseur des plis constituant l'empilement. Les Figures 64 et 99 illustrent le décalage latéral des plis nécessaire à l'obtention d'une imbrication ainsi que l'accroissement d'épaisseur du pli élémentaire en fonction du nombre de plis dans le cas où le maximum de nesting est recherché.

(%) Imbrication

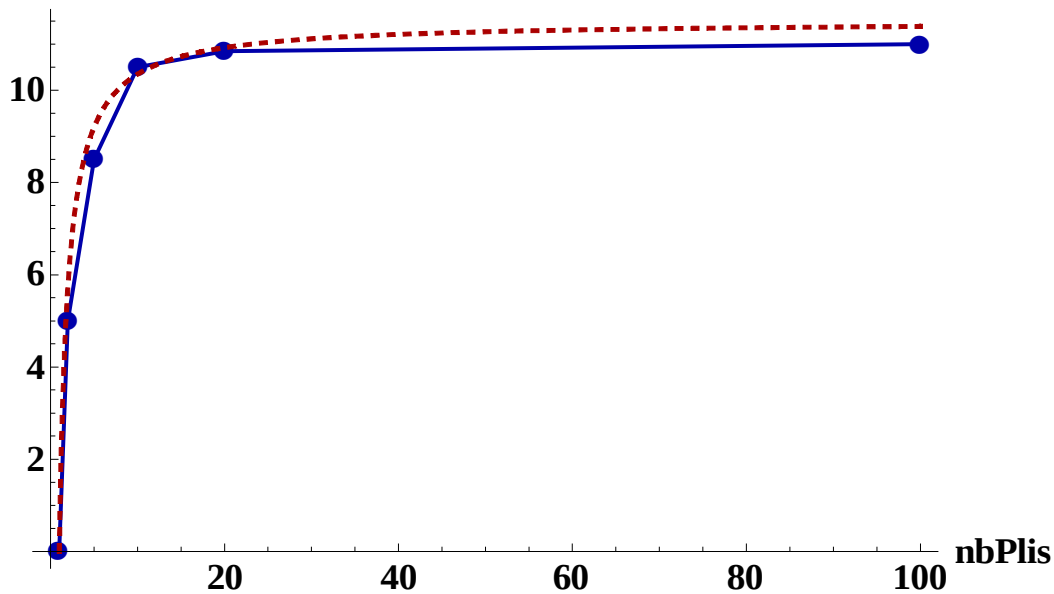


Figure 99 : Augmentation de l'épaisseur moyenne du pli unitaire constituant l'empilement en fonction du nombre de plis et pour le maximum d'imbrication (points bleu → mesures sur les modèles WiseTex et pointillés rouges → équation 79)

La Figure 99, obtenue sur les modèles WiseTex, nous renseigne sur le nombre de plis nécessaire pour diluer les effets de bords devant l'épaisseur de l'empilement. En effet, nous avons vu (cf paragraphe 4.1.2.1) que l'effet du nesting pouvait être modélisé par la modification, consécutive à l'imbrication, des macro-pores situés aux inter-plis. Deux familles de macroporosités coexistent alors : celle générée à l'interface (haute et basse) avec le moule qui n'est pas influencée par le nesting et celle des inter-plis. Il existe $n-1$ inter-plis pour un empilement de n plis plus 2 interfaces avec le moule, soit $n+1$ interfaces au total. Dès lors, le pourcentage d'imbrication (Nesting) définit comme la réduction d'épaisseur du pli élémentaire (différence entre l'épaisseur du pli seul et son épaisseur moyenne dans l'empilement) peut être approchée par l'équation suivante :

$$\text{Nesting} = 100 * \left(\text{Ep} - \frac{(n * \text{Ep} - (n - 1) * \text{Nest}_{\text{Max}} * \text{Ep})}{n} \right) \quad (79)$$

Avec Ep l'épaisseur nominale du pli, n le nombre de plis considérés et Nest_{Max} l'imbrication maximum (pour une infinité de plis). Dans le cas du taffetas construit sur la base du G986, le Nest_{Max} vaut $\sim 11,5\%$. Il s'agit là du maximum d'imbrication entre les plis qui va nous permettre de borner la perméabilité du renfort.

Les résultats de calculs sont présentés ci-dessous et consistent en une série de calcul sous CELPER sur la géométrie du taffetas pour un V_f constant de $\sim 55\%$. Deux cas sont alors distingués : avec et sans nesting (sans nesting, nous considérons le cas extrême dans lequel les plis sont superposés sans décalage latéral, ce qui a pour conséquence de maximiser les macro-pores aux inter-plis cf Figure 64). Dans tous les cas, des conditions de symétrie sont appliquées sur les faces X-Z et Y-Z du VER ainsi qu'une condition de non glissement ($v=0$) sur les faces inférieures et supérieures de manière à représenter les parois du moule. Par ailleurs, pour des raisons pratiques, des sections elliptiques ont dû être utilisées dans ces calculs au lieu des sections lenticulaires. La Figure ci-dessous présente différents maillages (région Brinkman ici uniquement) de VER utilisées dans cette étude sur les effets du nesting :

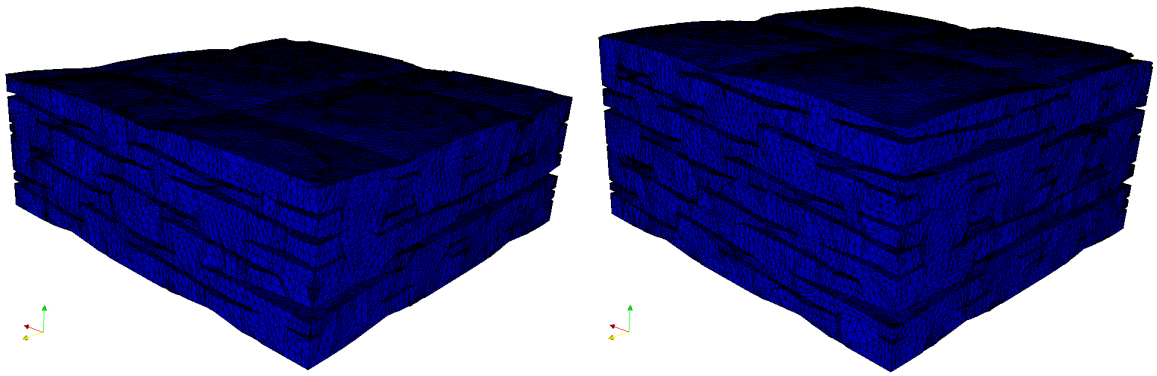


Figure 100 : Exemples de maillage de régions Brinkman

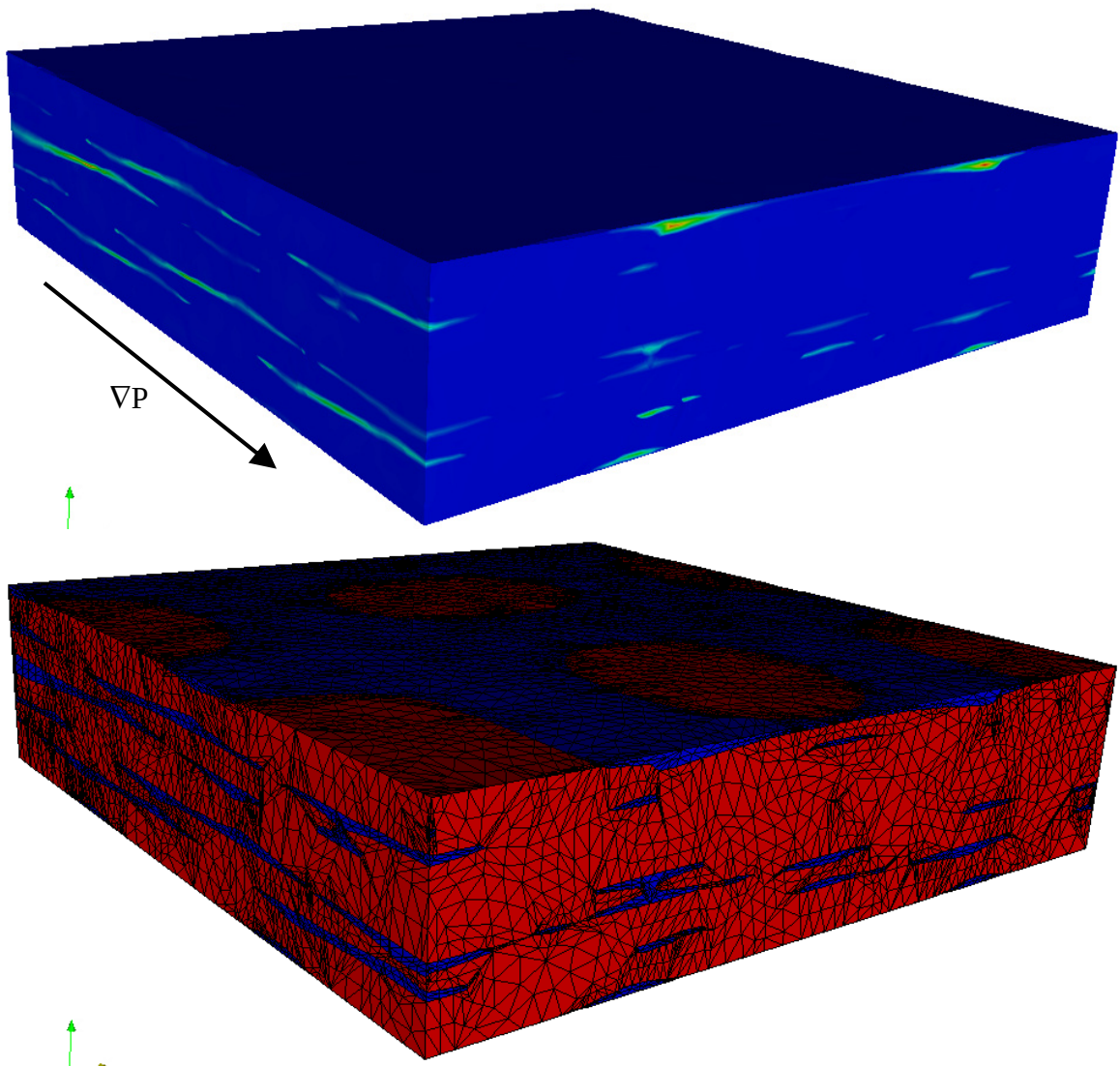


Figure 101 : Exemple de maillage et champ de vitesse pour 5 plis avec nesting

La Figure 101 illustre le maillage (Stokes-Brinkman) et le champ de vitesse (sa norme) micro dans le cas d'un VER de plusieurs plis (5 ici). Par ailleurs, dans le cas des multi-plis, le quart du VER n'est plus adapté car les décalages et imbrication des plis cassent les symétries internes du VER de tissage. Cette simplification génère une anisotropie artificielle ainsi qu'une erreur relative pouvant atteindre ~100%. Ensuite, nous simplifions le problème Brinkman en considérant que les mèches sont isotropes, ce qui est assurément faux,

mais satisfaisant à notre avis étant donné l'importance relative de la prise en compte de ces régions dans la perméabilité plan (cf Figure 102 pour une illustration de l'importance de cette prise en compte dans le cas du nesting). Sur la Figure 101, les régions Brinkman sont en rouge (maillage) et la vitesse du fluide dans ces régions est très faible en comparaison avec celle dans les macro-pores (Stokes), tel qu'illustré sur le champ de vitesse.

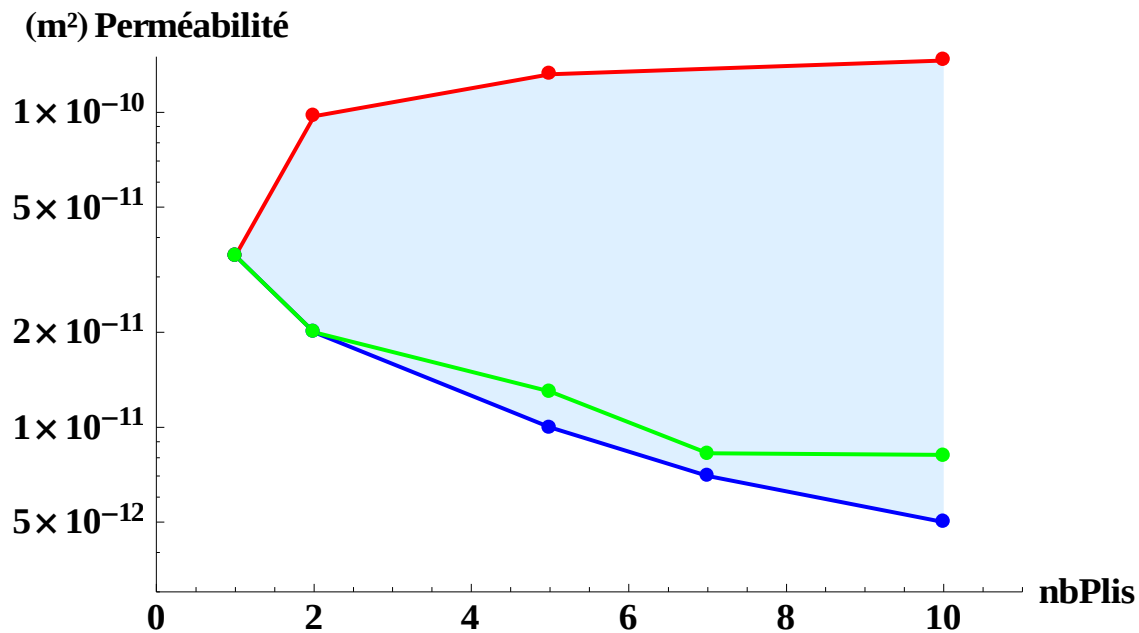


Figure 102 : Evolution de la perméabilité (échelle Log) dans le plan du taffetas en fonction du nombre de plis à iso taux de fibre avec (points bleus Stokes et verts avec Stokes-Brinkman) et sans (points rouges) imbrication entre les plis

Sur le graphique ci-dessus, où nous avons en fait tracé la moyenne des perméabilités selon X et Y, on observe que l'influence de la prise en compte ou pas du nesting est de première importance sur la perméabilité du renfort fibreux considéré. Le point du graphique à un pli ($K = 3.5 \cdot 10^{-11}$) est bien évidemment identique dans les deux cas puisqu'il n'y a pas d'imbrication possible. Cependant, l'écart entre les deux courbes croît rapidement et semble se stabiliser au delà de 10 plis (cf Figure 99 pour la convergence dans le cas avec nesting). Pour 10 plis, la différence entre les deux courbes est de l'ordre d'un facteur 30 ($\sim 5 \cdot 10^{-12}$ vs $1.46 \cdot 10^{-10}$). Dans le cas où les plis sont superposés sans nesting ni décalage latéral, le calcul sur un pli avec une condition de symétrie sur les faces supérieure et inférieure permet d'avoir accès à la valeur de perméabilité pour un nombre infini de plis : $K_{\text{inf sans nesting}} = 1.5 \cdot 10^{-10}$, valeur proche de celle obtenue pour 10 plis.

La courbe verte représente l'évolution de la perméabilité en fonction du nesting en prenant en compte les régions Brinkman. Dans ce cas, la perméabilité est plus élevée et oscille légèrement, ce qui est sans doute dû au fait que le VER choisi n'en est plus vraiment un dans le cas des multi-plis imbriqués, même si ces oscillations ne sont pas visibles pour le calcul Stokes, ce qui pourrait alors indiquer une origine différente (simplification du milieu Brinkman en milieu isotrope). En tout état de cause, l'écart entre les courbes Stokes et Stokes-Brinkman croît avec le nombre de plis. L'explication vient du fait que dans le même temps (c'est-à-dire avec le nombre de plis), la perméabilité diminue renforçant ainsi l'importance des écoulements Brinkman. L'influence des régions Brinkman l'évolution de la perméabilité sans nesting est négligeable.

La zone bleue claire du graphique entre les courbes rouge et bleu représente le « domaine de perméabilité du renfort » en fonction du nombre de plis considérés. Néanmoins, ce domaine est théorique, car en pratique, il est quasiment [Hoes 2004] impossible d'éviter le nesting (qui est plutôt une bonne chose au point de vue mécanique en limitant les régions riches en matrice, propices à l'initiation de fissure) et les courbes expérimentales représentant l'évolution de la perméabilité en fonction du nombre de plis présentées au chapitre 3 montrent que l'évolution « naturelle » suit plutôt la courbe avec nesting que sans (*cf* paragraphe 4.8).

Vf = 55% Sans Nesting			
Nb plis	Perméabilité		
	K _{xx}	K _{yy}	K _{zz}
1	3,54E-11	3,54E-11	1,09E-16
2	9,73E-11	9,74E-11	1,16E-16
5	1,32E-10	1,32E-10	5,89E-17
10	1,46E-10	1,46E-10	3,03E-17

Vf=55% avec Nesting						
Nb plis	Stokes			Stokes-Brinkman		
	K _{xx}	K _{yy}	K _{zz}	K _{xx}	K _{yy}	K _{zz}
1	3,54E-11	3,55E-11	1,31E-16	3,50E-11	3,52E-11	8,35E-13
2	1,92E-11	1,98E-11	2,94E-16	1,87E-11	1,91E-11	2,31E-13
5	8,95E-12	1,10E-11	1,86E-16	1,09E-11	1,52E-11	1,43E-12
7	5,55E-12	8,05E-12	8,80E-16	6,89E-12	9,65E-12	1,62E-13
10	4,25E-12	6,24E-12	3,06E-16	6,79E-12	9,56E-12	3,63E-13

Tableau 11 : Influence du nesting sur la perméabilité avec et sans prise en compte des régions Brinkman

Au sujet du VER, le tableau ci-dessus nous apprend que dans tous les cas, le renfort devient anisotrope lors du nesting. Hoes [Hoes 2004] propose une explication : les tissés ne peuvent s'imbriquer que selon une direction. Dès lors, la modification de l'architecture des macro-pores dépend de la direction d'imbrication et peut expliquer cet écart. Par ailleurs, nous verrons par la suite (dans le cas de la perméabilité transverse en particulier) que la taille du VER peut tout de même être remise en question en raison du fait que l'existence d'un chemin de macro-pores connectés reliant deux faces perpendiculaires à la direction d'excitation (percolation) dépend de la taille du domaine considéré.

Pour finir au sujet du nesting, nous avons appliqué le modèle analytique présenté au préalable à la géométrie traitée dans ce paragraphe afin de déterminer sa capacité à correctement prendre en compte les phénomènes physiques mis en jeu dans le cas du nesting. Les paramètres d'entrée de ce modèle sont : les contextures en chaîne et trame, les paramètres de section des mèches (largeur, hauteur et type de section → ellipse ou lentille), l'imbrication entre les plis tel que définie Figure 99, le nombre de filaments par mèches et leur rayon (pour le calcul du Vf dans les mèches et donc de la perméabilité) ainsi que les dimensions latérales du VER. A partir de ces données, il est possible de choisir de tracer l'évolution de la perméabilité en fonction : du nombre de plis à iso-taux de fibres de l'évolution de l'épaisseur de l'empilement à iso nombre de plis ou encore de n'importe quel autre paramètre défini dans le modèle (type de section des mèches, dimension des mèches ...). Ce modèle est développé dans le logiciel Mathematica.

Les seules hypothèses arbitraires de ce modèle concernent le modèle (triangle rectangle, plan //, rectangle, triangle isocèle, cercle ...) permettant de calculer la perméabilité des macro-pores connaissant la surface de leur section ainsi qu'un seul « paramètre d'ajustement » qui consiste à recalculer le modèle analytique par rapport au résultat du modèle EF pour un pli. Ce recalage consiste à chercher le facteur multiplicatif devant être affecté aux

courbes du modèle afin que leur ordonnée (la perméabilité) pour un pli corresponde à celle obtenue avec CELPER. Dans le cas du taffetas étudié précédemment, ce coefficient est 0.26. La Figure 103 ci-dessous présente l'évolution de la perméabilité donnée par le modèle analytique ainsi que les points correspondant aux calculs CELPER pour comparaison.

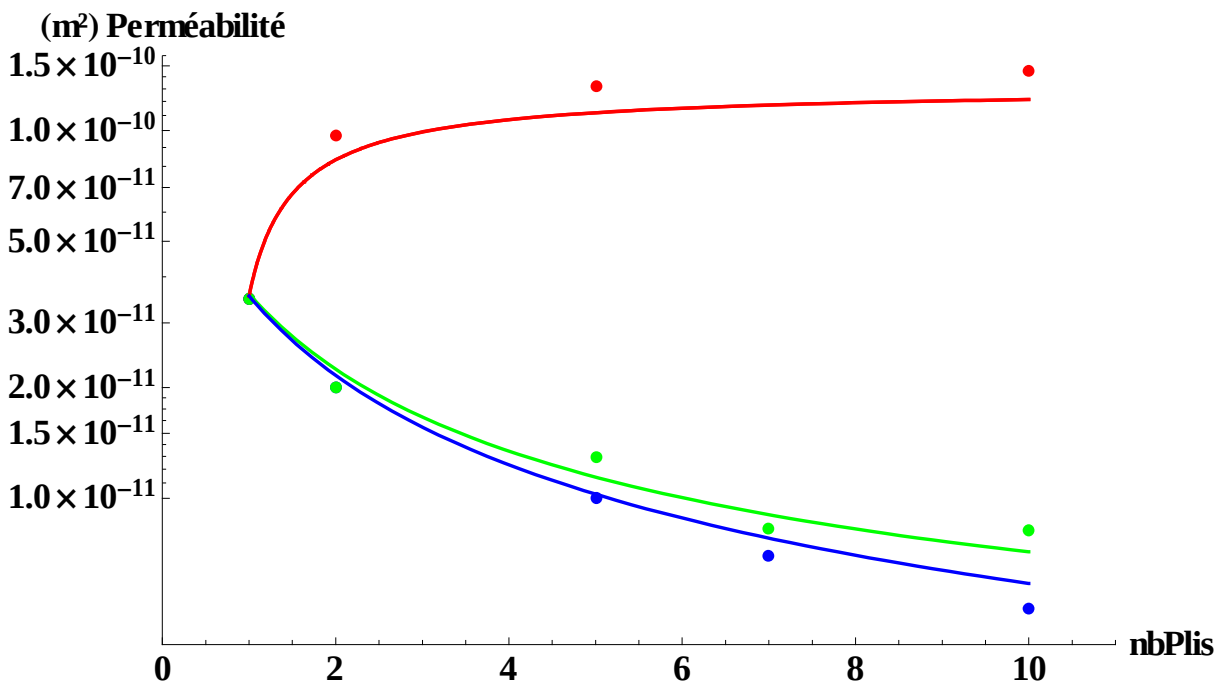


Figure 103 : Comparaison modèle analytique vs modèle EF 3D (après recalage du modèle analytique pour un pli)

La bonne correspondance entre ces deux modèles cache néanmoins, comme nous l'avons déjà dit, une série d'hypothèses sur le modèle de perméabilité utilisé pour les macroporosités (ainsi que des hypothèses fortes comme la non prise en compte de la tortuosité, par exemple). Certains y verront des paramètres d'ajustement qui permettent par ailleurs de faire coller assez exactement le modèle analytique aux points EF, d'autres des inconnues à déterminer... Toujours est-il que nous avons déterminé les paramètres correspondant à ces hypothèses à partir de considérations géométriques en observant les macro-pores dans les renforts tissés. Une autre manière de faire est bien évidemment d'utiliser ces paramètres d'ajustement pour faire coller le modèle au plus près des calculs/essais, mais dans ce cas, ce n'est plus un modèle prédictif... La Figure 104 illustre à titre d'exemple, l'influence du type de section sur le résultat (toujours avec le modèle analytique). L'intérêt de ce modèle, de notre point de vue, est de réduire la quantité de calcul EF à réaliser pour complètement caractériser un renfort tissé en utilisant les quelques résultats EF pour le recalage. Ainsi, l'utilisation conjointe de ces deux outils devrait permettre de réduire significativement la quantité d'expériences à réaliser.

Pour conclure sur le nesting, trois points sont à souligner :

- Les calculs EF sur des géométries (logiciel WiseTex) d'empilement de plis de renfort permettent de prendre en compte l'effet de l'imbrication des plis sur la perméabilité de l'empilement. Cet effet ne peut être négligé lorsque le nombre de plis de l'empilement considéré est inférieur à ~15 plis.
- La prise en compte des régions Brinkman n'a de sens que pour le calcul dans le cas avec nesting et pour des taux de fibres élevés (ici 55%).

- Un modèle analytique basé sur les paramètres géométriques du VER permet de rendre compte de manière précise de l'évolution de la perméabilité en fonction du nombre de plis et du nesting. Le recalage avec un point expérimental/calcul est nécessaire pour obtenir des valeurs et non pas simplement une évolution.

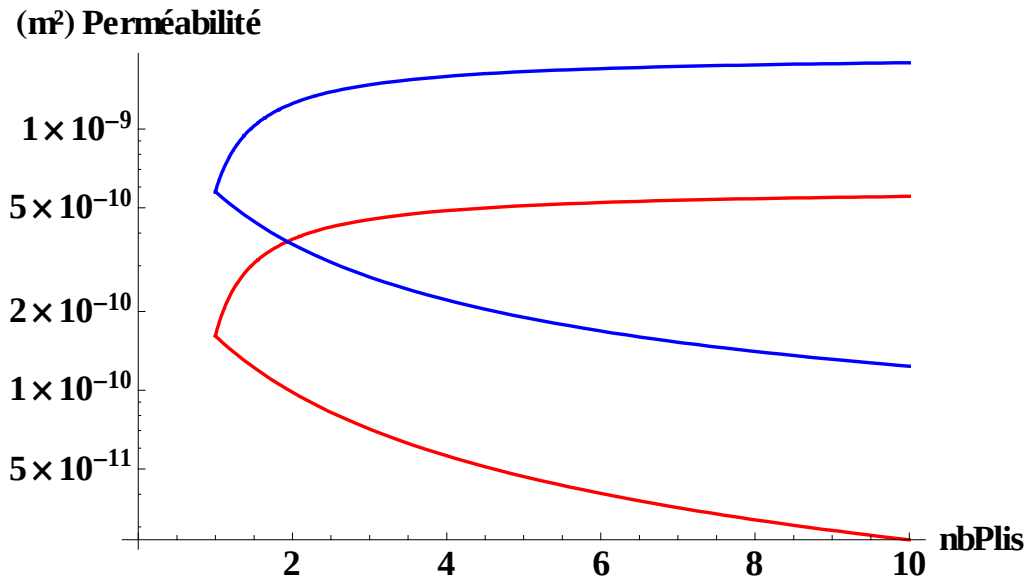


Figure 104 : Influence du type de section des mèches sur la perméabilité (modèle analytique) en rouge une section elliptique et en bleu lenticulaire

4.7.3. Compression

La compaction des renforts fibreux est le second paramètre que nous avons étudié dans le cadre de ce travail. Historiquement, c'est le premier type de déformation dont l'influence a été prise en compte sur la perméabilité des renforts fibreux. Ainsi, la compressibilité des renforts fibreux fait aujourd'hui l'objet de nombreuses études et ce en raison du développement (et démocratisation) des procédés de type infusion pour lesquels il est nécessaire de connaître la compressibilité du renfort utilisé (et ce à sec ou en présence de la matrice qui joue un rôle lubrifiant sur la compressibilité du renfort) afin de déterminer, au cours du procédé et donc de l'évolution de la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur de la bêche à vide, la perméabilité du renfort.

Dans ce paragraphe, nous avons à nouveau choisi d'étudier le G986 (avec une section de mèche lenticulaire). La figure 105 illustre l'évolution de la perméabilité du G986 en fonction de son épaisseur pour un pli de renfort et ce avec ou sans prise en compte des régions Brinkman. Nous vérifions le comportement généralement observé à savoir une évolution linéaire en échelle Log (courbe de tendance en Exponentielle). Comme on peut s'y attendre, l'erreur relative entre perméabilité Stokes et Stokes-Brinkman augmente avec le taux de fibre, même si la courbe d'erreur est quelque peu mouvementée, sans autre raison que la simplification consentie sur l'isotropie du milieu Brinkman.

La seconde Figure (107), présente brièvement l'influence du modèle utilisé (WiseTex ou Hivet) sur la perméabilité en fonction du taux de fibre. Si le modèle WiseTex n'est certainement pas très réaliste en termes de déformation de la section des mèches lors de la compression du renfort, le calcul réalisé à partir du modèle de Hivet sous Abaqus (par ses soins) présente également des insuffisances sur le comportement mécanique en compression transverse des mèches. En effet, la Figure 79 permet de voir que la mèche vient combler le macropore par effet poisson de manière manifestement exagérée, ce qui explique la différence

si importante entre les deux modèles dans ce cas là. L'intégration du comportement mécanique des mèches est un problème complexe (cf chapitre 2) non totalement maîtrisé lorsque l'on essaye de modéliser ce milieu fibreux par un milieu continu comme c'est généralement le cas.

Evolution de la perméabilité en fonction de la fraction volumique de fibre

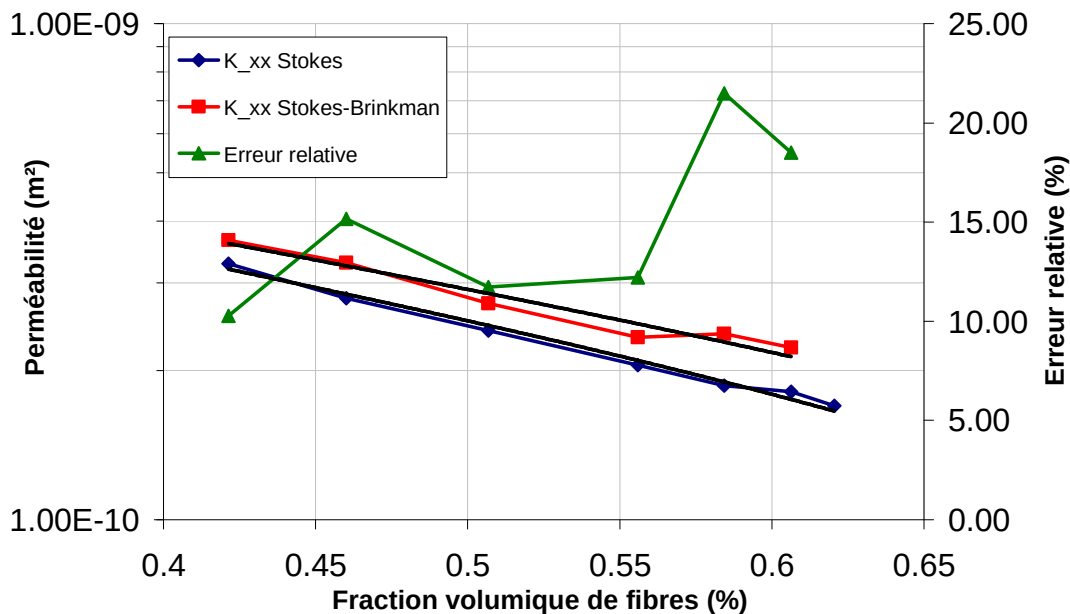


Figure 105 : Evolution de la perméabilité en fonction du taux de fibre dans le cas du G986 (1 pli et condition de symétrie selon Z). Courbes de tendance en Exponentielle et sur l'échelle de droite, l'erreur relative en %

Le modèle analytique utilisé dans le cas de l'étude au paragraphe précédent peut également être appliqué au cas de l'évolution de la perméabilité en fonction du taux volumique de fibre. De même que précédemment, un coefficient de recalage est utilisé pour que le modèle et le calcul donnent le même résultat pour $V_f=42\%$ (ce coefficient est égal à 0.35 dans ce cas).

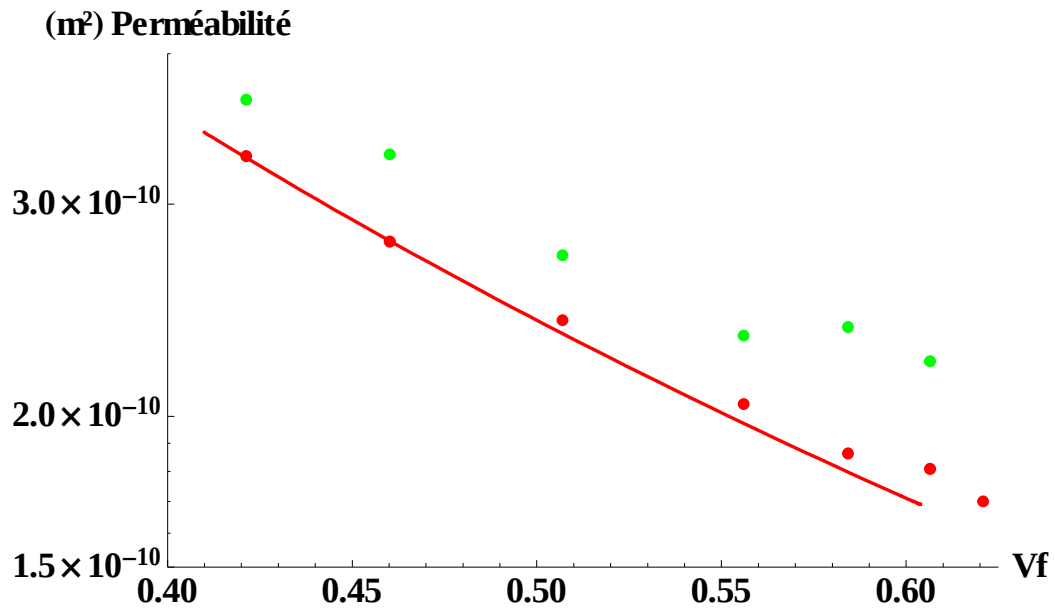


Figure 106 : Comparaison entre modèle analytique (ligne continue rouge) et résultats de calcul CELPER (point rouge → calcul Stokes et vert → calcul Stokes-Brinkman avec $K_{Br}=5.10^{-13}$) dans le cas de la compression

Une fois encore, la correspondance entre modèle analytique et calcul EF 3D est plutôt bonne. L'étude précise de l'influence du modèle n'a pu être menée à bien en raison du temps nécessaire à générer les maillages, réaliser ensuite les calculs et les exploiter. En effet, il est bon de rappeler que chaque point de calcul correspond généralement à un maillage différent, maillage qui peut prendre entre 1 heure et 3 jours à obtenir avec une moyenne autour de 2 heures tout compris. Si l'on ajoute le calcul et l'exploitation, cela donne une journée par point de calcul à peu près. De plus, seuls les résultats les plus intéressants sont exposés ici, nous n'avons pas voulu surcharger ce chapitre avec les résultats pour différents taux de fibres.

Perméabilité en fonction du taux de fibre et du modèle géométrique

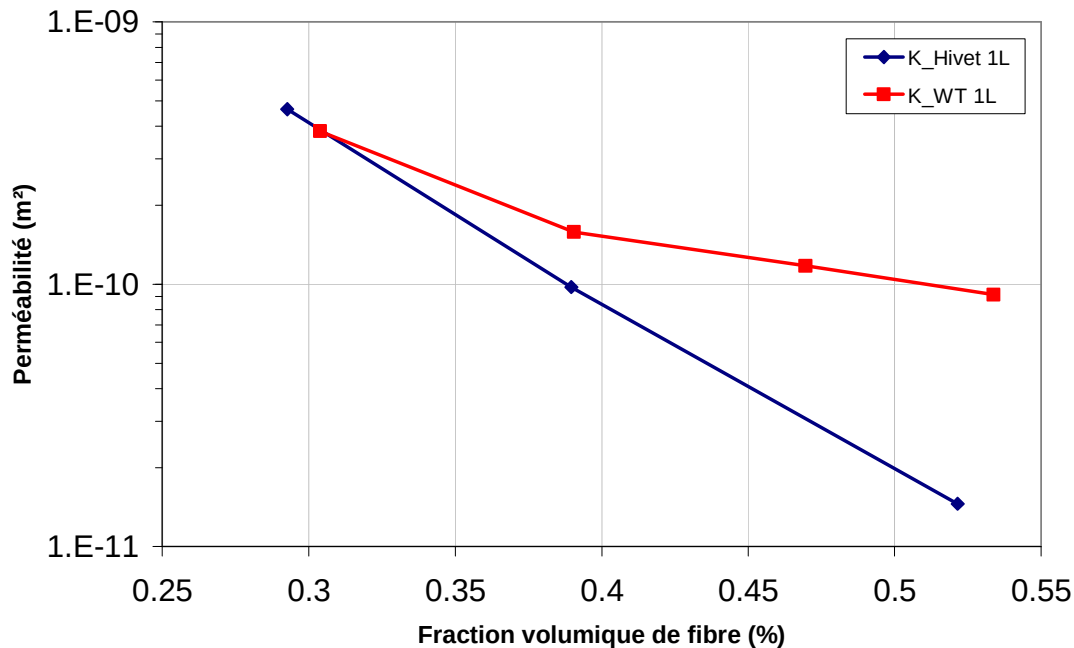


Figure 107 : Influence du modèle géométrique sur l'évolution de la perméabilité avec la taux de fibre (un pli)

En conclusion de ce paragraphe sur l'étude de la compression des plis sur leur perméabilité, il est possible de souligner deux points :

- La décroissance de la perméabilité en fonction du taux de fibre suit un comportement classique en exponentielle. L'influence des régions Brinkman n'est pas négligeable, même pour les faibles taux de fibres et augmente avec le taux de fibres.
- Le modèle analytique permet de rendre compte de l'évolution de la perméabilité en fonction de l'évolution du taux de fibres (comparativement aux résultats de calcul). Cependant, il n'a pas été possible de rendre compte de l'influence des régions Brinkman au moyen de celui-ci.

4.7.4. Cisaillement

Le cisaillement des renforts fibreux est, comme nous l'avons vu un mécanisme dont la prise en compte est essentielle aussi bien en ce qui concerne l'étape de préformage des renforts que pour celle d'injection de la résine. En effet, cette déformation particulière a une influence double sur la perméabilité des renforts en cela qu'elle modifie à la fois la valeur des composantes du tenseur de perméabilité (K_{xx} , K_{yy} et K_{zz}) mais également l'orientation des directions principales. En ce qui concerne l'angle de rotation des directions principales du tenseur en fonction de l'angle de cisaillement, la Figure 108 décrit les notations utilisées. Un modèle simpliste de l'évolution de l'angle β en fonction de l'angle de cisaillement « α », consiste à dire que :

$$\alpha = \frac{\frac{\pi}{2} - \beta}{2} \quad (80)$$

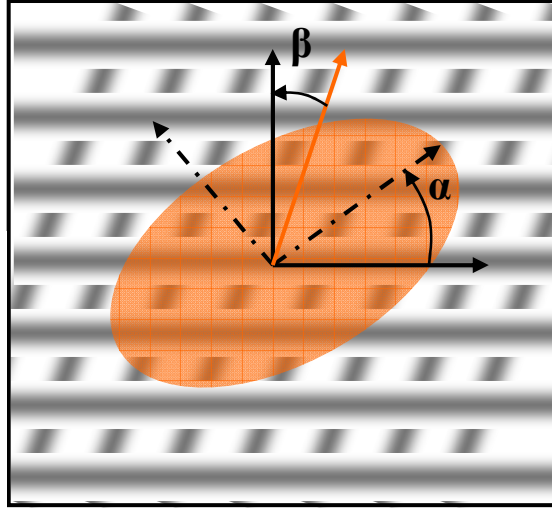


Figure 108 : Description de l'angle de cisaillement dans les renforts tissés et définition des angles α et β

Cela revient donc à dire que l'orientation des directions principales du tenseur de perméabilité varie linéairement avec l'angle de cisaillement, pour $\alpha > 0$. En fait, si le milieu considéré est isotrope (avant cisaillement) cette approximation est assez bonne. Sinon, elle doit être corrigée de manière à prendre en compte l'anisotropie de départ. Un tel modèle analytique a été proposé par Lai et Young [Lai 1997]. La figure 109 présente l'évolution de l'angle α définit ci-dessus en fonction de l'angle de cisaillement β et ce pour les deux approches : en rouge WiseTex et en Bleu Hivet-Badel (dans ce paragraphe, la géométrie et le calcul de la déformation sous Abaqus ont été réalisés par P. Badel en thèse au LAMCOS). Le renfort étudié présentant une architecture équilibrée (et donc une perméabilité numérique isotrope), le modèle linéaire décrit par l'équation 80 rend effectivement globalement bien compte de l'évolution de α . Les deux modèles évoluent par ailleurs de manière très similaire jusqu'à un angle de cisaillement de 40° . Au delà de cet angle, un écart important est observé entre les deux approches car les valeurs données en utilisant l'approche WiseTex varie très rapidement. En fait, à $\pi/4$ près ($90-66 = 24$ et $113-90=23$), WiseTex donne des valeurs relativement proches du modèle analytique comme l'illustre par la courbe rouge en pointillés. Cette variation brusque de l'approche WiseTex est expliquée par la suite.

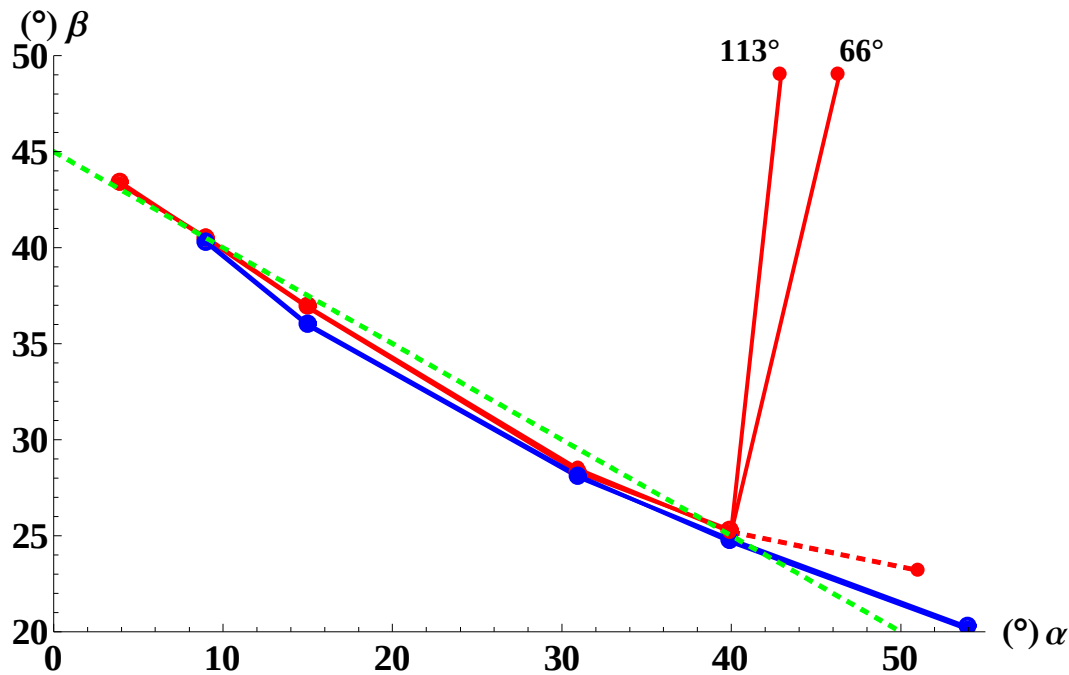


Figure 109 : Cisaillement d'un renfort tissé et évolution de l'orientation des directions principales

Dans le cadre de ce travail de thèse, nous avons étudié l'influence de cette déformation sur la perméabilité des renforts considérés (un taffetas et le G986) mais également l'importance du modèle utilisé pour générer ces VER déformés sur la perméabilité. En effet, nous avons vu que dans le cas du cisaillement en particulier, les deux approches utilisées conduisaient à des géométries de VER déformés très différentes.

La Figure 110 ci-dessous présente les régions Brinkman des VER correspondant aux calculs pour un angle de cisaillement de $\sim 10^\circ$ et $\sim 30^\circ$ (approche Hivet-Badel). Les conditions aux limites utilisées sont : condition de symétrie en Z, condition de symétrie sur les faces perpendiculaires et « libres » sur les faces parallèles à l'excitation (gradient de pression).

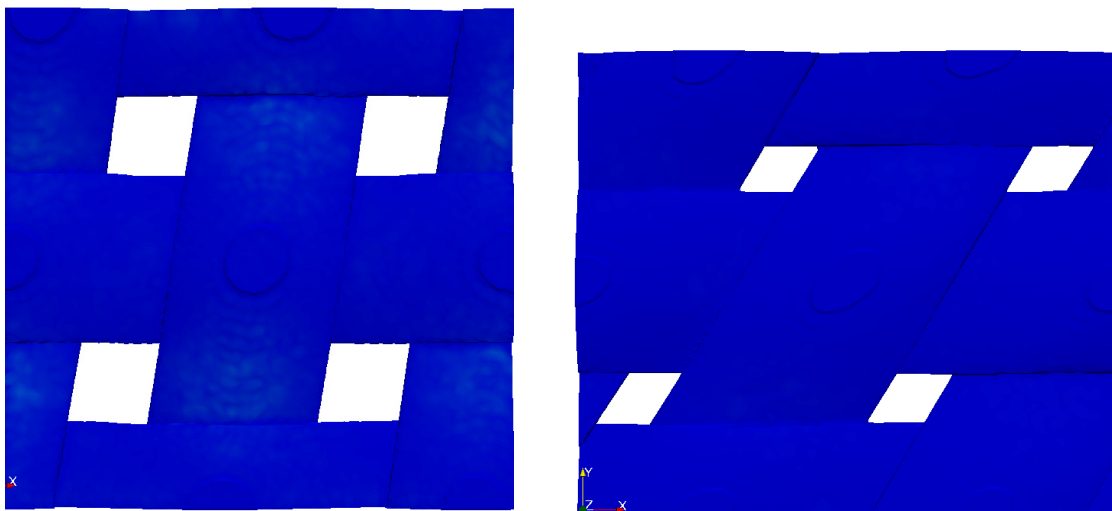


Figure 110 : Régions Brinkman (les mèches) des VER pour 10 et 30° d'angle de cisaillement

La Figure 111 présente l'évolution de la perméabilité calculée au moyen des deux approches (ici le calcul est effectué uniquement dans les régions Stokes, car cette simplification n'induit que de faibles erreurs comme nous le verrons par la suite). Les courbes rouges correspondent aux calculs réalisés sur les géométries issues du logiciel WiseTex et les

bleues au moyen de l'approche Hivet-Badel. Pour ces deux séries de calculs, les cercles ouverts représentent l'évolution de la perméabilité selon l'axe secondaire et les disques pleins selon l'axe principal du tenseur (et ce en fonction de l'angle de cisaillement décrit Figure 111. Les courbes de cette figure suggèrent une bonne adéquation globale entre les deux approches. Cependant, le maximum de K_{xx} (les disques) est décalé de près de 10° entre les deux modèles (cela se voit mieux en échelle linéaire !) et nous retrouvons un écart très important pour un angle β supérieur à 40° .

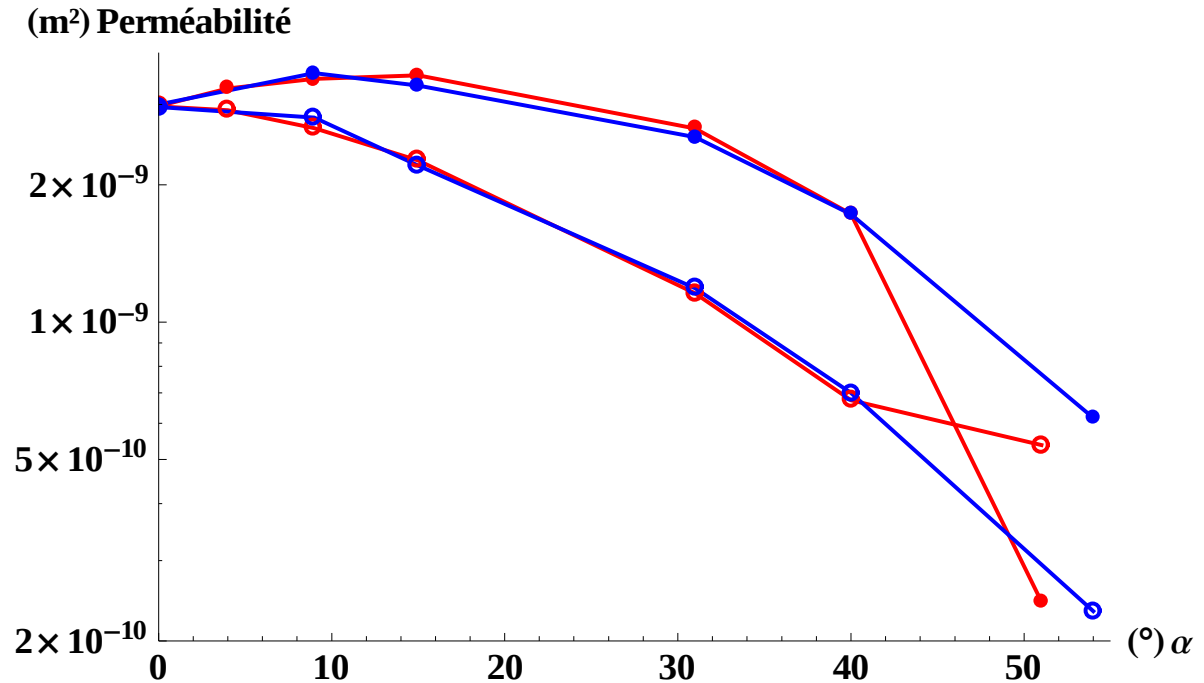


Figure 111 : Evolution de la perméabilité plan ($K_{xx} \rightarrow$ disques et $K_{yy} \rightarrow$ cercles) d'un taffetas en fonction de l'angle de cisaillement « α » (En rouge WiseTex et bleu Hivet-Badel) axe des ordonné en échelle Log

Enfin, la Figure 112 illustre l'influence du cisaillement du renfort sur le rapport entre perméabilité selon l'axe principal (K_{xx}) et l'axe secondaire (K_{yy}) : l'anisotropie. Ce paramètre varie un peu à la manière de α (Figure 109) : une première partie linéaire et une seconde non linéaire pour les grands angles de cisaillement. Les deux approches se comportent toujours de manière similaire jusqu'à atteindre un angle de cisaillement de 40° . Au-delà, le facteur d'anisotropie passe au dessus de 1, c'est-à-dire que le tenseur de perméabilité tourne de 90° et K_{yy} devient K_{xx} ... Ce changement d'orientation brutal du tenseur est donc à l'origine de tous les sauts de paramètre décrits jusqu'alors. Maintenant, il nous reste à expliquer l'origine « physique » de ce changement d'orientation. La réponse nous est donnée par l'observation des champs de vitesse microscopique.

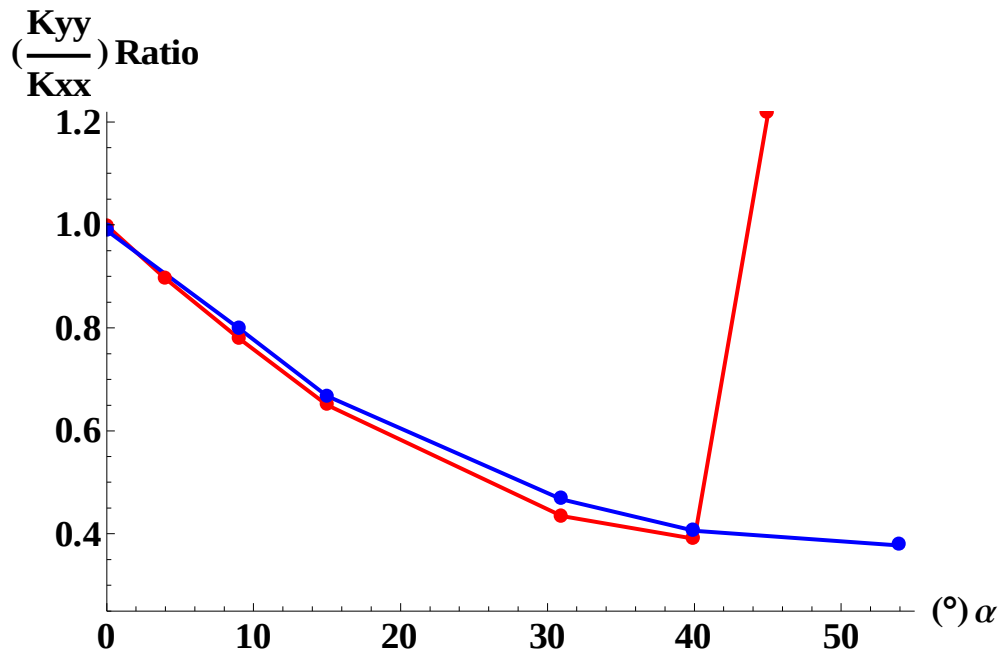


Figure 112 : Evolution du ratio entre K_{xx} et K_{yy} (anisotropie) lors du cisaillement du renfort tissé (Rouge WiseTex et Bleu Hivet-Badel)

En effet, la figure 113 permet d'apprécier le phénomène : pour des angles de cisaillement importants (un peu au-delà du début de la compression latéral des mèches), la géométrie WiseTex ne représente plus correctement la réalité. Les canaux d'écoulement Stokes sont alors sévèrement modifiés (en fait « bouchés » par les mèches cf les flèches noirs sur la figure) et il en découle une évolution incohérente de la perméabilité en fonction de l'angle de cisaillement. Pour la géométrie étudiée, l'angle est de $\sim 40-45^\circ$, mais ce phénomène peut intervenir plus tôt (pour un angle plus faible) si la compression latérale intervient plus tôt.

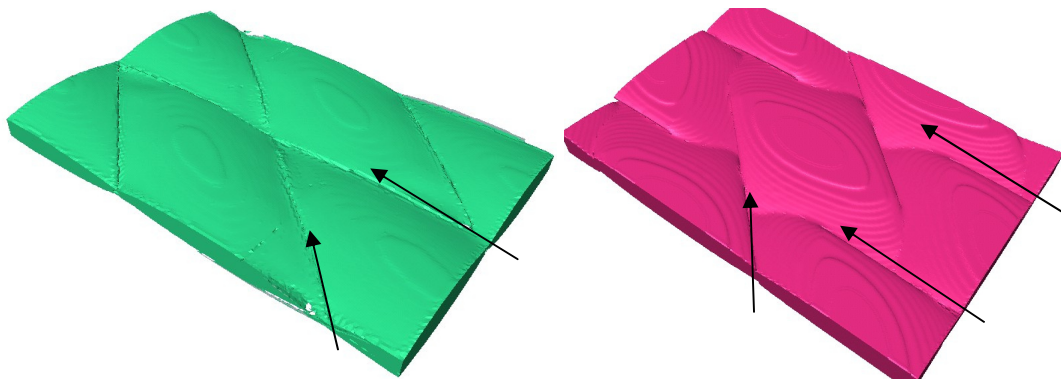


Figure 113 : Géométrie (région Brinkman) du renfort pour un cisaillement de $\sim 50^\circ$ (WiseTex à droite)

4.7.5. Perméabilité transverse

Le dernier point devant être abordé pour compléter cette étude concerne la perméabilité transverse des renforts fibreux. En effet, nous avons vu que dans une part importante des procédés « nouveaux », l'écoulement avait lieu transversalement au renfort plutôt que longitudinalement. Sans se lancer dans un débat sur ce sujet, il est bon de remarquer au passage qu'il n'est pas certain que la perméabilité (telle que décrite par Darcy) soit dans ce cas le paramètre le plus pertinent. En effet, en régime transitoire et pour de faibles

gradients de pression, l'hétérogénéité mésoscopique du milieu couplée avec les effets capillaires et dynamiques (angle de mouillage ...) font qu'il est nécessaire de bâtir de nouveaux modèles homogénéisés prenant en compte les différentes échelles à travers un tenseur de saturation par exemple qui permettrait d'introduire l'orientation locale du front de fluide par rapport à la géométrie du renfort dans la boucle. Par ailleurs, les quelques paramètres matériau dont nous disposons (paramètres de tissage par exemple) sont, à notre avis insuffisamment exploités (*cf* le modèle analytique présenté précédemment les utilisant).

La perméabilité transverse dépend, comme celles dans le plan, des différentes déformations que peut subir le renfort fibreux comme l'expose les trois figures suivantes qui illustrent l'évolution de la perméabilité transverse des VER considérés pour les deux approches et en fonction des trois « effets » étudiés : le nesting, la compression et le cisaillement.

Dans le cas du nesting ci-dessous, deux choses apparaissent clairement :

- Les macro-pores ne sont pas ou très peu interconnectés transversalement (pas de percolation). La perméabilité Stokes est donc très faible
- En introduisant la prise en compte des régions Brinkman, la perméabilité homogénéisée est proche de la perméabilité Brinkman introduite ($5 \cdot 10^{-13}$)

Perméabilité transverse en fonction du nombre de plis et du nesting à $V_f = 55\%$ constant

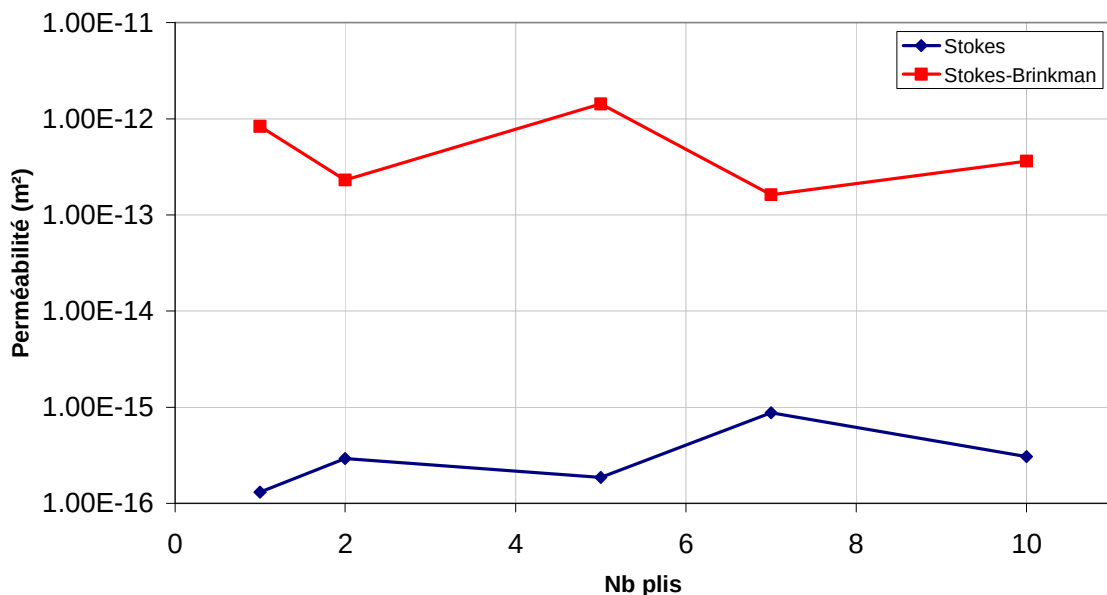


Figure 114 : Influence du nesting et du nombre de plis sur la perméabilité transverse (approche WiseTex)

Par ailleurs, la perméabilité transverse présente de fortes variations en fonction du nombre de plis et ce pour le cas de figure prenant en compte les régions Brinkman. Il est possible que cet effet soit la conséquence de la connexion par les régions Brinkman de zones d'écoulement privilégiées formées par des macro-pores. En fonction de l'épaisseur de région Brinkman à traverser pour relier ces zones, la perméabilité varie assez rapidement, et cette épaisseur dépend de la géométrie (nombre de plis et imbrication).

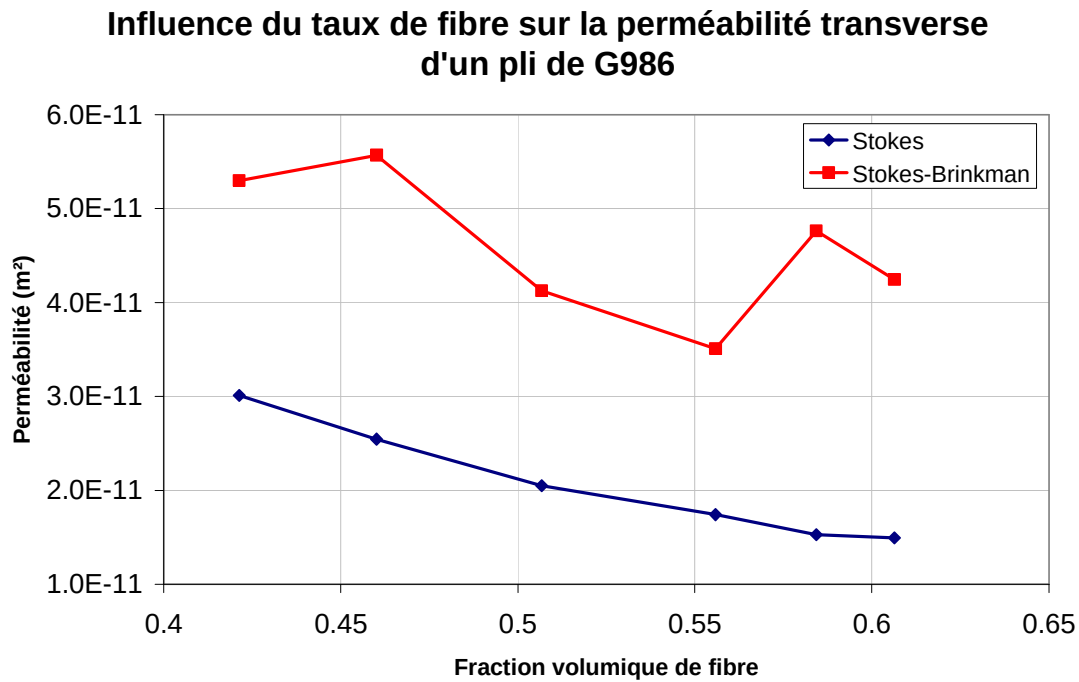


Figure 115 : Evolution de la perméabilité transverse en fonction de la prise en compte ou non des régions Brinkman et de la fraction volumique de fibres

Les courbes ci-dessous permettent de visualiser l'influence du cisaillement sur les écoulements transverses pour les deux approches et avec (courbes continues) et sans (pointillés) prise en compte des écoulements Brinkman. La première figure en échelle linéaire permet d'apprécier la partie haute de la courbe et la seconde, en échelle logarithmique, la partie de plus faible perméabilité. L'écoulement Brinkman ne modifie pas du tout la partie haute, comme on pouvait s'y attendre, alors qu'il intervient de manière assez importante au-delà de 35-40° d'angle de cisaillement. A ce niveau on retrouve une nouvelle fois une variation abrupte de la perméabilité, mais dans ce cas pour le modèle Hivet-Badel. Ce phénomène est en fait dû à un problème de maillage pour les grands angles qui génère quelques conduits transverses Stokes qui ne devraient pas exister (ce qui explique pourquoi ces conduits n'étaient pas « actifs » dans la partie de l'étude sur la perméabilité dans le plan). Dans ce cas particulier, l'approche WiseTex donne donc un meilleur résultat, même si ce problème découvert tardivement pourrait être réglé facilement.

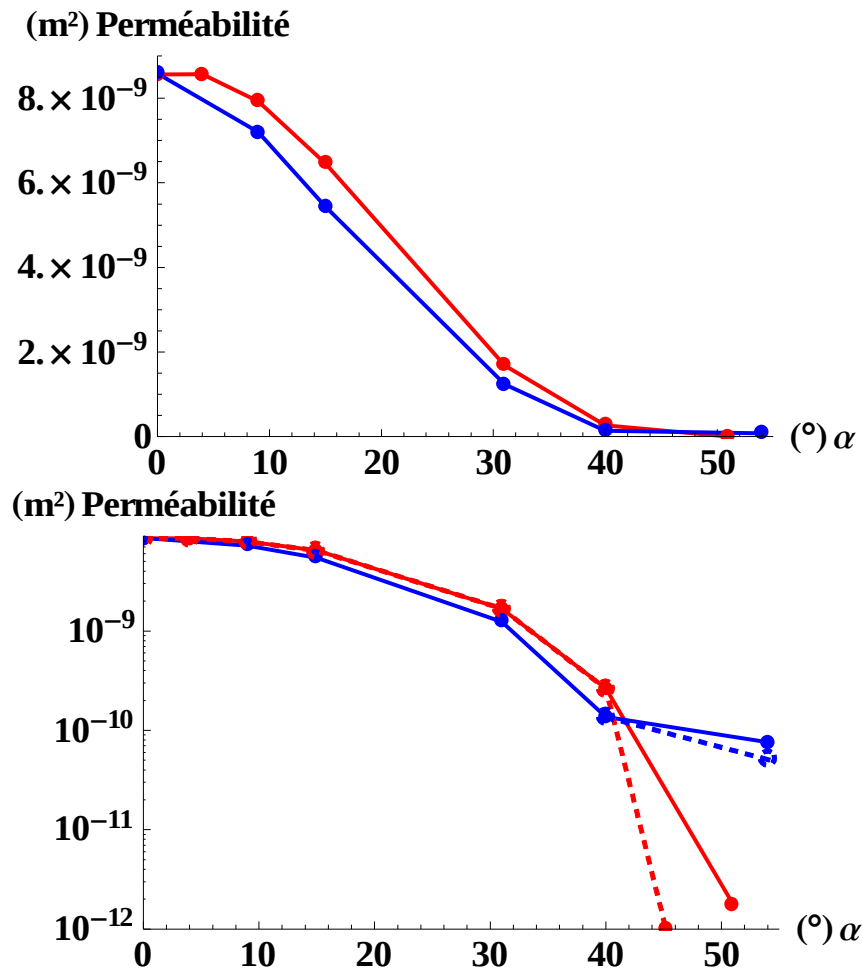


Figure 116 : Evolution de la perméabilité transverse en fonction de l'angle de cisaillement pour 1 pli de renfort et les deux approches (rouge WiseTex et Bleu Hivet-Badel)

Pour conclure au sujet des écoulements transverse, deux choses à retenir :

- L'influence de l'écoulement Brinkman sur la perméabilité transverse dépend largement de l'architecture du renfort. Sur le taffetas étudié dans le cas du cisaillement, son importance est modeste alors qu'elle est beaucoup plus pour un même taux de fibre pour le sergé 2/2 ou le taffetas basé sur celui-ci utilisé pour le nesting.
- Le nesting et le cisaillement diminuent la perméabilité transverse en fermant les canaux transversaux pouvant exister.

4.8. Comparaison calcul-prédiction

La quantité limitée de résultats expérimentaux sur les renforts tissés ne nous permet malheureusement pas de réaliser une comparaison approfondie expérience-prédiction. Néanmoins, essayons de tracer, dans le cas de l'influence du nombre de plis sur la perméabilité à iso-Vf le modèle analytique recalé sur la mesure à un pli pour le G986 sur le banc 1D avec les mesures sur 10 réalisées sur le banc 2D. Le modèle analytique est ici recalé sur les mesures expérimentales (point un pli). Il serait bien évidemment possible de réaliser un excellent fit du modèle analytique sur les mesures, mais encore une fois, l'objectif de ce modèle est de remplacer (partiellement tout du moins) les calculs EF, non pas de servir à des courbes de tendance.

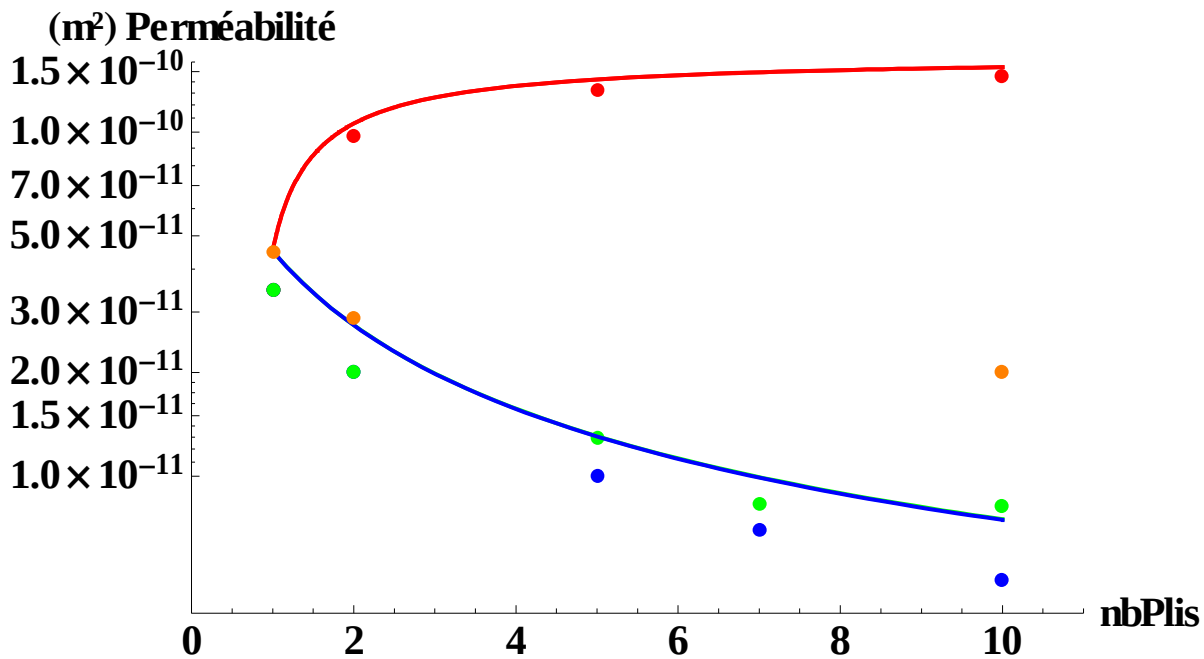


Figure 117 : Comparaison calcul expérience dans le cas du G986 et en fonction du nombre de plis à iso taux de fibre (les points expérimentaux sont en Orange)

Pour les mesures à 1 et 2 plis, la corrélation est très bonne. Pour la mesure à 10 plis, nous ne sommes pas sur une des bornes (max nesting ou pas de nesting), mais bien à l'intérieur du « domaine de perméabilité du renfort ». Il ne faut donc pas chercher d'explication (surtout avec si peu de résultats expérimentaux) à cet écart, car il est tout à fait normal qu'expérimentalement, le nesting ne soit pas maximal...

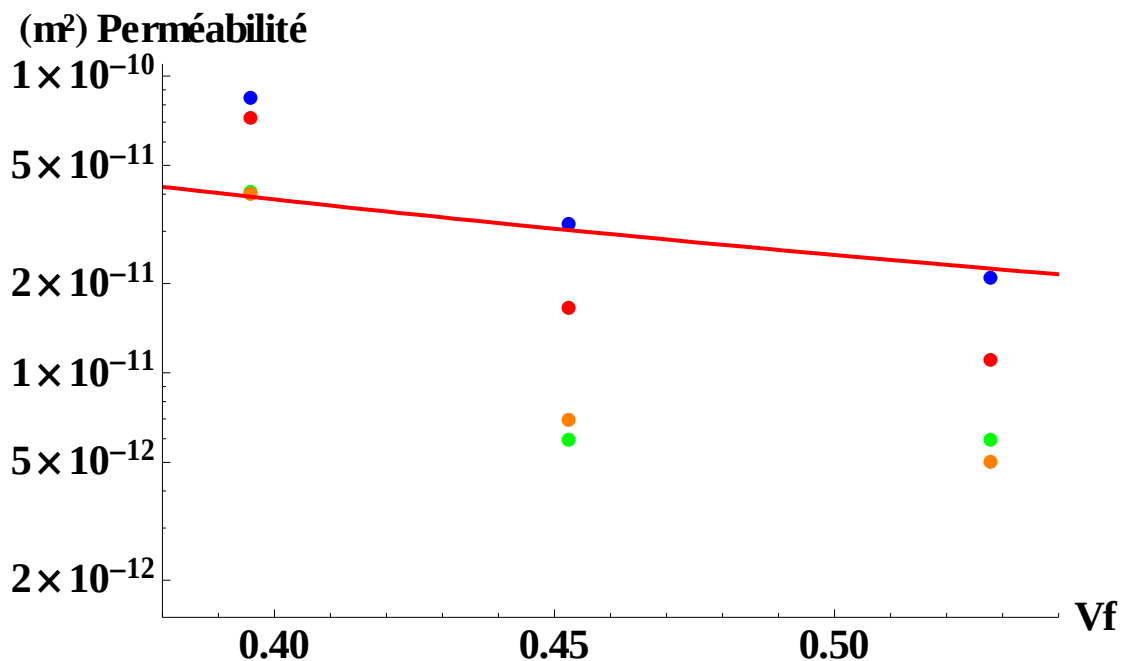


Figure 118 : Comparaison calcul-expérience pour le G986 et dans le cas de l'influence du taux de fibre (les points représentent les mesures et la droite le modèle analytique)

Si l'on se penche maintenant sur l'influence du taux de fibres sur la perméabilité en comparaison avec le modèle analytique (Figure ci-dessus), il apparaît que le modèle ne suit pas du tout la première partie de la courbe mais correspond assez bien à la seconde partie (pour les plus fortes fractions volumiques).

Pour finir, nous comparons les mesures effectuées sur le G986 en fonction de l'angle de cisaillement aux calculs réalisés sur ce même renfort (non présentées dans ce travail cf Figure ci-dessous) dans la figure 120.

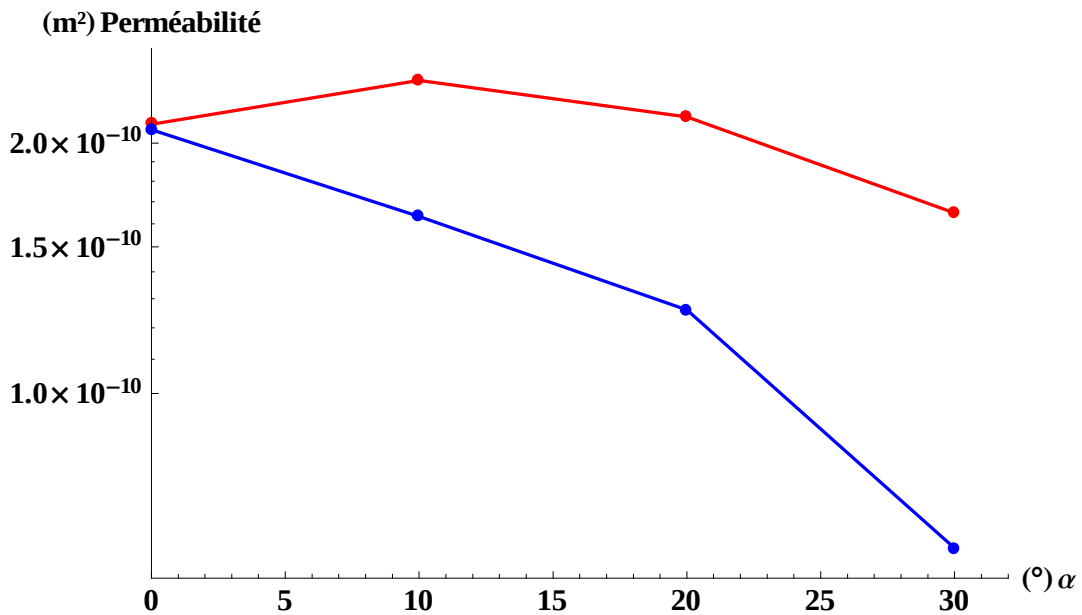


Figure 119 : Influence du cisaillement sur la perméabilité du G986 (calcul Celper)

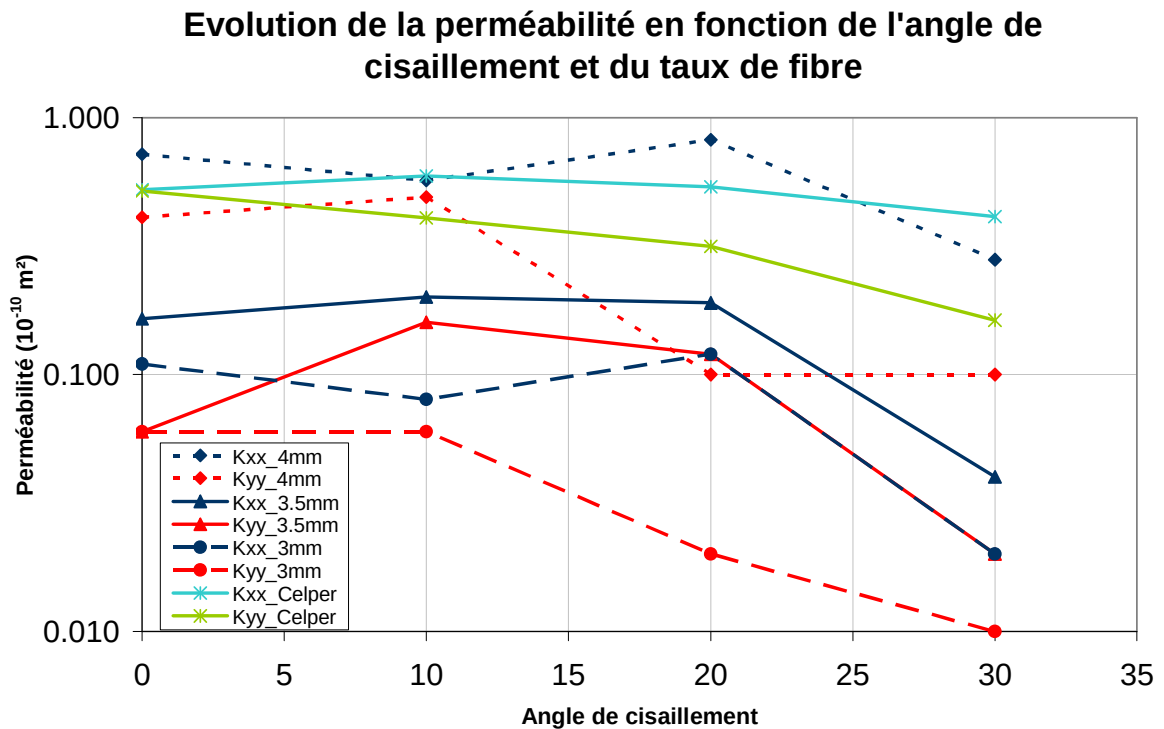


Figure 120 : Comparaison modèle expérience dans le cas du cisaillement du G986

La figure 120 illustre les différences très importantes existant entre les modèles et la réalité (pour cette figure, nous avons recalé le modèle Celper). A ce stade, il est impossible de conclure quoi que ce soit au niveau du cisaillement, si ce n'est que le modèle ne représente pas (ou très mal) cette réalité.

4.9. Conclusions

Les principales conclusions de ce chapitre sont les suivantes :

- Nous avons vu les différentes étapes nécessaires à l'obtention d'un maillage pour les VER de renforts tissés. Par ailleurs, l'influence de ces différentes étapes a été quantifiée de manière à choisir au mieux les paramètres tels que le nombre de tétraèdres, le pas de discrétisation...
- La capacité de notre chaîne numérique à traiter la problématique posée au début de cette thèse à savoir la prédiction de la perméabilité des renforts fibreux déformés a été démontrée. Nous avons par ailleurs évalué l'importance relative de chacune des déformations dans le cas de deux renforts relativement simples : un taffetas et un sergé 2/2.
- Le modèle analytique « ONERA » a été appliqué avec succès aux déformations comme la compression et le nesting. La concordance avec les calculs EF sont dans l'ensemble excellents et ce avec un modèle assez simple mais néanmoins capable de reproduire la physique observée.
- L'importance de la prise en compte des régions Brinkman a été évaluée pour chaque type de déformation. De même que l'influence de ces déformations sur la perméabilité transverse.
- Un point très intéressant de notre point de vue est l'étude comparative entre les approches type WiseTex et Hivet toujours sur l'influence des déformations des renforts fibreux sur leur perméabilité. Le choix du modèle est très important lorsque l'on veut traiter des problèmes présentant de fortes déformations.
- Nous avons comparé les résultats de calcul aux résultats expérimentaux. L'écart est généralement très important, sauf dans le cas de l'étude de l'influence du nombre de plis.

5. CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

Ce travail, consacré à l'étude de la perméabilité des renforts fibreux en général et en particulier à l'influence des déformations des renforts tissés sur cette propriété géométrique particulière des milieux poreux, a abordé plusieurs aspects complémentaires dans le but d'affiner les outils prédictifs et ainsi être à même de simuler plus fidèlement les procédés LCM. Les outils développés permettent de déterminer la perméabilité à partir de la géométrie du renfort considéré, le banc expérimental sa mesure à l'aide d'une méthode originale.

Le chapitre sur l'état de l'art a permis de définir les contours des connaissances actuelles dans le domaine de la simulation des procédés LCM ainsi que les bases sur lesquelles bâtir ce travail. Nous avons vu que parmi les procédés LCM, deux familles pouvaient être distinguées de par les phénomènes gouvernant l'écoulement de la résine lors de la mise en œuvre. Ensuite, les différents phénomènes agissant lors de la mise en œuvre de composites par de tels procédés ont été examinés et ce aux différentes échelles. Ainsi, l'importance de la double échelle de porosité des renforts tissés a été soulignée. Les principaux éléments du couple renfort-matrice dans les composites organiques ont également été parcourus en insistant particulièrement sur les renforts tissés. Pour finir, la mécanique des renforts secs a fait l'objet d'une rapide présentation en raison de l'objectif affiché de ce travail de prendre en compte le plus fidèlement possible l'influence des déformations du milieu fibreux sur sa perméabilité.

Les deux chapitres suivants avaient pour objectif la détermination de la perméabilité, tout d'abord expérimentalement au chapitre 3 puis numériquement dans le chapitre 4.

Ainsi, nous avons vu que la détermination expérimentale de la perméabilité est toujours un problème ouvert à ce jour en raison de la dispersion importante des résultats entre différents laboratoires travaillant sur des renforts identiques dans des conditions aussi proches que possibles [FPCM9][Lundström 2000a]. Les principales méthodes permettant de mesurer la perméabilité des renforts fibreux en régime transitoire (insaturé) et stationnaire (saturé) ont été présentées tout en rappelant que seule la mesure en régime stationnaire permet d'accéder à la perméabilité telle que définie par Darcy, le régime transitoire étant influencé par les effets capillaires et de saturation. Un moyen expérimental original utilisant une méthode inverse et permettant de réaliser des mesures à l'air ainsi qu'à l'huile a été développée dans le but de faciliter les mesures de perméabilité et les rendre accessibles en régime stationnaire dans le cas de milieux anisotropes et sur des géométries de préformes quelconques (autres que rectangulaire ou circulaire). Les mesures à l'huile ainsi qu'à l'air sur les deux renforts étudiés sont en très bon accord.

Le chapitre sur la prédiction de la perméabilité des renforts fibreux commence par un état de l'art des principaux modèles analytiques et numériques décrits dans la littérature. Ces modèles présentent trois principaux manquements que nous avons partiellement traités à savoir l'évaluation de l'influence :

- du modèle géométrique de renfort fibreux choisi
- de la bonne prise en compte des déformations du VER (déformation « géométrique » avec l'approche WiseTex vs « mécanique » avec l'approche Hivet-Badel-Boisse)
- de la prise en compte simultanée des effets du nesting ainsi que du nombre de plis considéré sur la perméabilité d'un renfort

Nous avons ainsi montré que si l'influence du modèle géométrique choisi est négligeable dans le cas des faibles déformations (compression et cisaillement), elle devient alors prépondérante dans le cas des grands angles de cisaillement en particulier. De même, notre modèle EF 3D a permis de souligner le fait que l'influence du nesting ainsi que du nombre de plis sur la perméabilité de l'empilement considéré est de première importance. Ensuite, le modèle analytique développé a été appliqué avec succès à l'étude de l'influence du nesting (et nombre de plis) ainsi que de la compression. Les comparaisons avec le modèle EF 3D sont très bonnes et montrent qu'il est possible, à partir de paramètres géométriques identifiés sur le renfort sec, de bien représenter l'influence de ces déformations. Ce modèle analytique est un outil prédictif rapide permettant d'évaluer l'influence du taux de fibres, du nombre de plis ainsi que du nesting dans le cas des renforts tissés. Par ailleurs, une réflexion sur la validité du VER tel que généralement défini lors de l'étude des renforts fibreux (VER de tissage construit avec les paramètres géométriques « moyens ») a permis d'illustrer certaines limites de l'approche actuelle. Pour finir, nous avons montré qu'il était possible de partiellement automatiser l'étape fastidieuse de maillage des VER au moyen de logiciels commerciaux.

De nombreuses voies pourraient permettre d'améliorer ces travaux :

- Expérimentalement, le banc de mesure développé doit être confronté à d'autres moyens de mesures dans différents cas de figure. L'ajout d'une « ligne » de capteurs (en cours) permettra de lever l'indétermination sur l'orientation des directions principales du tenseur de perméabilité par rapport au repère du banc de mesure.
- La prédiction de la perméabilité d'empilements désorientés (0° , 45° , 60° ...) permettraient de représenter au mieux la perméabilité des préformes issues d'une étape de préformage de multi-plis. En effet, nous n'avons pu tester à ce jour que des empilements de plis présentant des orientations identiques. Pour ce faire, il sera nécessaire de travailler sur les conditions aux limites à imposer au VER.
- Des calculs comparatifs entre les données de tomographie (en fait le maillage 3D des régions Stokes et Brinkman à partir des coupes obtenues par tomographie), ainsi que les modèles utilisés dans cette étude permettraient de compléter la comparaison entre les modèles étudiés en les confrontant au modèle « réel ».
- Le modèle analytique développé dans ce travail de thèse pourrait être étendu de manière à prendre en compte le cisaillement des renforts tissés. Néanmoins, de manière à conserver un modèle prédictif, il est nécessaire de prendre en compte (a priori) la déformation latérale des mèches lors du cisaillement (lorsque les mèches de chaîne et trame entrent en contact). C'est un problème complexe qui risque de dépendre fortement de l'architecture du renfort considéré.

Plus généralement, les remarques/perspectives suivantes nous semblent importantes :

- Lors de la simulation à l'échelle macroscopique des procédés LCM, il est souvent plus important de bien prendre en compte les écoulements préférentiels que de connaître précisément la perméabilité en tout point de la pièce pour bien capturer la géométrie du front d'écoulement. Aussi, il nous semble inutile dans la majorité des cas d'aller trop loin dans la mesure/prédiction de perméabilité.

- La prise en compte de la saturation (consécutive à la double échelle de porosité) à l'échelle macroscopique en ajoutant un terme source dans l'équation de Darcy pourrait être améliorée en définissant un tenseur de saturation dépendant de l'orientation du front d'écoulement par rapport à l'architecture du renfort fibreux.

6. BIBLIOGRAPHIE

- [Adams 1991] L. K. Adams, L. Rebenfeld : *Permeability characteristics of multilayer fiber reinforcements, Part II : Theoretical model*, Polym. Compos. 12 (1991) 1313-1330.
- [Adler 1992] P.M. Adler, *Porous Media : Geometry and Transports*, Butterworth-Heinemann Boston London Oxford, 544pg., 1992 -ISBN 0-7506-9236-7.
- [Advani 1994] Advani S.G., Bruschke M.V., Parnas R.S. *Resin transfer molding flow phenomena in polymeric composites*. Flow and Rheology in Polymer Composites Manufacturing. Edited by S.G. Advani. Amsterdam : Elsevier, 1994, p. 465-515.
- [Allaire 1991] G. Allaire. *Homogenization of the Navier-Stokes equations and derivation of Brinkman's law*. Applied Mathematics for Engineering Sciences, 1991.
- [Aström 1992] Aström, B.T., Pipes, R.B., Advani, S.G.: *On Flow through Aligned Fiber Beds and Its Application to Composites Processing*, Journal of Composite Materials 26(9), 1992.
- [Badel 2007] P. Badel, E. Vidal-Sallé and P. Boisse, *Computational determination of in-plane shear mechanical behaviour of textile composite reinforcements*, Comput Mater Sci 40 (4) (2007), pp. 439–448.
- [Badel 2008] P. Badel, E. Vidal-Salle, P.Boisse, *Large deformation analysis of fibrous materials using rate constitutive equations*, Computers and Structures, Comput. and Structures 86 (2008) 1164–1175.
- [Badel 2008a] P. Badel, S. Gauthier, E. Vidal-Salle; P. Boisse; *Rate constitutive equations for computational analyses of textile composite reinforcement mechanical behaviour during forming*, Composites Part A, On line, doi : 10.1016/j.compositesa.2008.04.015.
- [Badel 2008b] P. Badel, E. Vidal-Salle, E. Maire, P. Boisse, *Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale*, Composites Science and Technology, On line, doi: 10.1016/j.compscitech.2008.04.038.

- [Belov 2004] Belov E.B., Lomov S.V., Verpoest I., Peters T., Roose D., Parnas R.S., Hoes K., Sol H. Modelling of permeability of textile reinforcements: Lattice Boltzmann method (2004) *Composites Science and Technology*, 64 (7-8), pp. 1069-1080.
- [Ben boubaker 2007] Ben Boubaker B, Haussy B, Ganghoffer JF. *Discrete models of woven structures. Macroscopic approach*. Compos. Part B 2007; 38: 498–505.
- [Berdichevski 1993] A. Berdichevski and Z. Cai, *Preform permeability predictions by selfconsistent method and finite element simulation*, Polymer Composites. Vol. 14, No. 2, pp. 132-143, 1993.
- [Bergsma 1988] Bergsma O.K., Huisman J., *Deep drawing of fabric reinforced thermoplastics*, Proceedings of the 2nd Int. Conf. on Computer Aided Design in Composite Material Technology, Brebbia C.A. and all editors, Springer Verlag, p. 323-333, (1988).
- [Bear 1972] J. Bear, *Dynamics of Fluids in Porous Media*. Dover, 1972.
- [Bickerton 1995] Bickerton, S. and Advani, S. G., Characterization of corner and edge permeabilities during mold filling in resin transfer molding, Proceedings of ASME 143-150, 1995.
- [Binetruy 1996] C. Binetruy : *Calcul et validation expérimentale de la perméabilité et prévision de l'imprégnation de tissus en moulage RTM*, thèse de doctorat à l'université des sciences et technologies de Lille, 1996.
- [Birley 1991] A.W. Birley, B. Haworth and J. Batchelor, *Physics of plastics: processing, properties, and materials engineering*, 1st ed., Hanser, 528, 1991.
- [Boisse 2005] P. Boisse, A. Gasser, B. Hagege and J.L. Billoet, *Analysis of the mechanical behaviour of woven fibrous material using virtual tests at the unit cell level*, International journal of Materials Sciences 40 (2005), pp. 5955–5962.
- [Boisse 2006] Boisse P., Zouari B., Daniel J.-L. *Importance of in-plane shear rigidity in finite element analyses of woven fabric composite performing* (2006) *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37 (12), pp. 2201-2212.

- [Boisse 2009] Ph. Boisse and al, *Modelisation of Textile Behaviour* Chap6 to be published in 2009.
- [Borouchaki 2003] Borouchaki H., Cherouat A., *Une nouvelle approche géométrique pour le drapage de structures composites*, *Revue des composites et des matériaux avancés*, Numéro spécial 'mise en forme des matériaux composites', Hermès, à paraître, (2003).
- [Boust 2002] Boust F., Torres-Carrot R., Flavin E., *Le procédé RTM : modélisation et mesure de perméabilité des renforts fibreux*, RCMA, X, 2002, p. 435-445.
- [Bréard 2003] Breard J., Saouab A., Bouquet G. *Numerical simulation of void formation in LCM* (2003) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 34 (6 SPEC.), pp. 517-523.
- [Bréard 2007] Dossier d'appel à projet ANR 2007 pour le programme LCM3M.
- [Buet 1998] K. Buet-Gautier, *Analyse et simulation du comportement mécanique des renforts composites tissés*. Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 1998.
- [Cai 1992] Cai, Z.: *Estimation of the permeability of fibrous preforms for resin transfer moulding processes*, Composites Manufacturing 3(4), 1992.
- [Carman 1937] Carman, P.C.: *Fluid Flow through Granular Beds*, Transactions of the Institution of Chemical Engineers 15, 1937.
- [Celle 2006] P. Celle, *Modélisation mécanique et thermo-physico-chimique des procédés d'élaboration par infusion des composites à matrice polymère*. Thèse Doctorale, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne.
- [Chan 1993] A. W. Chan, D. E. Larive, R. J. Morgan : *Anisotropic permeability of fiber preforms : Constant flow rate measurement*, Journal of Composite Materials 27 (1993) 996-1008.
- [Chen 1993] H. Chen, *Discrete Boltzmann Systems and fluid flows*, Computers in Physics 7 (1993) 632-637.
- [Choi 1998] M. A. Choi, M. H. Lee, J. Chang, S. J. Lee : *Permeability modeling of fibrous media in composite processing*, J. Non-Newtonian Fluid Mech. 79 (1998) 585-598.

- [Collins 1961] R.E. Collins, *Flow of Fluids Through Porous Materials.*, Reinhold, New-York, 1961.
- [Darcy 1856] H. Darcy, *Les Fontaines Publique de la Vile de Dijon*, Dalmont, 1856.
- [Dave 1987] Dave, R., Kardos, J.L., Dudukovic, M.P.: *A Model for Resin Flow During Composite Processing: Part 1 - General Mathematical Development*, Polymer Composites 8(1), 1987.
- [Demaria 2007] Demaria, C., Ruiz, E., Trochu, F. (2007). *In-Plane Anisotropic Permeability Characterization of Deformed Woven Fabrics by Unidirectional Injection. Part I: Experimental Results*. Polymer Composites, 28(6), p. 797-811.
- [Desplentere 2004] F. Desplentere, S. Lomov, I. Verpoest , *Influence of the scatter of preform permeability on the mould filling: numerical simulations* , Proc. Sampe Europe Conference & Exhibition , 30 March 1 April 2004 , Paris Expo, Porte de Versailles, Paris, France , 331 -335.
- [Desplentere 2005] F. Desplentere and al. *Micro-CT characterization of variability in 3D textile architecture* (2005) Composites Science and Technology, 65 (13), pp. 1920-1930.
- [Ding 2003] Ding L., Shih C., Liang Z., Zhang C., Wang B. *In situ measurement and monitoring of whole-field permeability profile of fiber preform for liquid composite molding processes* (2003) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 34 (8), pp. 779-789.
- [Dumont 2003] F. Dumont, *Expérimentation et modèle de comportement de renforts composites tissés*. Thèse de doctorat, Université Paris 6, 2003.
- [Dullien 1979] F.A.L. Dullien, *Porous Media: Fluid Transport and Pore Structure.*, Academic Press, N.Y. London Toronto, 396pg., 1979 - ISBN 0-12-223650-5.
- [Dunkers 2001] J. P. Dunkers, F. R. Phelan, C. G. Zimba, K. M. Flynn, D. P. Sanders, R. C. Peterson, R. S. Parnas: *The prediction of permeability for an Epoxy/E-glass Composite Using Optical Coherence Tomographic Images*. Polymer Composites, 22 (2001) 803-814.

- [Durville 2005] Durville D. *Numerical simulation of entangled materials mechanical properties*. J.Mat. Sci. 2005; 40: 5941-5948.
- [Endruweit 2004] Endruweit A., Ermanni P. *The in-plane permeability of sheared textiles. Experimental observations and a predictive conversion model* (2004) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 35 (4), pp. 439-451.
- [Endruweit 2006] A. Endruweit, Long A.C., Robitaille F., Rudd C.D. *Influence of stochastic fibre angle variations on the permeability of bi-directional textile fabrics* (2006) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37 (1), pp. 122-132.
- [Endruweit 2006a] Endruweit A., Long A.C. *Influence of stochastic variations in the fibre spacing on the permeability of bi-directional textile fabrics* (2006) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37 (5), pp. 679-694.
- [Endruweit 2006b] Endruweit A., McGregor P., Long A.C., Johnson M.S. *Influence of the fabric architecture on the variations in experimentally determined in-plane permeability values* (2006) Composites Science and Technology, 66 (11-12), pp. 1778-1792.
- [Flavin 2001] E. Flavin et F. Boust. Rapport technique ONERA : RTI 06867.
- [Ferland 1996] Ferland, P., D. Guittard and F. Trochu, 1996, *Concurrent Methods for Permeability Measurement in Resin Transfer Molding*, Polym. Compos. 17, 149-158.
- [Feser 2006] Feser J.P., Prasad A.K., Advani S.G. *Experimental characterization of in-plane permeability of gas diffusion layers* (2006) Journal of Power Sources, 162 (2 SPEC. ISS.), pp. 1226-1231.
- [Fong 1994] L. Fong, L. J. Lee : *Preforming analysis of thermoformable fiber matspreforming effect on mold filling*, Journal of Reinforced Plastics and Composites 13 (1994) 637-663.
- [Fournier 2003] R. Fournier. *Optimisation et modélisation du procédé RTM*. Thèse de doctorat, ENSPM, Sophia-Antipolis, 2003.

- [FPCM 9] Réunion hors programme dédiée au Benchmark International sur la Perméabilité des renforts fibreux.
- [Gebart 1991] B. R. Gebart, P. Gudmundson, L. A. Strömbeck and C. Y. Lundemo: *Analysis of the permeability in RTM reinforcements*, Proceedings of the 8th International Conference on Composite Materials, Honolulu, USA, July 1991.
- [Gebart 1992] B. Gebart, *Permeability of unidirectional reinforcements for rtm*, Journal of Composite Materials. Vol. 26, No. 8, pp. 1100-1133, 1992.
- [Gutowski 1987] Gutowski, T. G., Cai, Z., Bauer, S., Boucher, D., Kingery, J. and Wineman, S., *Consolidation Experiments for Laminate Composites*, in Journal of Composite Materials, vol. 21, 650-669, 1987.
- [Guyon 1991] Guyon E., Hulin J.-P., Petit L., *Hydrodynamique Physique*. , Savoirs Actuels- Ed. du CNRS, 1991 - ISBN 2-7296-0255-0.
- [Hammami 1998] A. Hammami, R. Gauvin and F. Trochu : *Modeling the edge effect in liquid composites molding*, Composites part A (1998) 603-609.
- [Happel 1983] Happel, J., Brenner, H.: *Low Reynolds number hydrodynamics*, Martinus Nijhof Publishers, The Hague, 1983.
- [Harrison 2004] P. Harrison, M.J. Clifford and A.C. Long, *Shear characterisation of viscous woven textile composites: a comparison between picture frame and bias extension experiments*, Compos Sci Technol **64** (2004), pp. 1453–1465.
- [Hivet 2003] G. Hivet, *Modélisation mésoscopique pour le comportement bi-axial et la mise en forme des renforts de composites tissés*, Thèse de doctorat, ESEM d'Orléans / ENSAM Paris, 2003.
- [Hivet 2005] Hivet G., Boisse P. *Consistent 3D geometrical model of fabric elementary cell. Application to a meshing preprocessor for 3D finite element analysis* (2005) Finite Elements in Analysis and Design, 42 (1), pp. 25-49.
- [Hoareau 1994] C. Hoareau : *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.

- [Hoes 2002] Hoes K. and al. *New set-up for measurement of permeability properties of fibrous reinforcements for RTM* (2002) Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 33 (7), pp. 959-969.
- [Hoes 2004] Hoes K., Dinescu D., Sol H., Parnas R.S., Lomov S. Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics (2004) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 35 (12), pp. 1407-1418.
- [Hughes 1980] Hughes TJR, Winget J. *Finite rotation effects in numerical integration of rate constitutive equations arising in large deformation analysis*. Int. J. Num. Meth. Eng. 1980; 15: 1862-1867.
- [Indermaur 1999] Indermaur M., Simacek P. Advani S.G., *The influence of draping on the filling of doubly curved molds in the resin transfer molding process*, International Journal of Forming Processes, 2, n° 3-4, p.321-351, (1999).
- [Karger-Kocsis 1995] Karger-Kocsis, J., *Polypropylene. Structure, blends and composites*, 1st ed., Chapman & Hall, 377, 1995.
- [Kim 2002] Kim S.K., Oppenheimer J.G., Daniel I.M. *Determination of permeability of fibrous medium considering inertial effects* (2002) International Communications in Heat and Mass Transfer, 29 (7), pp. 879-885.
- [Kim 2005] Kim S.K., Daniel I.M. *Transient gas flow technique for inspection of fiber preforms in resin transfer molding* (2005) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 36 (12), pp. 1694-1699.
- [Kozeny 1927] Kozeny, J.: *Über kapillare Leitung des Wassers im Boden - Aufstieg, Versickerung und Anwendung auf die Bewässerung*, Sitzungsberichte der Akademie der Wissenschaften, Wien 136, 1927.
- [Laine 2005] Laine, B., Boust, F., Boisse, P., Fanget, A., Lomov, S. and Hivet, G., *Perméabilité des renforts fibreux, écarts modèles numériques - expériences: une tentative de conciliation*. Revue des composites et matériaux avancée. 2005, N°3, Vol.15. p. 385 - 400.
- [Laine 2006] B. Laine, G. Hivet, P. Boisse, F. Boust, S.V. Lomov, and P. Badel. *Permeability of the woven fabrics*. In C. Binetruy, editor, Proceedings of

the 8th international conference on flow processes in composite materials, pages 39–46. Ecole des Mines de Douai, France, 2006.

- [Launay 2008] J. Launay, G. Hivet, A.V. Duong and P. Boisse, *Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear*, Composite Science and Technologie 68 (2008), pp. 506–515.
- [Lawrence 2002] J.M. Lawrence and al. *An approach to couple mold design and on-line control to manufacture complex composite parts by resin transfer molding*, Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 33 (7), pp. 981-990, 2002.
- [Lai 1997] C. Lai and W. Young. *Model resin permeation of fiber reinforcements after shear deformation*. Polymer composites, 18(5):642–648, 1997.
- [Lekakou 1996] Lekakou C., Johari M.A.K., Norman D., Bader M.G. *Measurement techniques and effects on in-plane permeability of woven cloths in resin transfer moulding* (1996) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 27 (5), pp. 401-408.
- [Lekakou 2006] C. Lekakou, S. Edwards, G. Bell, S.C. Amico, *Computer modelling for the prediction of the in-plane permeability of non-crimp stitch bonded fabrics*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Volume 37, Issue 6, June 2006, Pages 820-825.
- [LIMS] P. Simacek, E. Sozer, S. Advani, *User manual for DRAPE 1.1 and LIMS 4.0 (Liquid Injection Molding Simulation)*. Technical Report 98-01, University of Delaware, Center for Composite Materials; 1998.
- [Loendersloot 2006] R. Loendersloot. *The structure-permeability relation of textile reinforcements*. PhD thesis, Universiteit Twente, 2006.
- [Loix 2008] F. Loix, P. Badel, L. Orgéas, C. Geindreau, P. Boisse, *Woven fabric permeability : from textile deformation to fluid flow mesoscale simulations*, Composites Science and Technology 68 (2008) 1624–1630.
- [Lomov 2001] S. V. Lomov, G. Huysmans, Y. Luo, R; Parnas, A. Prodromou, I. Verpoest, F. R. Phelan : *Textile composites models: Integrating strategies*, Composites Part A 32 (2001) 1379-1394.

- [Long 1998] A. C. Long, P. J. Blanchard, C. D. Rudd and P. Smith : *The development of an integrated process model for liquid composite moulding*, Composites part A 29 (1998) 847-854.
- [Lundström 2000] Lundström, T. S., *The permeability of non-crimp stitched fabrics*, in Composites Part A, vol. 31, 1345-1353, 2000.
- [Lundström 2000a] Lundstrom T.S., Stenberg R., Bergstrom R., Partanen H., Birkeland P.A. *In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study* (2000) Comp. Part A: Applied Science and Manufacturing, 31 (1), pp. 29-43.
- [Mark 1956] Mark C., Taylor H.M., *The fitting of woven cloth to surfaces*. Journal of Textile Institute, 47, p. 477-488, (1956).
- [Markicevic 2005] B. Markicevic, Heider D., Advani S.G., Walsh S. *Stochastic modeling of preform heterogeneity to address dry spots formation in the VARTM Process* (2005) Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 36 (6), pp. 851-858.
- [Marsily 1981] G. De Marsily. *Hydrogéologie quantitative*. Masson 1981.
- [Martys 1996] N. S. Martys, H. Chen: *Simulation of multicomponent in complex threedimensional geometries by the lattice boltzmann method*. Physical Review E 53 (1996) 743-750.
- [Matheron 1967] G. Matheron, *Elements pour une th´eorie des milieux poreux* , Masson & Cie, Paris, 1967.
- [Mezzenga 2001] Mezzenga, R., Boogh, L. and Månson, J.-A. E., *A review of dendritic hyperbranched polymer as modifiers in epoxy composites*, in Composites Science and Technology, vol. 61 (5), 787-795, 2001.
- [Michaud 2001] Michaud V., Mortensen A. *Infiltration processing of fibre reinforced composites: Governing phenomena* (2001) Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 32 (8), pp. 981-996.
- [Mogavero 1997] J. Mogavero and S. G. Advani : *Experimental investigation of flow through multi-layered preforms*, Polymer composites 18 (1997) 649-655.
- [Nedvanov 2002] Nedanov, P.B., Advani, S.G.: *A Method to Determine 3D Permeability of Fibrous Reinforcements*, Journal of Composite Materials 36(2), 2002.

- [Ngo 2001] N. D. Ngo, K. K. Tamma, *Microscale permeability predictions of porous fibrous media*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 44, Issue 16, August 2001, Pages 3135-3145.
- [PAM-RTM] Disponible chez : <http://www.esi-group.com>
- [Papoulis,1991] A. Papoulis, *Probability, Random Variables, and Stochastic processes*, 3rd Ed. McGraw Hill Series in Systems Science, N.Y., 583pg., 1991 - ISBN 0-07-048477-5.
- [Parnas 1994] Parnas R.S., Salem A.J., Sadiq T.A.K., Wang H.-P., Advani S.G. *The interaction between micro- and macro-scopic flow in RTM preforms* (1994) Composite Structures, 27 (1-2), pp. 93-107.
- [Parnas 2000] R.S. Parnas, *Liquid Composite Molding*, Hanser Garner publications, 2000.
- [Pomeroy 2006] R. Pomeroy, S. Grove, J. Summerscales, Y. Wang, A. Harper *Measurement of permeability of continuous filament mat glass-fibre reinforcements by saturated radial airflow* Comp. Part A: App. Science and Manufacturing, Volume 38, Issue 5, May 2007, Pages 1439-1443.
- [Potter 1999] K.D. Potter, *History of the resin transfer moulding for aerospace applications*, Composites A, 1999, 30, pp 757-765.
- [Rogers 1989] Rogers T.G., *Rheological characterization of anisotropic materials*, Composites, 20, n°. 1, p 21-27, (1989).
- [RTM-Worx] Disponible chez : <http://www.polyworx.com>
- [Rudd 1997] C.D. Rudd, A.C. Long, *Liquid Molding Technologies*, ed. Woodhead Publishing Limited, 1997.
- [Ruiz 2006] Ruiz E., Achim V., Soukane S., Trochu F., Breard J. *Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites* (2006) Composites Science and Technology, 66 (3-4), pp. 475-486.
- [Sanchez-Palencia 1980] R. Sanchez-Palencia. *Non-Homogeneous Media and Vibration Theory*. Springer-Verlag, Berlin, 1980.
- [Scardino 1989] F. Scardino, *An Introduction to Textile Structures and Their Behavior*, in Textile Structural Composites, T.W.C.a.F. K.Ko, Editor. 1989. pp. 1-24.

- [Scheidegger 1960] A.E. Scheidegger, *The Physics of Flow Through Porous Media*, Revised Edition, McMillan Company, N.Y., 313pg., 1960.
- [Schell 2007] J.S.U. Schell, M. Deleglise, C. Binetruy, P. Krawczak, P. Ermanni *Numerical prediction and experimental characterisation of meso-scale-voids in liquid composite moulding*, Comp. Part A: Applied Science and Manufacturing, Volume 38, Issue 12, December 2007, Pages 2460-2470.
- [Simacek 2003] Simacek P., Advani S.G. *A numerical model to predict fiber tow saturation during liquid composite molding* (2003) Composites Science and Technology, 63 (12), pp. 1725-1736.
- [Skartsis 1992] Skartsis, L., Kardos, J.L., Khomami, B.: *Resin Flow Through Fiber Beds During Composite Manufacturing Processes. Part I: Review of Newtonian Flow Through Fiber Beds*, Polymer Engineering and Science 32(4), 1992
- [Slade 2001] J. Slade, K.M. Pillai and S.G. Advani, *Investigation of Unsaturated Flow in Woven, Braided and Stitched Fiber Mats During Mold-Filling in Resin Transfer Molding*, Polymer Composites, 22, 4, (2001), 491-505.
- [Spaid 1998] M. A. A. Spaid, F. R Phelan Jr.: *Modeling void formation dynamics in fibrous porous media with the lattice Boltzmann method*, Composites Part A 29A (1998) 749-755.
- [Spencer 2000] Spencer A.J.M., *Theory of fabric-reinforced viscous fluids*, Composites, Part A, 31, , p.1311-1321, (2000).
- [Takano 2002] N. Takano, M. Zako, T. Okazaki, K. Terada: *Microstructure based evaluation of the influence of woven architecture on permeability by asymptotic homogenisation theory*, Composites Science and Technology 62 (2002) 1347-1356.
- [Torres 2004] R. Torres-Carrot, *Estimación de la permeabilidad 3D de los refuerzos tejidos en la fabricación de piezas en materiales compuestos mediante Modelo por Transferencia de Resina*, Thèse Doctorale, Universidad Politecnica de Valencia, 2004.
- [Truesdell 1955] Truesdell C. *Hypo-elasticity*. J. Rat. Mech. Anal. 1955; 4: 83-133.

- [Van Rijswijk 2007] K. Van Rijswijk and H.E.N. Bersee, *Reactive processing of textile fiber-reinforced thermoplastic composites-an overview*, Compos Part A **38** (3) (2007), pp. 666–681.
- [Van der Ween 1991] Van der Ween F., *Algorithms for draping fabrics on doubly curved surfaces*, International Journal of Numerical Method in Engineering, 31, p.1414-1426, (1991).
- [Verleye 2008] B. Verleye, *Computation of the permeability of multi-scale porous media with application to technical textiles*. Doctoral Thesis, KUL, 2008.
- [Verrey 2004] J. Verrey, *Resin transfer moulding of complex shaped composites using carbon non-crimp fabrics*, Doctoral Thesis, EPFL, 2004.
- [Williams 1974] Williams, J. G., Morris, C. E. M. and Ennis, B. C., *Liquid Flow Through Aligned Fiber Beds*, in Polymer Engineering and Science, vol. 14 (6), 413-419, 1974.
- [Wong 2006] C. Wong, A. Long, M. Sherburn, ea, *Comparison of novel and efficient approaches for permeability prediction based on the fabric architecture*. Composites part A, Vol. 37, No. 6, pp 847-857, 2006.
- [Xue 2003] Xue P., Peng X., Cao J., *A non-orthogonal constitutive model for characterizing woven composites*, Composites: Part A, 34, p.183-193, (2003).