

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ANALYSE DE LA PRÉCISION DES SIMULATIONS NUMÉRIQUES DES
PROCÉDÉS D'INJECTION SUR RENFORTS (RTM)

VINCENT GRAVIER
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
DÉCEMBRE 2003



National Library
of Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

Acquisitions et
services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 0-612-89206-9

Our file Notre référence

ISBN: 0-612-89206-9

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

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

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

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

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

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

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

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ANALYSE DE LA PRÉCISION DES SIMULATIONS NUMÉRIQUES DES
PROCÉDÉS D'INJECTION SUR RENFORTS (RTM)

présenté par : GRAVIER Vincent

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par les membres du jury constitué de :

M. GAUVIN Raymond, Ph.D., président du jury

M. DAOUD Ahmed, Ph.D., membre

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

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de recherche, le professeur François Trochu, pour son accueil, sa gentillesse et ses conseils indispensables prodigués tout au long de ces deux années.

Je tiens aussi à particulièrement remercier Christian-Charles Martel, technicien du laboratoire du CRASP. C'est grâce à lui, à ses conseils et à sa compétence, que le volet expérimental a pu se dérouler dans de bonnes conditions.

Enfin, je souhaite dire merci aux étudiants et stagiaires du département pour leur aide parfois, mais leur amitié surtout : Hervé Menge, Laurent Joubaud, Eduardo Ruiz, Cristian Demaria, Sébatien Boutier et l'équipe de soccer...

RÉSUMÉ

La perméabilité d'un renfort fibreux est une donnée centrale dans la simulation des méthodes de fabrication des composites par injection sur renforts (procédé RTM). La perméabilité est un paramètre critique pour la précision des calculs. Or la détermination expérimentale de la perméabilité reste une opération délicate et complexe encore aujourd'hui.

Ce constat effectué, il est apparu intéressant d'orienter ce projet de maîtrise vers l'analyse de la précision des simulations numériques. Elle est présentée sous deux angles différents. En amont, la mesure expérimentale de la perméabilité est optimisée dans le but de mieux connaître le paramètre expérimental qui gouverne la précision des simulations numériques. En aval aussi, les résultats de simulation sont projetés sur un maillage plus fin afin d'améliorer la précision des calculs. Le but essentiel que l'on se fixe ici est de toujours conserver dans les calculs la quantité de résine contenue dans le moule, quel que soit le degré de finesse du maillage utilisé. Ce mémoire s'inscrit dans un cadre ambitieux, car il aborde aussi bien la manipulation mathématique des données physiques de la simulation numérique d'injection que l'expérimentation en laboratoire pour optimiser la mesure.

La mesure de la perméabilité n'est pas récente. Cependant, aucun standard ne s'est encore imposé sur la démarche expérimentale permettant sa détermination. Le mémoire s'intéresse d'abord à différentes techniques de mesure de la perméabilité pour finalement se limiter à la méthode unidirectionnelle, la plus simple et la plus directe. L'analyse soignée du montage et des paramètres venant influencer la mesure permet de proposer un guide de mesure de la perméabilité au sens large. Ce guide a pour but de faciliter l'établissement d'une future norme concernant les mesures de perméabilité. Au cours de ces recherches, l'étude de renforts anisotropes est aussi poursuivie, de même que celle de la perméabilité des renforts cisailés. L'analyse proposée a pour but d'accélérer la

détermination expérimentale de la perméabilité et de mieux modéliser l'effet du cisaillement du renfort.

En parallèle, un algorithme est créé afin d'optimiser la simulation numérique de l'injection. Grâce à une méthode de krigeage dual, la projection d'un champ scalaire depuis un maillage grossier vers un maillage fin est réalisée tout en conservant la quantité de résine. Ce résultat constitue une avancée notoire au niveau des techniques de remaillage qui perturbent toujours la conservation du fluide injecté dans la simulation d'un problème de moulage.

Ce mémoire permet, grâce à l'approche complémentaire de l'analyse numérique et expérimentale proposée, de présenter dans leur globalité les questions de précision concernant la simulation du procédé RTM. Outre les résultats spécifiques obtenus pour chaque partie étudiée, la dualité entre les volets numérique et expérimental sera toujours présente en filigrane.

ABSTRACT

Knowledge of the permeability of a fibrous reinforcement is an important issue in the simulation of injection molding on dry fibrous reinforcements (RTM process). Firstly, permeability is the main parameter needed to perform numerical simulations of resin injection. It is even crucial as far as the precision of the results is concerned. Secondly, because of the way it is measured experimentally, it is still difficult today to get a good precision.

Once this statement is made, it appears interesting to analyze the precision of numerical simulations from two different and complementary points of view. On one hand, the measurement procedure of permeability will be optimized, so as to improve the input data for numerical simulations. On the other hand, the results of numerical simulations will be projected on a refined mesh, again to improve accuracy. This master thesis is ambitious because it aims at enhancing accuracy of RTM process simulation not only by refining the underlying mathematical framework, but also by improving the procedure of permeability measurements.

Although the measurement of permeability has been studied for a long time by many investigators, there is no standard yet to perform such experiments. The thesis gives a list of the different techniques used today, but in the end, it focuses on the unidirectional method, easy and straightforward. The experimental scheme and the different parameters are carefully studied in order to prepare guidelines on permeability measurements. The study of severe anisotropic behavior – modification of the permeability by in-plane shearing for example – is really new because of the model presented. The analysis is limited to variations of the degree of anisotropy and the angle of the ellipse of permeability. Two new issues are discussed: the acceleration of the experimental measurement of permeability and a better way to model permeability in-plane sheared preform.

At the same time, an algorithm is created to optimize numerical simulations. The projection of a scalar field from one mesh to another is performed, while automatically conserving the resin volume. This approach is based on dual kriging, which represents here an innovation when applied to re-meshing techniques.

In this master thesis, both theoretical and the experimental aspects are studied concurrently in order to present a global vision on the issue of accuracy in the simulation of the RTM process.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ	v
ABSTRACT	vii
TABLE DES MATIÈRES	ix
LISTE DES TABLEAUX	xii
TABLES DES FIGURES	xiii
LISTE DES ANNEXES	xv
INTRODUCTION	1
Présentation générale des procédés d'injection sur renforts	1
Méthodologie	2
CHAPITRE I RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE	6
1.1 Loi de DARCY	6
1.2 Perméabilité	8
1.3 Mesure de la perméabilité	14
1.3.1 Méthode bidirectionnelle	14
1.3.2 Méthode Unidirectionnelle	19
1.4 Hypothèses et limitations en dimensions 1 et 2	27
1.4.1 Capillarité	27
1.4.2 Déformation du renfort	28
1.4.3 Saturation	29
1.4.4 Dimension du port d'injection	31
1.4.5 Prise des mesures	32
1.4.6 Influence du cisaillement	32
CHAPITRE II ANALYSE DE LA PRÉCISION DES MESURES DE PERMÉABILITÉ	34
2.1 Erreurs de mesure de la perméabilité	34
2.1.1 Présence d'une bulle d'air dans le conduit d'injection	36

2.1.2	Effet de bord	37
2.1.3	Non-uniformité de l'épaisseur du renfort	39
2.1.4	Structure de la préforme.....	40
2.2	Erreurs liées au montage.....	41
2.3	Étude de l'erreur relative des mesures	43
2.4	Erreurs liées au cisaillement planaire local du renfort.....	46
2.4.1	Injection dans un milieu isotrope.....	48
2.4.2	Injection en milieu anisotrope.....	49
2.4.3	Simulation de l'injection dans un cas d'anisotropie complexe.....	51
CHAPITRE III RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DE MESURE DE PERMÉABILITÉ DE RENFORTS FIBREUX.....		54
3.1	Expériences réalisées conjointement avec l'ONÉRA en France	54
3.1.1	Valeurs obtenues par l'École Polytechnique de Montréal	55
3.1.2	Première série de valeurs obtenues par l'ONÉRA.....	55
3.1.3	Deuxième série de valeurs obtenues par l'ONÉRA.....	56
3.2	Expériences réalisées à partir de tissus issus de VUB en Belgique	58
CHAPITRE IV SIMULATION NUMÉRIQUE D'ANISOTROPIE COMPLEXE.....		61
4.1	Introduction.....	61
4.2	Vérification et simulations de référence	62
4.2.1	Simulations de référence	63
4.2.2	Interprétation.....	64
4.3	Simulations numériques d'injection unidirectionnelle	64
4.3.1	Protocole des simulations numériques d'injection unidirectionnelle	64
4.3.2	Résultats.....	66
4.3.3	Interprétation.....	69
4.4	Interpolation des résultats et modélisation.....	69
4.5	Application à l'amélioration de la mesure expérimentale unidirectionnelle	71
4.5.1	Établissement du régime stationnaire	71
4.5.2	Détermination inverse.....	73

4.6	Conclusion	75
CHAPITRE V CONSERVATION DE LA QUANTITÉ DE RÉSINE.....		76
5.1	Introduction.....	76
5.2	Position du problème	78
5.3	L'approximation par krigeage dual.....	79
5.4	Présentation de l'algorithme	81
5.4.1	Hypothèses.....	81
5.4.2	Spécification de données.....	82
5.4.3	Algorithme	83
5.5	Expériences numériques	89
5.5.1	Première expérience : injection dans une géométrie tridimensionnelle simple.....	89
5.5.2	Deuxième expérience : obstacle dans une géométrie tridimensionnelle ..	90
5.5.3	Troisième expérience : fronts multiples dans une géométrie tridimensionnelle simple.....	91
5.5.4	Quatrième expérience : pièce industrielle.....	92
5.6	Conclusion	92
CONCLUSION.....		94
RÉFÉRENCES		97
ANNEXES		101

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 : Mise en évidence du phénomène de capillarité	28
Tableau 1-2 : Mise en évidence du phénomène de déformation du renfort par fortes pressions d'injection	29
Tableau 1-3 : Mise en évidence du phénomène de saturation	30
Tableau 1-4 : Influence de la dimension du port d'injection	31
Tableau 2-1 : Détermination théorique de la longueur minimale d'injection.....	43
Tableau 3-1 : Résultats de l'École Polytechnique	55
Tableau 3-2: Résultats de l'ONÉRA, l'écart entre les laboratoires est indiqué entre parenthèses.....	55
Tableau 3-3 : Résultats pour le matériau PVC.....	59
Tableau 3-4 : Résultats pour le tissu Syncoglas R420.....	59
Tableau 3-5 : Résultats pour le tissu Syncoglas RE144/255	59
Tableau 4-1 : Résultats de simulations numériques planaires	64
Tableau 4-2 : Résultats de simulations numériques unidirectionnelles	67
Tableau 4-3 : Longueur (en cm) d'établissement du régime permanent	72
Tableau 5-1 : Nombre d'itérations des deux méthodes	89

TABLES DES FIGURES

Figure 1-1 : Avancement d'un front selon la loi de DARCY	7
Figure 1-2 : Schéma d'un écoulement plan dans un milieu fibreux anisotrope [8]	10
Figure 1-3 : Effet de la fraction volumique de fibres sur la perméabilité pour différentes architectures de fibres [8].....	11
Figure 1-4 : Perméabilité en fonction de la porosité pour une préforme	12
Figure 1-5 : Constante de Kozeny apparente en fonction de la fraction.....	13
Figure 1-6 : Schéma du montage de mesure bidirectionnelle [4]	15
Figure 1-7 : Méthode de résolution de Hirt pour la méthode bidirectionnelle	17
Figure 1-8 : Schéma pour les mesures unidirectionnelles [4].....	20
Figure 2-1 : Illustration de l'écoulement unidirectionnel	34
Figure 2-2 : courbe expérimentale de perméabilité instantanée	36
Figure 2-3 : Courbe expérimentale de perméabilité instantanée avec bulle d'air.....	37
Figure 2-4 : Courbe expérimentale de perméabilité instantanée	38
Figure 2-5 : Courbe expérimentale de perméabilité instantanée avec effet de bord.....	38
Figure 2-6 : illustration de la présence de canaux préférentiels dans la structure de la préforme	40
Figure 2-7 : Courbe d'injection typique à pression constante	41
Figure 2-8 : Exemple d'une courbe de la perméabilité en fonction du temps.....	42
Figure 2-9 : Détail du maillage du moule rectangulaire	47
Figure 2-10 : Détail du moule à injection centrale	47
Figure 2-11 : Injection dans un milieu isotrope avec le moule rectangulaire	48
Figure 2-12 : Injection centrale dans un milieu isotrope	49
Figure 2-13 : Injection dans un milieu anisotrope avec le moule rectangulaire	50
Figure 2-14 : Injection centrale dans un milieu anisotrope.....	50
Figure 2-15 : Injection dans un milieu anisotrope quelconque avec le moule rectangulaire	51
Figure 2-16 : Injection centrale dans un milieu anisotrope quelconque	52

Figure 3-1 : Graphique des résultats obtenus par l'ONÉRA pour un taux de fibre de 52%, deuxième série	57
Figure 4-1 : anisotropie complexe	62
Figure 4-3 : expérimentalement $\beta = 72^\circ$ obtenu au laboratoire du CRASP	63
Figure 4-4 : maillage du moule unidirectionnel.....	65
Figure 4-5 : schéma de principe.....	65
Figure 4-6 : schéma d'injection unidirectionnelle	66
Figure 4-7 : Courbes des simulations numériques unidirectionnelles pour des degrés d'anisotropie faibles.....	68
Figure 4-8 : Courbes des simulations numériques unidirectionnelles pour des degrés d'anisotropie importants	68
Figure 4-9 : Courbes de modélisation de l'anisotropie complexe	70
Figure 4-10 : Établissement du régime stationnaire	72
Figure 4-11 : Longueur d'établissement du régime stationnaire	73
Figure 5-1 : Définition des différents fronts de résine considérés	83
Figure 5-2 : Calcul du volume d'un tétraèdre	84
Figure 5-3 : Interpolation quadratique	88
Figure 5-4 : géométrie tridimensionnelle simple.....	90
Figure 5-5 : Obstacle dans une géométrie bidimensionnelle, injection sur l'ancien maillage et résultat sur le nouveau maillage	91
Figure 5-6 : Fronts multiples dans une géométrie tridimensionnelle, injection sur l'ancien maillage et résultat sur le nouveau maillage	91
Figure 5-7 : Pièce industrielle complexe	92

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I : GRAPHIQUES ET COURBES DE MESURES	102
ANNEXE II : GUIDE DE MESURE DE LA PERMÉABILITÉ.....	130
ANNEXE III : SIMULATIONS NUMÉRIQUES D'ANISOTROPIE COMPLEXE....	155

INTRODUCTION

Présentation générale des procédés d'injection sur renforts

Avec la popularisation croissante des procédés d'injection sur renforts pour la fabrication des matériaux composites à haute performance (procédé RTM « *Resin Transfer Moulding* »), les notions de rentabilité, de qualité et de reproductibilité sont devenues primordiales. La détermination des conditions de fabrication et la prédiction de la qualité des pièces ne sont pas des choses aisées; c'est pourquoi un aspect de la recherche dans ce domaine porte sur la simulation numérique. Les contraintes sont nombreuses et la modélisation des divers aspects des procédés d'injection sur renforts reste une question complexe qui fait toujours l'objet de recherches à l'heure actuelle. Ce mémoire tente de résoudre certains problèmes importants qui apparaissent dans la simulation des procédés d'injection sur renforts, tant sur le plan théorique qu'expérimental. Ces problèmes sont notamment la conservation de la quantité de résine au cours d'une simulation d'écoulement et la précision de la mesure expérimentale de la perméabilité des renforts fibreux. La perméabilité du renfort, paramètre critique qui gouverne la qualité des simulations numériques du procédé. Cette grandeur ne peut être mesurée de manière tout à fait satisfaisante aujourd'hui en raison de la complexité de l'architecture des renforts fibreux. Il est donc nécessaire de développer des outils mathématiques afin d'augmenter la précision des simulations numériques, ainsi qu'en parallèle une méthode pour accroître la précision de la mesure expérimentale de la perméabilité. L'objectif central de ce travail est d'améliorer la précision des simulations numériques, tant sur le plan de la précision des calculs que sur celui de la qualité des mesures expérimentales nécessaires pour caractériser les matériaux de renfort.

Méthodologie

Afin de simuler les procédés d'injection sur renforts, il est nécessaire, entre autres, de caractériser les renforts fibreux du point de vue de la compressibilité, du taux de fibres, de leur structure, etc., et pour ce qui va nous intéresser plus particulièrement dans ce mémoire, de connaître leur perméabilité (en fait le tenseur de perméabilité).

Le premier chapitre présente la notion de perméabilité et examine dans une revue bibliographique les travaux antérieurs réalisés sur ce thème. Ce chapitre entreprendra aussi la description rapide des moyens d'évaluation de ce paramètre, en mettant l'accent sur la mesure radiale. En effet, cette méthode semble a priori la plus simple et la plus directe pour déterminer la perméabilité, même si, en fin de compte, sa mise en œuvre s'est avérée trop ardue pour les moyens expérimentaux à notre disposition. Mais l'idée principale reste posée : connaître le tenseur de perméabilité dans le plan revient à caractériser l'ellipse créée par l'injection d'un fluide à partir du centre d'une plaque de renfort.

Le deuxième chapitre décrit les mesures expérimentales permettant de déterminer les caractéristiques de cette ellipse. L'analyse de la précision à laquelle on peut prétendre dans la détermination expérimentale de la perméabilité des renforts est fondamentale pour valider la démarche. Les erreurs de mesure sont d'abord analysées pour la méthode de mesure unidirectionnelle usuelle pratiquée au laboratoire du CRASP. En rappelant les principales étapes d'une telle mesure, certains aspects expérimentaux nuisibles à la précision des résultats seront mis en évidence : présence de bulles d'air dans le conduit lors de l'injection, effet de bord, inhomogénéité de l'épaisseur du renfort, structure de la préforme. Les erreurs inhérentes au montage sont ensuite analysées. Cela inclut le matériel dans un premier temps, comme le capteur de pression, la carte d'acquisition, le pot de pression qui doit assurer une pression constante au cours de l'expérience, la presse d'injection à débit constant, etc. Dans un deuxième temps, les erreurs de

l'expérimentateur lui-même sont quantifiées; un même expérimentateur conduit à une reproductibilité donnée, elle diffère d'un expérimentateur à l'autre. De premières études sont présentées pour définir une longueur minimale d'expérimentation conduisant à une reproductibilité acceptable. Enfin, on s'intéresse enfin à la notion de cisaillement du renfort. De manière plus générale, il s'agit d'observer l'une des conséquences du cisaillement du renfort sur la perméabilité. Plusieurs cas d'anisotropie dite complexe sont observés, c'est-à-dire des cas où l'ellipse de perméabilité va subir des changements de forme et d'orientation sous l'effet du cisaillement. Une première étude qualitative est présentée dans ce chapitre afin de bien mettre en relief les difficultés de la mesure de perméabilité sur un tissu cisailé, une étude quantitative plus précise est ensuite développée au chapitre quatre. Une critique de la méthode de mesure sera faite par comparaison avec des résultats expérimentaux obtenus à l'Office National d'Études et de Recherche Aéronautiques (ONÉRA) en France dans le chapitre trois. Ces comparaisons, alliées à une étude complète réalisée sur trois tissus distincts de verre et de PVC, permettront de généraliser la notion de reproductibilité des mesures observées au sein du laboratoire du CRASP.

Le quatrième chapitre approfondit particulièrement la notion d'anisotropie complexe. Il s'agit de quantifier les variations observées lors de la mesure de perméabilité unidirectionnelle lorsque l'on fait varier l'ellipse de perméabilité. En d'autres termes, le front de fluide lors de l'injection n'est plus rigoureusement droit comme on l'observait jusqu'alors, mais il s'incline lorsque les paramètres de l'ellipse de perméabilité changent. Ce chapitre se consacre à l'établissement d'un modèle permettant de relier cette variation de l'angle d'inclinaison aux variations des paramètres de l'ellipse. Plusieurs séries de simulations numériques d'injection unidirectionnelle sont menées, mesurant à chaque fois l'angle d'inclinaison du front, ainsi que la distance d'établissement du régime permanent à partir duquel cet angle ne varie plus. Ces expériences fournissent une base de données de mesures qui permet de réaliser une interpolation des résultats. Cette étude est importante pour l'analyse du cisaillement des renforts fibreux. En effet, comme l'étude

bibliographique le montre, il est très difficile de relier les variations de perméabilité avec les changements induits par le cisaillement car cela dépend d'un grand nombre de paramètres : type de cisaillement, type de fibre, sens du cisaillement, etc. Le cisaillement étant un phénomène très complexe, l'étude se limite aux variations dans l'inclinaison de l'ellipse de perméabilité et au degré d'anisotropie. Les résultats obtenus sont valables quel que soit le type de fibre. Ainsi, même si cette étude n'a pas pour but de modéliser directement le cisaillement dans sa globalité, elle porte néanmoins sur deux paramètres centraux qui interviennent dans ce phénomène.

En parallèle à l'amélioration des mesures expérimentales, certaines limitations des simulations numériques sont améliorées. Le cinquième chapitre traite d'un aspect numérique spécifique. Aujourd'hui, un grand nombre de méthodes numériques sont utilisées afin de résoudre les problèmes aux limites à frontière mobile qui se posent dans la simulation des procédés d'injection. Il est nécessaire de faire une approximation du front de résine et de ses déplacements dans le temps. Il en va de même pour les grandeurs physiques qui régissent l'avancement du front à chaque pas de temps, comme la pression, la viscosité du fluide, etc. L'un des problèmes majeurs lors de la simulation d'injection dans un moule n'est pas vraiment de résoudre les équations régissant l'avancement du front, mais plutôt de s'assurer de la précision de ces calculs même si la forme du domaine change constamment. Afin d'améliorer la précision de l'approximation numérique, il est intéressant de raffiner localement le maillage au voisinage du front de résine et de projeter sur un nouveau maillage plus fin les différents champs scalaires impliqués dans le calcul. Très souvent, une imprécision significative peut résulter de ces opérations. L'erreur numérique est cumulative et ainsi une erreur relativement faible à chaque pas de temps peut mener à des différences significatives à la fin de la simulation. Pour toutes ces raisons, éliminer les erreurs dans la conservation de la quantité de résine représente un défi majeur dans les simulations d'injection.

Dans ce chapitre, une nouvelle approche fondée sur l'interpolation par krigeage dual est proposée pour projeter le front de résine d'un maillage à un autre tout en conservant automatiquement la quantité de résine dans la cavité. L'avantage d'une telle méthode réside dans sa généralité, puisqu'elle est valide à la fois dans les cas bidimensionnels et tridimensionnels. Cela permet de résoudre un problème majeur qui apparaît régulièrement dans les problèmes d'approximation numérique des frontières mobiles, c'est-à-dire la conservation de la quantité de résine. Il s'agit de suivre précisément le déplacement du front de résine en réécrivant à chaque pas de temps t une fonction de saturation $f(X,t)$ définie pour chaque point X de la cavité. Cette fonction de saturation permet d'obtenir une équation implicite du front mobile qui permet ensuite de projeter le front sur le nouveau maillage tout en conservant exactement la quantité de résine dans le moule. Après une description des équations importantes du krigeage dual, le cinquième chapitre présente l'algorithme utilisé pour conserver la quantité de résine à chaque pas de temps. Des expériences numériques sont réalisées afin de valider ces concepts pour des fronts de résine bidimensionnels et tridimensionnels. La conservation de la quantité de fluide est vérifiée pour des fronts multiples ou se rejoignant, dans le cas d'obstacles et de géométries complexes.

CHAPITRE I

RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE

Cette revue a pour but d'examiner les travaux antérieurs réalisés sur la perméabilité des renforts fibreux, ainsi que sur les moyens utilisés pour la déterminer expérimentalement. La mesure radiale sera particulièrement approfondie car c'est à priori le moyen de détermination le plus rapide et le plus direct.

1.1 Loi de DARCY

Dans le procédé RTM, l'injection de la résine à travers un renfort fibreux constitue un écoulement en milieu poreux. La résistance à l'écoulement de la résine à l'intérieur du renfort est caractérisée par la perméabilité de ce milieu. Le phénomène d'écoulement de la résine à travers le renfort fibreux est décrit par la loi de Darcy, qui régit l'écoulement d'un fluide newtonien en milieu poreux avec une équation de la forme :

$$\vec{q} = \frac{-K}{\mu} \cdot \vec{\nabla} P \quad (1)$$

où K est la perméabilité en m^2 , q est le débit volumique par unité de surface, souvent appelé vitesse de Darcy, μ la viscosité du fluide en $Pa.s$ et $\vec{\nabla} P$ le gradient de pression en $Pa.m^{-1}$. En notation tensorielle, la loi de Darcy s'écrit encore :

$$\begin{bmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{bmatrix} = -\frac{1}{\mu} \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{yx} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{zx} & k_{zy} & k_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial p}{\partial x} \\ \frac{\partial p}{\partial y} \\ \frac{\partial p}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (2)$$

où les indices x , y ou z réfèrent aux composantes du tenseur de perméabilité. La direction z est toujours orientée selon l'épaisseur de la surface.

Il est important de rappeler la différence entre la vitesse de Darcy et la vitesse V du front de résine. Si l'on considère l'avancement d'un front de section A et sur une distance $V\Delta t$, le volume de résine qui entre dans la cavité pendant le temps Δt est $qA\Delta t$. Par contre, la quantité de résine contenue dans le volume $VA\Delta t$ est :

$$\begin{aligned}\phi VA\Delta t &= qA\Delta t \\ \Rightarrow V &= \frac{q}{\phi}\end{aligned}\quad (3)$$

où ϕ est la porosité du milieu considéré.

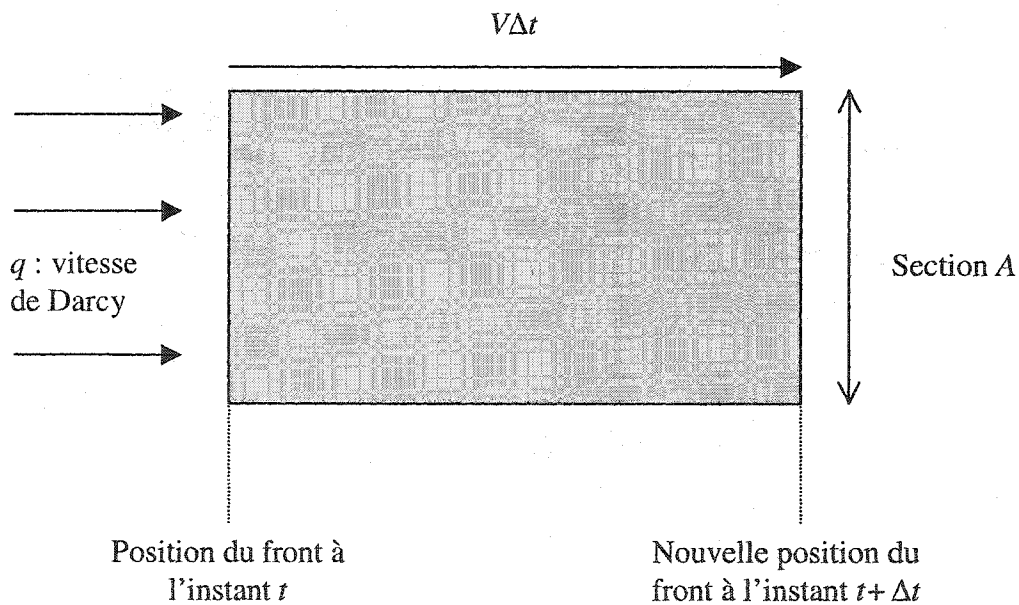


Figure 1-1 : Avancement d'un front selon la loi de DARCY

La perméabilité est un paramètre critique pour prédire l'écoulement de la résine dans un renfort fibreux. Elle est difficile à mesurer d'une manière reproductible à cause des phénomènes de capillarité et de saturation entre autres qui interviennent lors du

remplissage d'un milieu poreux. Il est important d'en faire la mesure avec le maximum de soin possible.

Cependant, puisque dans la majorité des pièces moulées, l'épaisseur est beaucoup plus faible que les autres dimensions des surfaces, il est acceptable dans la plupart des équations de formuler la loi de Darcy pour un écoulement en deux dimensions :

$$\begin{bmatrix} q_x \\ q_y \end{bmatrix} = -\frac{1}{\mu} \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} \\ k_{yx} & k_{yy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial p}{\partial x} \\ \frac{\partial p}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Dans cette équation, les paramètres peuvent être considérés comme des valeurs moyennes à travers l'épaisseur. Finalement, dans certains cas, quand l'injection se fait dans un moule rectangulaire par exemple, une équation en une dimension est suffisante pour modéliser l'écoulement :

$$q = -\frac{k}{\mu} \frac{dp}{dx} \quad (5)$$

1.2 Perméabilité

La perméabilité, que l'on retrouve dans la loi de Darcy, représente physiquement le volume de fluide de viscosité unitaire qui passe à travers une section transversale de 1 m^2 par unité de temps lorsqu'on applique un gradient de pression unitaire. Elle caractérise donc la facilité avec laquelle le fluide peut se déplacer à travers un milieu poreux sous l'effet d'un gradient de pression. Donc, pour un même gradient de pression, le fluide se déplacera plus rapidement à travers un milieu de perméabilité élevée qu'à travers un milieu dont la perméabilité est plus faible.

Chaque renfort fibreux, souvent appelé préforme, est caractérisé par un tenseur de perméabilité unique. L'influence des propriétés de la préforme sur l'expression du tenseur de perméabilité peut être observée grâce à la loi de Darcy en deux dimensions. Avant de poursuivre, il est nécessaire de rappeler l'expression du tenseur de perméabilité dans le cas d'une injection plane :

$$k = \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} \\ k_{yx} & k_{yy} \end{bmatrix} \quad (6)$$

On peut démontrer que ce tenseur de perméabilité est symétrique pour un milieu isotrope, c'est-à-dire que $k_{xy} = k_{yx}$. De plus, on a alors $k_{xx} = k_{yy} = K_1 = K_2$. En deux dimensions, cela se traduit par un front elliptique dans le cas d'un renfort anisotrope, et d'un front circulaire dans le cas d'un renfort isotrope. L'ellipse observée en milieu anisotrope est caractérisée par les perméabilités principales ainsi que par l'angle que fait le grand axe de l'ellipse avec la chaîne du tissu.

Souvent, les perméabilités principales, notées K_1 et K_2 , ne sont pas faciles à déterminer. Par exemple, pour les renforts tissés, les perméabilités principales dans le plan ne suivent pas toujours les directions de la chaîne et de la trame, contrairement à ce qu'on pourrait croire. La figure 1-2 illustre les directions principales de perméabilité et celles des fibres du tissu.

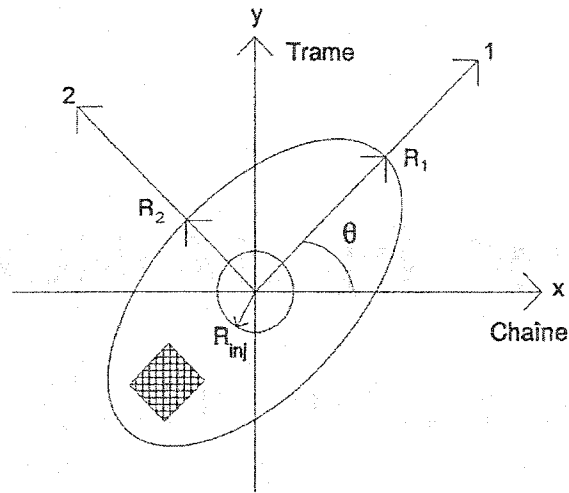


Figure 1-2 : Schéma d'un écoulement plan dans un milieu fibreux anisotrope [8]

Il est possible de relier le tenseur de perméabilité (6) exprimé dans un référentiel x,y orienté selon la chaîne et la trame du tissu avec les perméabilités principales K_1 et K_2 exprimées dans le référentiel $1,2$ au moyen de la relation suivante [9]:

$$\begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} \\ k_{yx} & k_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} K_1 & 0 \\ 0 & K_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (7)$$

où θ est l'angle de rotation d'un référentiel à l'autre et T le symbole de la transposition de matrice.

Dans le cas des préformes textiles, la valeur de la perméabilité est surtout influencée par la fraction volumique des fibres, V_f , ainsi que par leur orientation. Dans un tissu, on appelle chaîne l'ensemble des fils parallèles à la plus grande longueur du tissu; il s'agit donc des fibres orientées dans la direction du rouleau. La trame est la direction perpendiculaire, c'est-à-dire parallèle à la largeur du rouleau. D'une manière générale, la perméabilité dépend du taux de fibres V_f d'un renfort. Il s'agit d'une dépendance de type

exponentiel, tel qu'illustré sur la figure 1-3 pour les deux principaux types de renfort utilisés dans la fabrication des matériaux composites.

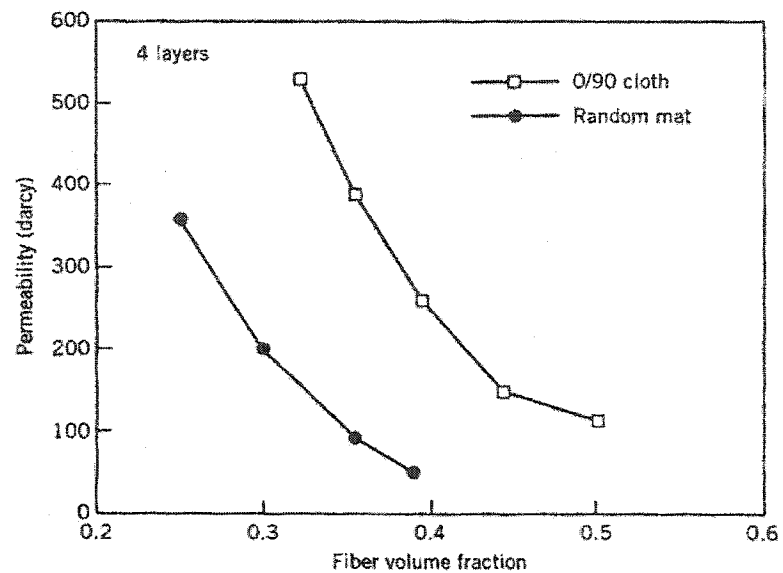


Figure 1-3 : Effet de la fraction volumique de fibres sur la perméabilité pour différentes architectures de fibres [8]

En général, on détermine la perméabilité en fonction de la porosité tel qu'illustré à la figure 1-4.

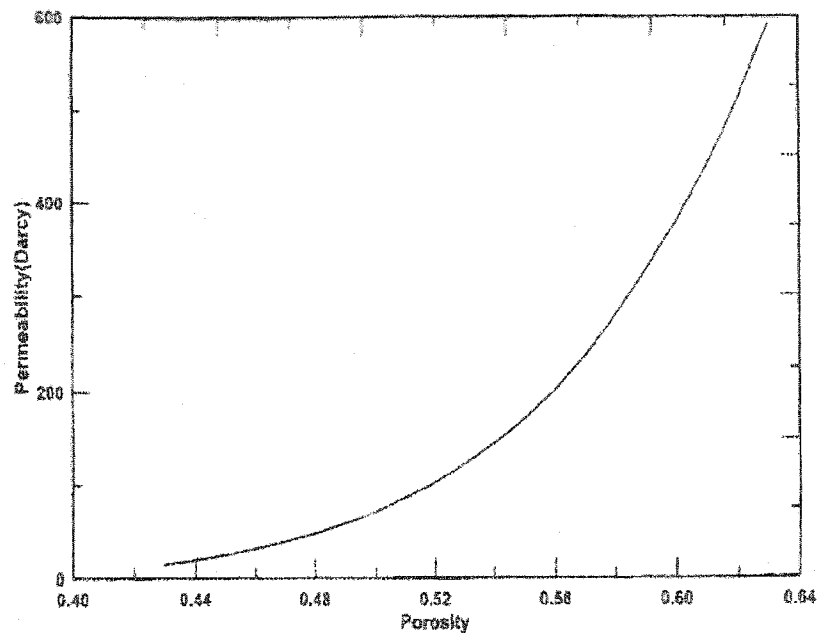


**Figure 1-4 : Perméabilité en fonction de la porosité pour une préforme
fibreuse bidirectionnelle [8]**

La perméabilité est déterminée expérimentalement pour chaque type de renfort en mesurant la perte de charge à travers un échantillon de préforme. La perméabilité dépend de la géométrie de l'ensemble des fibres, de la forme des fibres et des propriétés de ces dernières. Plusieurs chercheurs ont proposé des modèles de perméabilité pour des écoulements newtoniens à travers différents milieux poreux. Un modèle connu est celui de Kozeny-Carman [6] qui considère le milieu poreux comme étant constitué d'un ensemble de cylindres parallèles. Ce modèle établit une relation entre la perméabilité et la porosité du milieu poreux pour un écoulement dans la direction des fibres:

$$k = \frac{r_f^2}{4C} \frac{\Phi^3}{(1-\Phi)^2} \quad (8)$$

où :

k	perméabilité
C	constante de Kozeny

r_f	rayon des fibres
Φ	porosité du milieu poreux

Malheureusement la capacité de prédire avec précision la perméabilité grâce à ce modèle est très limitée. En effet, la structure de la préforme y est idéalisée en supposant que le rayon des fibres est constant et que la distribution des fibres est uniforme à travers la préforme. Dans la réalité, la préforme ne possède pas du tout ces caractéristiques. Il en résulte donc que la constante de Kozeny théorique diffèrera de la valeur obtenue expérimentalement tel qu'illustré à la figure 1-5.

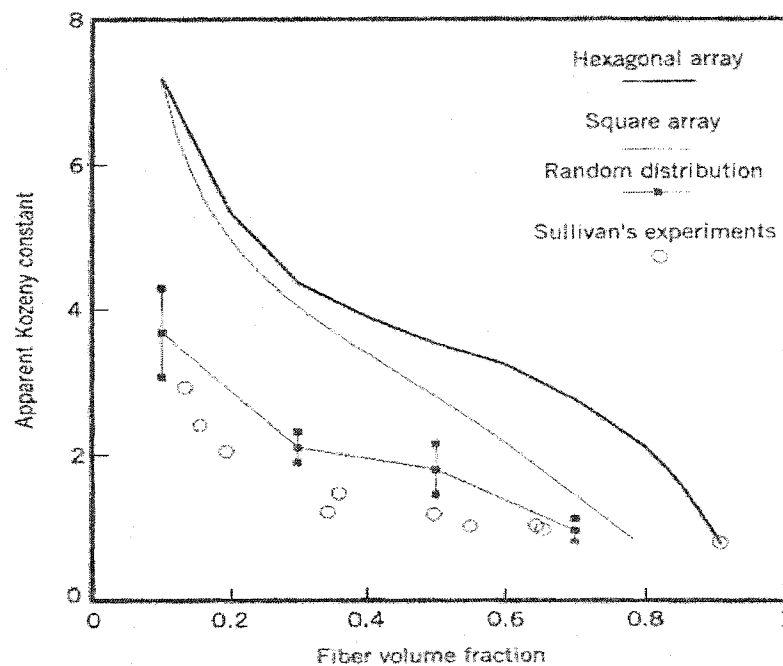


Figure 1-5 : Constante de Kozeny apparente en fonction de la fraction volumique de fibres [8]

Sur la figure 1-5, on remarque que les prédictions théoriques se rapprochent des valeurs expérimentales au fur et à mesure que la fraction volumique de fibres augmente. Ceci est dû au fait que pour une grande fraction volumique, il y a moins de chances que les fibres soient distribuées de manière irrégulière que pour une faible fraction. Une autre façon

d'interpréter cet écart est de considérer que l'effet des irrégularités locales dans la disposition des fibres devient moins important lorsqu'il est « moyenné » sur un volume de fibres plus grand. En conclusion, même si la relation de Kozeny-Carman est plus fiable pour de forts taux de fibres, ce modèle n'est pas suffisamment précis pour prédire la perméabilité des renforts fibreux.

Finalement, étant donné qu'il n'existe toujours pas de modèle assez précis pour prédire la perméabilité, il est nécessaire de déterminer ce paramètre expérimentalement. La section suivante présente brièvement les méthodes les plus répandues pour effectuer des mesures sur les différents types de préformes utilisées.

1.3 Mesure de la perméabilité

Même si diverses méthodes ont été développées à travers les années pour mesurer la perméabilité des renforts, il n'en existe pas une qui soit reconnue comme technique standard de mesure. L'ensemble des approches proposées peut être séparé en deux catégories principales : *injection radiale* avec écoulement bidirectionnel et *injection unidirectionnelle*. En effet, le cas tridimensionnel consistant à mesurer la perméabilité aussi à travers l'épaisseur d'un renfort pose des difficultés particulières importantes qui ne seront pas abordées ici.

1.3.1 Méthode bidirectionnelle

La première méthode de mesure de la perméabilité est dite bidirectionnelle, car elle permet de déterminer les deux perméabilités principales dans le plan du tissu en un seul essai. Un fluide de viscosité connue est injecté au centre d'un moule. Tout au long de l'essai, on mesure la pression à l'entrée et on enregistre la position du front à l'aide d'une caméra [7] (figure 1-6).

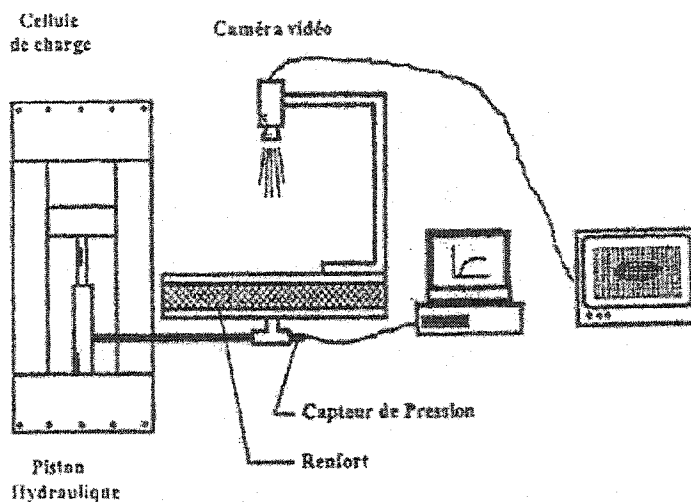


Figure 1-6 : Schéma du montage de mesure bidirectionnelle [4]

Lors de cet essai, on obtient un front elliptique si le tissu est anisotrope comme l'illustre la figure 1-2. Cependant, si le tissu est isotrope, le front sera circulaire puisque le fluide se déplace à la même vitesse dans toutes les directions. K_1 devient égal à $K_2 = K_x = K_y$.

En plus de permettre de déterminer les deux perméabilités principales en un seul essai, cette méthode offre aussi l'avantage d'éliminer les effets de bord puisque l'injection se fait radialement à partir du centre du tissu. Il y a plusieurs façons de calculer les perméabilités. La méthode de Hirt énoncée dans Kendall [6] est présentée dans un premier temps. Elle est caractéristique des méthodes de contrôle itératives utilisées dans tous les cas. La figure 1-7 présente les étapes nécessaires pour déterminer les perméabilités où :

K_1 et K_2	perméabilités principales
R_{f1} et R_{f2}	rayons du front suivant les axes principaux de l'écoulement
α	degré d'anisotropie (K_2/K_1)
ξ_0	extension elliptique du port d'injection

p_0 et p_r	pressions au port d'injection et au front (pression ambiante)
ϕ	porosité du tissu

Analyse de la figure 1-7 :

- Le degré d'anisotropie $\alpha = K_2 / K_1$ est estimé grâce au rapport des longueurs R_2 et R_1 . Ce rapport est déterminé plusieurs fois au cours de la mesure. Une moyenne est utilisée afin d'avoir une valeur représentative utilisable pour la première itération.
- L'idée consiste à considérer l'orifice d'injection comme le début de la formation d'une ellipse plutôt que comme un cercle. Une méthode mathématique permet de transformer les positions du front en extensions elliptiques. L'extension elliptique est un outil mathématique permettant de quantifier la variation de l'excentricité d'une ellipse. C'est bien le cas ici, puisque l'on passe d'un cercle à une excentricité représentative de l'ellipse finale de perméabilité.
- L'orientation de l'ellipse et donc du tenseur de perméabilité est mesurée grâce à l'analyse de l'enregistrement de l'écoulement.

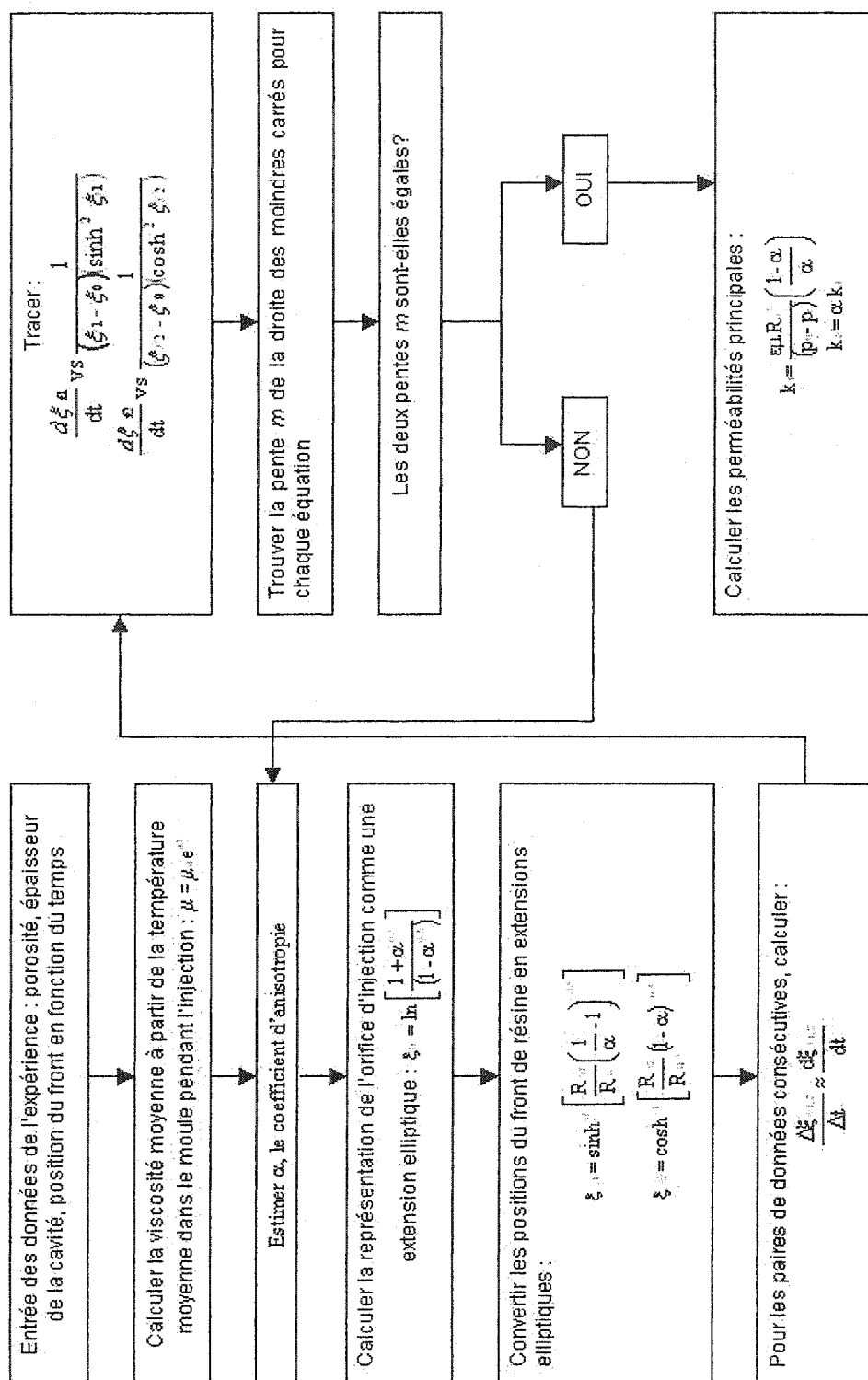


Figure 1-7 : Méthode de résolution de Hirt pour la méthode bidirectionnelle

Cette méthode a l'avantage d'être aisément transcrite en routine informatique une fois les mesures effectuées. Cependant, le grand nombre de paramètres (longueurs et angles) devant être mesurés expérimentalement ajoute à la méthode un facteur d'imprécision qui peut être important si l'on se réfère au chapitre deux du mémoire.

Plus généralement, la perméabilité dans le plan des tissus anisotropes a été décrite en théorie en appliquant une transformation des coordonnées à un système équivalent isotrope, et étudiée expérimentalement par Adams et al. [18,28] ainsi que par Chan et Hwang [27]. Plus tard, Weitzenbock et al. [2] ont repris ces travaux afin de développer une méthode de mesure radiale de la perméabilité.

Cette méthode radiale développée par Weitzenbock et al. [2] est moins mathématique et plus intuitive que la méthode de Hirt. En effet, le point de départ est la perméabilité isotrope obtenue, encore une fois, grâce à l'intégration de la loi de Darcy. En invoquant la continuité de l'équation pour un fluide incompressible, comme l'ont proposé Adams et al. [18,28], on trouve :

$$K = \left\{ r_f^2 [2 \ln(r_f/r_0) - 1] + r_0^2 \right\} \frac{1}{t} \cdot \frac{\mu \phi}{4 \Delta P} \quad (9)$$

où ϕ est la porosité, μ est la viscosité dynamique du fluide, t est le temps depuis le début de l'injection, r_f le rayon du front de résine, r_0 le rayon du port d'injection et ΔP la différence de pression au niveau du front de résine.

Ensuite, toutes les variables sont pondérées par le degré d'anisotropie alpha, rapport entre les deux perméabilités principales, comme l'ont montré Chan et al. [27]. Cette approche est clairement une généralisation des calculs plus aisés du cas isotrope.

$$\begin{aligned}
 \bar{x} &= x \cdot \alpha^{1/4} & K' &= \sqrt{K_1 K_2} \\
 \bar{y} &= y \cdot \left(\frac{1}{\alpha}\right)^{1/4} & \alpha &= \frac{K_2}{K_1}
 \end{aligned}
 \tag{10}$$

On peut alors appliquer à K' les résultats du cas isotrope.

Enfin, les auteurs définissent la variable relative à l'angle avec lequel l'ellipse ainsi observée s'écarte de la position idéale où les directions principales et les directions de référence coïncident. De la même manière que dans la méthode de Hirt présentée plus haut, les valeurs sont optimisées de manière itérative. Les équations sont plus complexes, mais cette méthode reste une généralisation du cas précédent.

1.3.2 Méthode Unidirectionnelle

La méthode de mesure unidirectionnelle tranche par sa simplicité en comparaison avec la méthode planaire. En effet, il s'agit de créer une cavité d'épaisseur constante et connue afin d'y placer un renfort et d'y réaliser une injection ligne. La figure 1-8 illustre le montage utilisé pour cette méthode.

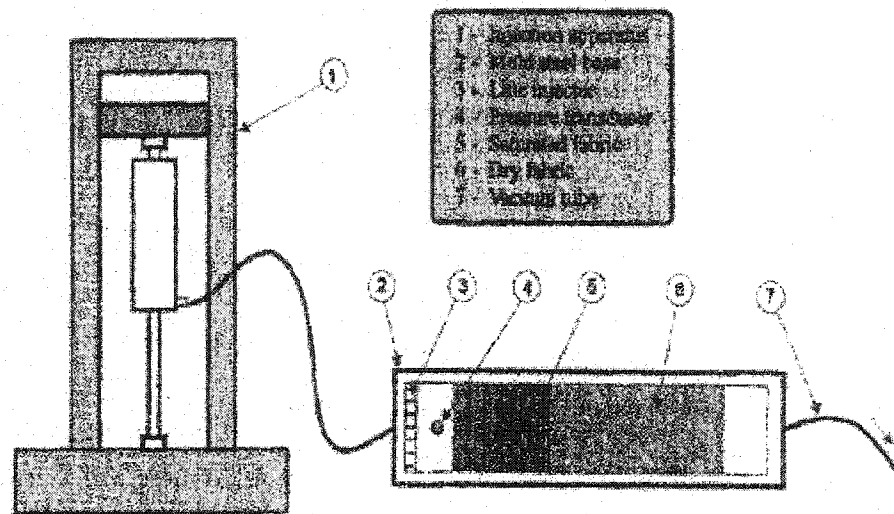


Figure 1-8 : Schéma pour les mesures unidirectionnelles [4]

On retrouve dans ce montage trois éléments :

- Le système d'injection : il peut être constitué d'un pot de pression lors d'une injection à pression contrôlée ou d'un système presse-piston lors d'une injection à débit contrôlé;
- Le moule de mesure : une cavité est créée entre une plaque d'aluminium et une plaque de verre afin d'observer la progression du front;
- Le système d'acquisition : un capteur de pression est placé au niveau du port d'injection et relié à un ordinateur pour mesurer la pression en tout temps et aussi permettre la mesure de la position du front au cours du temps.

Cette méthode présente plusieurs avantages. En effet, les résultats sont fiables, l'équipement est relativement simple et il est possible d'effectuer les mesures avec une injection à pression constante ou à débit constant tout comme dans la fabrication réelle du composite. De plus, non seulement il est possible de déterminer les valeurs des perméabilités principales, mais on peut aussi estimer la précision des mesures. Cependant, contrairement à la méthode bidirectionnelle, seulement une perméabilité est

déterminée lors de chaque essai. Il est donc nécessaire d'effectuer trois expériences pour être en mesure de connaître les directions principales et les perméabilités dans le plan du renfort.

Afin d'évaluer correctement une perméabilité unidirectionnelle, certaines précautions doivent être respectées. La cavité doit notamment posséder une longueur suffisante pour permettre l'établissement d'un écoulement stable unidirectionnel avec un front rectiligne perpendiculaire à la direction de l'écoulement.

Lors d'un essai à pression d'injection constante, on note à différents instants i la position du front x_i , la pression d'injection $P_0(t_i)$ et le temps de l'échantillon t_i . Grâce à ces résultats, il est possible de déterminer la perméabilité macroscopique classique k_{ele} , la perméabilité instantanée k_{sp} en utilisant un seul point et la perméabilité globale k_{int} qui est interpolée à partir de tous les résultats de mesure. Les démarches pour déterminer chacune de ces perméabilités sont présentées dans les sections suivantes.

Dans le cas d'une injection unidirectionnelle, lorsque la conservation de la masse est combinée avec l'équation de la loi de Darcy, on obtient un gradient de pression constant. Donc, en théorie la pression décroît linéairement de $P_0(t)$ à la position x_0 à 0 sur le front de l'écoulement à une distance $x_f(t)$ de x_0 .

On estime alors la perte de pression dans la direction de l'écoulement au moyen de l'équation suivante :

$$\frac{dP}{dx} = \frac{P_0(t)}{x_f(t)} \quad (11)$$

Il est à noter que la pression d'injection varie légèrement dans le temps, même si l'essai est en principe réalisé à pression constante. C'est pourquoi, pour augmenter la précision

des résultats, la pression d'injection est enregistrée pendant l'expérience, puis intégrée dans le temps dans la méthode de dépouillement qui sera exposée plus loin.

1.3.2.1 Perméabilité macroscopique classique kele

Cette perméabilité est calculée à partir de l'expression unidirectionnelle de la loi de Darcy de l'équation (5). La diminution de pression est déterminée à partir de la relation (9) pour chacun des échantillons. Connaissant la viscosité du fluide d'essai, il ne reste plus qu'à calculer la vitesse du front pour être en mesure de trouver la perméabilité. La vitesse du front V peut être calculée de deux façons différentes :

$$V(t_i, t_{i+1}) = \frac{x_{i+1} - x_i}{t_{i+1} - t_i} \quad (12)$$

ou bien

$$V(t_i) = \frac{1}{2} \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{t_{i+1} - t_i} + \frac{x_i - x_{i-1}}{t_i - t_{i-1}} \right) \quad (13)$$

Si on désire avoir plus de stabilité et de précision, on utilisera l'expression (13) de la vitesse en utilisant trois points plutôt que deux comme en (12).

Ensuite, à chaque temps d'échantillonnage, on calculera :

$$k = \frac{\mu \cdot q}{\frac{dP}{dx}} \quad (14)$$

La perméabilité k_{ele} peut alors être déterminée en faisant la moyenne de toutes les perméabilités évaluées par l'équation (14).

1.3.2.2 Perméabilité interpolée kint

La conservation de la masse dans un moule rectangulaire pour un écoulement uniforme incompressible en une dimension s'exprime comme suit :

$$\frac{dV}{dx} = 0 \quad (15)$$

où V est la vitesse du front.

À partir de ce résultat et du fait que $\frac{k}{\mu} \neq 0$, la loi de Darcy permet d'affirmer que:

$$\frac{dP}{dx} = C \quad (16)$$

où C est une constante négative. La pression dans le moule décroît donc linéairement de la pression d'injection $P_0(t)$ à la pression atmosphérique P_a .

Comme précédemment, on a:

$$\frac{dP(t)}{dx} = -\frac{P_0(t)}{x_f(t)} \quad (17)$$

Toujours en utilisant la loi de Darcy, on obtient :

$$V = \frac{dx_f}{dt} = \frac{kP_0(t)}{\mu \cdot x_f(t)} \quad (18)$$

Il est alors possible de déterminer la position du front en résolvant l'équation différentielle précédente:

$$x_f^2 = \frac{2k}{\mu} \int_0^t P_0(t) dt \quad (19)$$

$$I(t) = \int_0^t P_0(t) dt \quad (20)$$

$$x_f = \sqrt{\frac{2kI(t)}{\mu}} \quad (21)$$

On note $a = \sqrt{2k/\mu}$ le coefficient de proportionnalité entre la position du front x_f à un instant t et $\sqrt{I(t)}$. On peut calculer l'intégrale $I(t_i)$ au moyen de la formule approchée du trapèze:

$$I_i = I_{i-1} + \left(\frac{P_{i-1} + P_i}{2} \right) \cdot (t_i - t_{i-1}) \quad (22)$$

Une régression par les moindres carrés sur les valeurs expérimentales permet d'obtenir a de la façon suivante :

$$a = \frac{\sum x_i \sqrt{I_i}}{\sum I_i} \quad (23)$$

La perméabilité dans la direction de l'écoulement s'exprime alors sous la forme :

$$k_{\text{int}} = \frac{a^2 \mu}{2} \quad (24)$$

Cette perméabilité donne une bonne estimation de la valeur de perméabilité calculée à partir de l'ensemble des positions du front mesurées lors des essais. Une simulation par

éléments finis d'une injection identique à celle de l'essai effectuée avec la perméabilité interpolée k_{int} donnerait une bonne corrélation avec les positions du front expérimentales.

1.3.2.3 Perméabilité instantanée k_{sp}

Lorsque la distance d'injection est faible ou que le nombre de positions du front est insuffisant, la perméabilité instantanée est calculée à partir d'une seule paire de données (x_i, I_i) à l'aide de la formule suivante :

$$k_{sp} = \frac{x_i^2 \mu}{2I_i} \quad (25)$$

Cette perméabilité est assez fiable pour des valeurs assez larges de x_i . Cependant, elle ne peut pas être utilisée pour des simulations qui sont loin du x_i utilisé, car elle peut mener à des erreurs assez importantes.

1.3.2.4 Perméabilité effective et perméabilité principale

Plusieurs travaux ont tenté, à partir d'une nouvelle intégration de la loi de Darcy, de déterminer une perméabilité dite effective, pour ensuite élaborer un modèle permettant d'en déduire les perméabilités principales. Le but ici n'est pas de détailler les travaux de Weitzenbock et al. [1], mais plutôt de décrire les grandes lignes de cette approche.

L'intégration de la loi de Darcy se traduit de la manière suivante, selon que l'on se place respectivement dans le cas débit constant ou pression constante :

$$K_{eff} = \frac{\mu Q}{A} \cdot \frac{x_f}{\Delta P} \quad (6) \quad K_{eff} = \frac{\mu \epsilon}{2\Delta P} \cdot \frac{x_f^2}{t} \quad (11)$$

$$K_{eff} = \frac{\mu Q^2}{\varepsilon A^2} \cdot \frac{(t-t_2)}{P_2} \quad (26) \quad K_{eff} = \frac{\mu \varepsilon}{2 \Delta P} \cdot \frac{\left[\frac{P_0 x_1}{P_0 - P_1} \right]^2}{t} \quad (27)$$

où Q est le débit, μ la viscosité du fluide, x_f est la position du front, ΔP le gradient de pression entre le port d'injection et le front, A est la section transversale du moule, ε est la porosité du renfort considéré et t est la mesure du temps de la position du front au moment de la mesure. Les indices 1 et 2 correspondent à des positions fixes dans le moule et l'indice 0 au port d'injection. Les équations (26) et (27) ont été spécifiquement démontrées par Weitzenbock et al. [1] en partant des équations (6) et (11) de la littérature. L'intérêt de cette transformation réside dans le fait qu'une seule donnée expérimentale est déterminante : le temps t de la mesure du front. Les grandeurs physiques aux positions 1 et 2 sont déterminées par des capteurs. Cette transformation est aussi nécessaire pour la poursuite de la détermination de la perméabilité principale.

La suite de la démonstration est très mathématique et résulte de la manipulation du tenseur de perméabilité dans les différentes bases considérées. On se limite à l'étude du cas bidimensionnel. Le tenseur des composantes de la Loi de Darcy permet d'obtenir deux nouvelles équations, en invoquant le fait que la vitesse est nulle dans la direction transverse au front. Il en résulte une équation de la perméabilité effective en fonction des perméabilités dans les deux dimensions du tissu (chaîne et trame). Un changement de base judicieux permet de relier la perméabilité effective aux perméabilités principales. Les travaux de Weitzenbock et al. [1] décrivent une technique qui permet d'obtenir, à partir de 3 mesures de perméabilité effective, les deux perméabilités principales et l'angle entre les directions principales et les directions du moule.

$$K_1 = K_I \cdot \frac{(A-D)}{\left(A - \frac{D}{\cos 2\varphi} \right)}, \quad K_2 = K_{III} \cdot \frac{(A+D)}{\left(A + \frac{D}{\cos 2\varphi} \right)}, \quad \varphi = \frac{1}{2} \cdot \tan^{-1} \left\{ \frac{A}{D} - \frac{A^2 - D^2}{K_{II} D} \right\} \quad (28)$$

où K_I, K_{II}, K_{III} sont les mesures de perméabilité effective respectivement selon la chaîne, selon un angle de 45° et selon la trame, $A = \frac{(K_I + K_{III})}{2}$, $D = \frac{(K_I - K_{III})}{2}$. L'angle φ est ainsi d'abord évalué, puis les perméabilités principales sont déduites. Si l'angle φ est nul, cela simplifie grandement les équations puisque K_I devient K_1 et K_{III} devient K_2 .

Weitzenbock et al. [1] ont ensuite testé leur méthode en tentant de retrouver les valeurs expérimentales obtenues par d'autres chercheurs. Les études complètes sur les tissus cisailés sont très peu nombreuses, cependant, la méthode s'est avérée bien correspondre aux mesures expérimentales dans les quelques cas choisis. Une réelle étude statistique n'a pas pu être produite en raison du faible nombre de séries de mesures disponibles.

1.4 Hypothèses et limitations en dimensions 1 et 2

Au cours des mesures, les chercheurs se sont rendus compte que les valeurs de la perméabilité pouvaient varier beaucoup pour un même tissu. Les résultats peuvent différer d'une manière significative quand la pression d'injection est trop grande ou trop faible. En effet, les pressions rencontrées dans les procédés RTM peuvent se situer entre 100 et 1000 kPa. La forme et la taille du port d'injection peuvent aussi être des paramètres limitatifs. Enfin, les méthodes utilisées pour prendre les mesures peuvent interférer avec l'expérience puisque l'instrument de mesure en lui-même peut perturber l'écoulement.

1.4.1 Capillarité

Lorsque l'injection est réalisée à des pressions trop faibles, l'avancement du front de résine n'est plus alors seulement régi par le gradient de pression, mais par la capillarité le long des fibres. Ce phénomène a été étudié par Amico et Lekakou [3]. On définit alors la

notion de pression capillaire, celle-ci pouvant être déterminée grâce à des modèles existants. Même si le phénomène en lui-même ne peut être défini de manière simple, les études ont montré que les mesures effectuées à faible pression, quand la capillarité joue un rôle important, donnent des résultats comparables à celles où la perméabilité est considérée comme constante si l'on prend en compte la pression capillaire. En pratique, les mesures sont réalisées à des pressions suffisantes afin de ne pas se trouver dans la zone où la capillarité a un effet significatif. La pression est dite suffisante quand la vitesse du front est de l'ordre de la dizaine de centimètres par minute.

Le tableau 1-1 présente les valeurs présentées par Amico et Lekakou [3] afin de montrer le phénomène de capillarité sur un tissu de fibres de verre (plain-weave glass fabric Y0212). Il est présenté aussi une perméabilité corrigée issue de leurs travaux.

Tableau 1-1 : Mise en évidence du phénomène de capillarité

Expérience	Porosité	Imprégnation après 255s (mm)	Pression	Perméabilité (m ²)	Perméabilité corrigée (m ²)
01	0.56	61	30 kPa	$4,9 \times 10^{-10}$	$3,7 \times 10^{-10}$
02	0.56	30	20 kPa	$7,0 \times 10^{-10}$	$3,6 \times 10^{-10}$
03	0.56	16	15 kPa	$1,2 \times 10^{-8}$	$3,8 \times 10^{-10}$

1.4.2 Déformation du renfort

Les travaux d'Amico et Lekakou [3] ont montré des résultats très différents pour les mesures de perméabilité lorsque la pression d'injection est trop importante. En effet, une pression trop forte provoque une compaction locale supplémentaire des renforts; la fraction volumique de fibres change localement. Il en résulte que les mesures de perméabilité diffèrent, parfois de manière très importante. Là encore, en pratique, on prendra soin de se placer hors de cette plage de pression pour réaliser les mesures,

toujours en observant la vitesse de déplacement du front. Le tableau 1-2 est issu des travaux d'Amico et Lekakou [3], avec cependant un fluide d'injection plus visqueux que le tableau 1-1. Le tissu utilisé est un tissu de fibres de verre (plain-weave glass fabric Y0212).

Tableau 1-2 : Mise en évidence du phénomène de déformation du renfort par fortes pressions d'injection

Expérience	Porosité	Imprégnation après 255s (mm)	Pression	Perméabilité (m ²)	Perméabilité corrigée (m ²)
08	0.56	11	90 kPa	$4,0 \times 10^{-10}$	$3,6 \times 10^{-10}$
09	0.56	7,5	70 kPa	$4,4 \times 10^{-10}$	$3,6 \times 10^{-10}$
10	0.56	4	40 kPa	$5,1 \times 10^{-10}$	$3,5 \times 10^{-10}$

1.4.3 Saturation

Les injections en milieux saturés et insaturés ont été étudiées par Bréard et al. [9] à la fois d'un point de vue expérimental et d'un point de vue théorique. Il est en effet important de distinguer ces deux phénomènes afin de mieux comprendre les interactions entre les trois phases qui coexistent dans un renforcement de fibres : la phase solide, la phase fluide et l'air. Les effets dynamiques qui interviennent durant l'injection de résine dans un renfort reflètent la structure duale des pores. Le rapport entre les perméabilités en milieu saturé et en milieu insaturé est lié au degré de saturation et à la porosité du milieu. Il est ainsi possible d'introduire le degré de saturation dans les équations qui gouvernent le flux de résine afin d'augmenter la précision des prévisions numériques. En fait, pour pouvoir obtenir une bonne compréhension du phénomène physique apparaissant durant l'imprégnation de la résine, le milieu poreux doit être considéré comme déformable.

Un lien a été établi entre la perméabilité et la structure morphologique des fibres et leur double échelle duale. La notion de saturation permet de décrire avec plus de détails l'imprégnation progressive des fibres par la résine. La perméabilité joue encore un rôle central, mais si l'on tient compte de la saturation, celle-ci varie entre deux valeurs extrêmes : la perméabilité saturée et la perméabilité insaturée. En d'autres termes, excepté pour des vitesses d'injection très lentes où les effets de capillarité interviennent, la résistance des fibres sèches sur la résine est différente de celle des fibres mouillées ou saturées. Généralement, dans les simulations numériques, un seul paramètre est utilisé, soit la perméabilité saturée, soit la perméabilité insaturée. La différence entre ces deux valeurs peut modifier de manière significative l'analyse de l'injection de la résine.

Le tableau 1-3 est issu des travaux d'Amico et Lekakou [3]. Il présente les valeurs de perméabilité mesurées pour des tissus secs ou pré-imprégnés de fluide. Le tissu utilisé est un tissu de fibres de verre (plain-weave glass fabric Y0212). On peut y voir les valeurs très différentes entre les valeurs de perméabilité saturée ou insaturée.

Tableau 1-3 : Mise en évidence du phénomène de saturation

Expérience	Porosité	Imprégnation après 255s (mm)	Pression	Perméabilité (m ²)	Perméabilité corrigée (m ²)
04 (sec)	0.47	9,5	30 kPa	$0,63 \times 10^{-10}$	$4,7 \times 10^{-11}$
06 (humide)	0.47	21	30 kPa	$1,5 \times 10^{-10}$	
01 (sec)	0.56	61	30 kPa	$4,9 \times 10^{-10}$	$3,7 \times 10^{-10}$
07 (humide)	0.56	45	35 kPa	$5,6 \times 10^{-10}$	

1.4.4 Dimension du port d'injection

La forme et la taille du port d'injection ne sont pas sans influence sur les mesures de perméabilité. En particulier, le port d'injection a une influence sur l'établissement du régime stationnaire nécessaire à l'expérimentation. Dans le cas d'une injection bidimensionnelle, si le front résultant est elliptique et que le trou d'injection est circulaire, une transition s'effectue d'abord entre les deux états, qui influence la circulation de la résine. Il en est de même pour l'injection unidimensionnelle. Ce paramètre doit être pris en compte car il implique que les premières mesures au voisinage du point d'injection ne pourront être précises. Les travaux de Weitzenbock et al. [2,4] ont montré que si l'on tient compte de la forme finale du front pour fixer la forme du trou d'injection, les résultats sont meilleurs, spécialement en début d'expérience.

Le tableau 1-4 présente des résultats obtenus par Gauvin et al. [15] pour un tissu de 10 couches NCS82675 de J. B. Martin correspondant à un taux de fibre de 0.52 dans une cavité de 2.36 mm.

Tableau 1-4 : Influence de la dimension du port d'injection

Mesure	Orientation	Diamètre du port d'injection (mm)	Perméabilité (m ²)
01	Chaîne	13	$3,45 \times 10^{-11}$
02	Chaîne	25	$2,86 \times 10^{-11}$
03	Chaîne	50	$2,67 \times 10^{-11}$
04	Trame	13	$2,96 \times 10^{-11}$
05	Trame	25	$2,27 \times 10^{-11}$
06	Trame	50	$1,97 \times 10^{-11}$

Un faible diamètre pour le port d'injection peut clairement provoquer une surestimation de la perméabilité comme le montre le tableau 1-4. La légère sous-estimation que l'on observe pour des diamètres plus grands s'explique par l'imprécision de la localisation du capteur de pression ou par la déformation des fibres au voisinage du port d'injection.

1.4.5 Prise des mesures

Lorsque le relevé de la position du front est effectué par l'expérimentateur lui-même, des erreurs sont introduites, même si l'expérimentateur est consciencieux et expérimenté. Une façon d'éviter ce problème est d'utiliser des capteurs comme les thermistors par exemple pour enregistrer la position du front dans le temps. Mais leur utilisation doit être très contrôlée, puisque les travaux de Weitzenbock et al. [4] ont montré que les fils d'alimentation de ces thermistors pouvaient perturber le front de résine et donc fausser les résultats. Ainsi, tous les moyens de mesure doivent être spécifiquement étudiés afin de ne pas altérer les résultats. Une autre possibilité consiste à filmer la progression du front de résine et à évaluer ensuite avec soin la vitesse d'écoulement.

1.4.6 Influence du cisaillement

Il semble aujourd'hui primordial d'effectuer des mesures sur des tissus cisailés, afin de caractériser complètement la perméabilité des renforts tissés après la déformation qui suit leur mise en place dans le moule. À cette fin, on procède aux mêmes mesures, mais sur un tissu préalablement cisailé grâce à un outil spécifique développé par Laberge-Lebel et al. [13].

Pour des tissus isotropes avec des propriétés identiques dans les deux directions principales, le cisaillement des fibres entraîne un comportement anisotrope. Ce cisaillement peut être imposé au tissu lui-même avant son utilisation ou bien il résulte de

l'application du tissu dans le moule et donc de sa déformation afin d'épouser les formes du moule.

L'effet de déformation due à un cisaillement imposé a été étudié par plusieurs chercheurs [18-26]. Une partie des recherches sur la perméabilité des tissus anisotropes se restreint à la description des valeurs des perméabilités principales [18, 23]. Des résultats expérimentaux sur l'orientation des axes principaux sont présentés par exemple par Parnas et Salem [19], Hammani et al. [20] et Slade et al. [24]. Pour les tissus cisailés, Smith et al. [22] décrivent l'angle qui caractérise l'orientation des axes principaux de perméabilité selon les bissectrices de l'angle des fibres, en faisant l'hypothèse de propriétés identiques des fibres dans les deux directions. Hammani et al. [20] ont observé une relation linéaire entre l'angle de cisaillement de l'échantillon et l'angle des directions des perméabilités principales. Slade et al. [24], et aussi Heardman et al. [25], ont observé des relations non linéaires entre les deux angles. Alors que Heardman et al. [25] décrivent l'orientation des axes des perméabilités principales comme une fonction de la perméabilité de l'échantillon déformé, Lai et Young [23,26] suggèrent une approche fondée sur le rapport des valeurs des perméabilités principales d'un tissu non déformé et un paramètre inconnu, qu'il est nécessaire de déterminer en confrontant le modèle aux valeurs expérimentales. Les deux approches reposent sur des mesures de perméabilité des tissus déformés.

L'influence du cisaillement sur la perméabilité est un thème de recherche actif à l'heure actuelle. Il est pourtant difficile de dégager des conclusions générales quant à l'influence quantitative du cisaillement. Il est clair que celui-ci entraîne une déformation et un changement d'orientation de l'ellipse de perméabilité, mais ces changements sont complexes puisqu'ils dépendent aussi des caractéristiques du tissu lui-même.

CHAPITRE II

ANALYSE DE LA PRÉCISION DES MESURES DE PERMÉABILITÉ

2.1 Erreurs de mesure de la perméabilité

La mesure unidirectionnelle telle que pratiquée au laboratoire du CRASP fait l'objet d'une méthodologie précise pour la préparation du renfort et sa mise en place en vue de l'injection. Cette méthode, qui tente d'être la plus simple possible, consiste à mesurer la perméabilité du renfort dans une seule direction à la fois à partir d'une expérience d'injection unidirectionnelle (encore appelée injection ligne) d'huile silicone dans un moule rectangulaire.

La figure 2-1 illustre l'écoulement unidirectionnel :

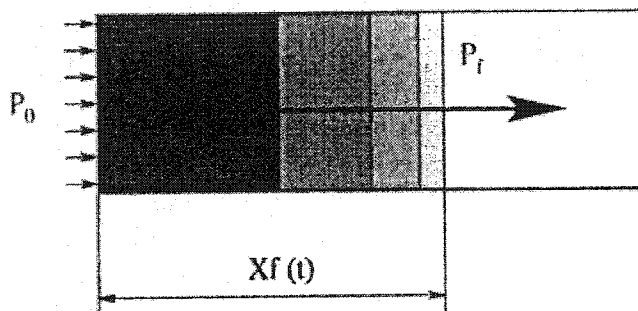


Figure 2-1 : Illustration de l'écoulement unidirectionnel

où P_0 est la pression en entrée, P_f la pression en tête de front et $X_f(t)$ l'avancement du front.

Le montage est composé d'un moule rectangulaire muni d'un couvercle en verre qui permet d'observer la position du front d'écoulement lors de l'injection. Les parois, le fond ainsi que toute la structure sont faits de matériaux plus résistants (aluminium et acier). Lors de l'exécution d'une expérience, le système d'acquisition sert à relever les

acier). Lors de l'exécution d'une expérience, le système d'acquisition sert à relever les pressions en fonction du temps et à enregistrer les temps de passage du front sur une série de lignes parallèles tracées sur la paroi transparente du moule. Précisons que les pressions enregistrées par le système proviennent des tensions fournies par un capteur de pression situé au-dessus du port d'injection.

Après avoir découpé les échantillons nécessaires, ceux-ci sont installés sur la base en aluminium à l'intérieur du moule. Il existe trois cadres d'épaisseur 2.24, 2.44 et 4.78mm. Un jeu de cales est disponible pour atteindre l'épaisseur de cavité souhaitée. Après avoir posé le renfort à tester, on utilise un joint d'étanchéité qu'on installe autour de l'échantillon. Afin d'éviter les écoulements préférentiels sur les bords de la préforme et d'assurer un avancement du front le plus uniforme possible, il est essentiel de disposer un joint longitudinal sur les côtés de l'échantillon. L'expérimentateur peut commencer à mettre le mastic sur n'importe quel bord du joint et ensuite exécuter le second. L'installation du matériel préformé étant complétée, il est maintenant possible de passer à la fermeture du moule.

En premier lieu, il faut tracer les lignes qui permettront à l'expérimentateur de recueillir sur l'ordinateur les données nécessaires au calcul de la perméabilité. D'habitude des lignes sont tracées sur la face du couvercle qui sera en contact avec la résine. De cette façon, lors de l'injection du fluide, il sera facile d'observer clairement le moment où le front de l'écoulement passe en dessous de la ligne sans que des erreurs de parallaxe ne viennent troubler la mesure. Suite à cela, il est maintenant possible de fermer le moule avec le couvercle vitré. On installe le cadre en acier sur ce dernier et on débute le vissage des vis de serrage. Ainsi, après avoir fermé le moule, il reste maintenant à connecter le conduit d'air à l'appareil d'injection afin d'établir la pression voulue. Celle-ci peut être ajustée grâce au régulateur dont est muni cet appareil, sans que toutefois la précision soit suffisante pour utiliser cette valeur dans l'interpolation des résultats. Le régulateur donne en effet un ordre de grandeur de la pression d'injection; celle-ci sera ensuite mesurée

précisément avec le capteur de pression. Les détails du protocole expérimental sont présentés en annexe II.

Même si la méthode de mesure est bien établie, certaines anomalies peuvent survenir lors de l'essai d'injection, malgré tout le soin et l'attention possibles. Trois cas sont présentés ici parmi les plus communs : présence d'une bulle d'air dans le conduit d'injection, effet de bord et inhomogénéité de l'épaisseur du renfort.

2.1.1 Présence d'une bulle d'air dans le conduit d'injection

Lors d'une expérience réalisée avec le renfort en fibres de verre Syncoglas RE 144/255 caractérisé en annexe I, une bulle d'air de taille importante a été observée dans le tuyau d'injection, puis dans le renfort lui-même. Les courbes d'interprétation sont alors faussées comme on peut le constater sur la figure 2-3 comparativement à la référence de la figure 2-2.

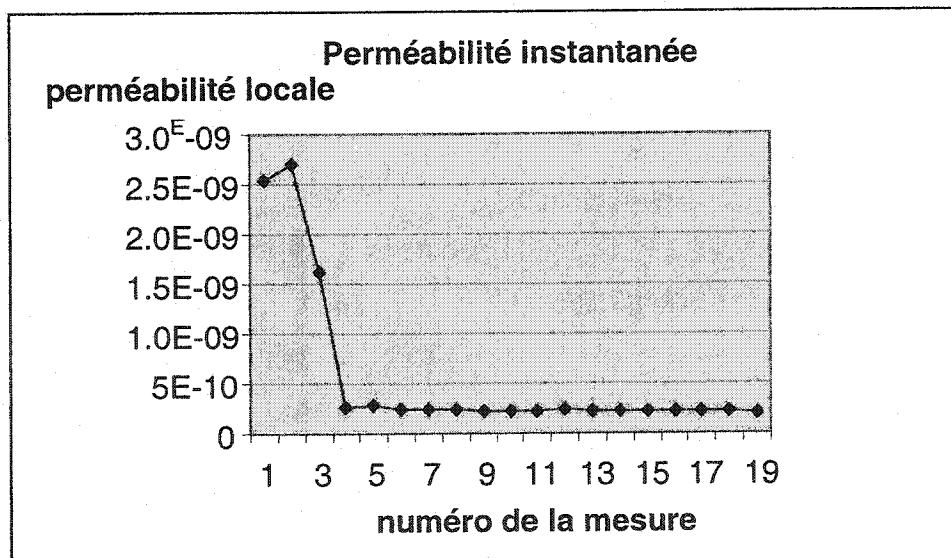


Figure 2-2 : courbe expérimentale de perméabilité instantanée

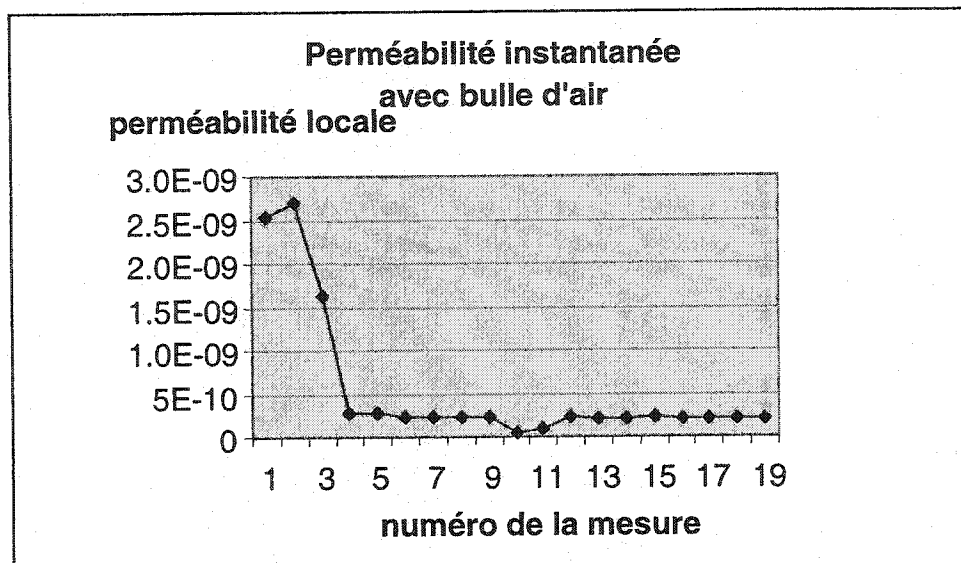


Figure 2-3 : Courbe expérimentale de perméabilité instantanée avec bulle d'air

L'analyse des figures 2-2 et 2-3 montre qu'entre la neuvième et la dixième prise de mesure, un incident est venu perturber l'expérience. Pendant celle-ci, on a observé le passage, à partir du tuyau d'injection, d'une bulle d'air, qui s'écoule à travers l'ensemble du renfort entre les mesures 10 et 12. La perméabilité observée est alors plus faible que dans le cas normal, le renfort semble être localement plus perméable au cours du passage de la bulle d'air. Pour le cas présenté ici, la différence a été de 18% sur le résultat final de la mesure. Cela dépend, bien entendu, de la taille de la bulle d'air et des conditions de son apparition. En conséquence, il est important de bien remplir le conduit d'injection avec le fluide et d'aligner avec le moule le niveau à la sortie du conduit. Les courbes présentées dans les figures 2-2 et 2-3 peuvent permettre de détecter a posteriori une erreur de mesure (si la bulle d'air n'a pas été observée durant l'injection). L'effet d'une bulle d'air sur une injection laisse une empreinte sur le résultat des mesures.

2.1.2 Effet de bord

De la même manière, il peut arriver par erreur de manipulation que le fluide injecté circule entre le renfort et le joint d'étanchéité. Le phénomène est alors observable sur les

courbes d'interprétation. Le renfort utilisé ici est le mat de verre Syncoglas RE 144/255 caractérisé à l'annexe I.

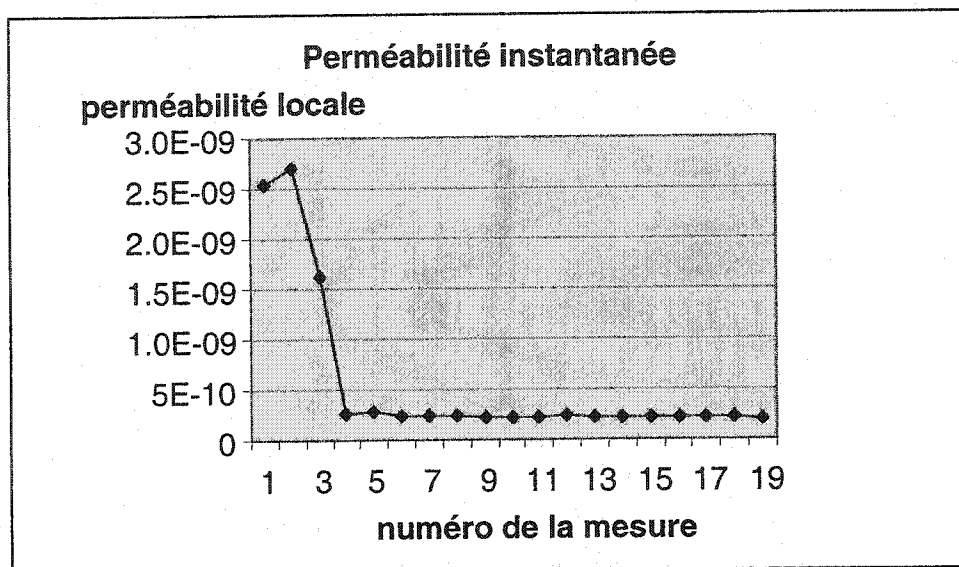


Figure 2-4 : Courbe expérimentale de perméabilité instantanée

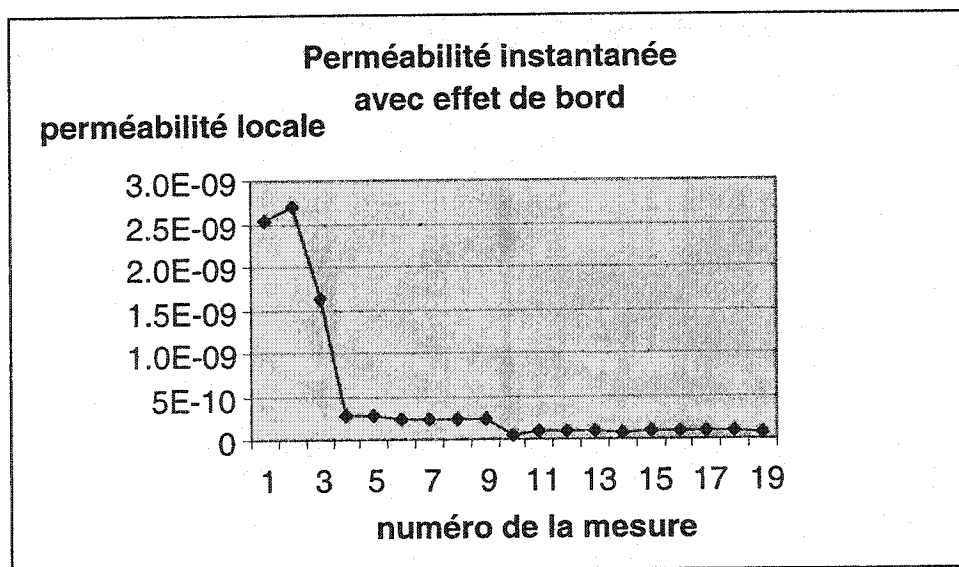


Figure 2-5 : Courbe expérimentale de perméabilité instantanée avec effet de bord

Dans l'exemple de la figure 2-5, un effet de bord significatif s'est produit à partir de la dixième mesure de la position du front. La valeur de la perméabilité est passée de 2.5^E-10 N.m^2 à 0.6^E-10 N.m^2 soit une baisse de 20%. Cette fois encore, l'effet sur les résultats de la perméabilité peuvent être majeurs suivant l'importance de cet effet de bord. D'une simple imprécision sur le résultat, on peut aboutir à une mesure complètement faussée. Dans tous les cas d'effet de bord, le fluide circule plus difficilement à travers le renfort, car tout le fluide passe par le bord, donc la perméabilité déterminée est plus faible que la perméabilité réelle. Ces courbes permettent encore de dresser une empreinte de l'effet de bord. Ce phénomène est très difficile à éviter et nécessite une certaine habileté et une expérience suffisante dans la manipulation du joint.

2.1.3 Non-uniformité de l'épaisseur du renfort

Lors de mesures de perméabilité avec de forts taux de fibres (au-delà de 50% en volume), la pression appliquée pour permettre au fluide de pénétrer dans la préforme doit être suffisamment élevée. Si elle est trop élevée, il arrive que non seulement cela change localement le taux de fibre comme on l'a vu précédemment, mais aussi qu'une inhomogénéité dans l'épaisseur du renfort génère un canal préférentiel de circulation de fluide. Le fluide n'imprègne pas le renfort de manière uniforme, mais un canal au centre vient alimenter l'ensemble de l'échantillon. La mesure est alors bien entendue faussée, puisque l'injection n'est plus rigoureusement unidirectionnelle. Le front n'est plus rectiligne, mais s'incurve suivant ce canal préférentiel. La prise de mesure devient donc plus délicate. La précision finale et la reproductibilité d'un tel résultat sont d'autant plus aléatoires que le front se déforme. Une préparation incorrecte de la préforme ou la déformation du couvercle due à l'application d'une pression de fermeture de moule trop forte sont souvent responsables de ce genre de problème. La forme du front d'injection lors de la prise de position est une information importante au cours de la mesure afin de prévoir le phénomène.

2.1.4 Structure de la préforme

La structure de la préforme est une information importante. En effet, la structure d'un renfort fibreux comporte des canaux préférentiels, que l'injection devra prendre en compte. Si la pression d'injection est trop forte, le fluide va s'écouler dans les canaux et imprégner les fibres dans le sens transverse. Si la pression d'injection est trop faible, le fluide va progresser par capillarité. L'observation de la préforme au cours de l'injection est déterminante. La figure 2-6 illustre la présence de canaux préférentiels entre les fibres.

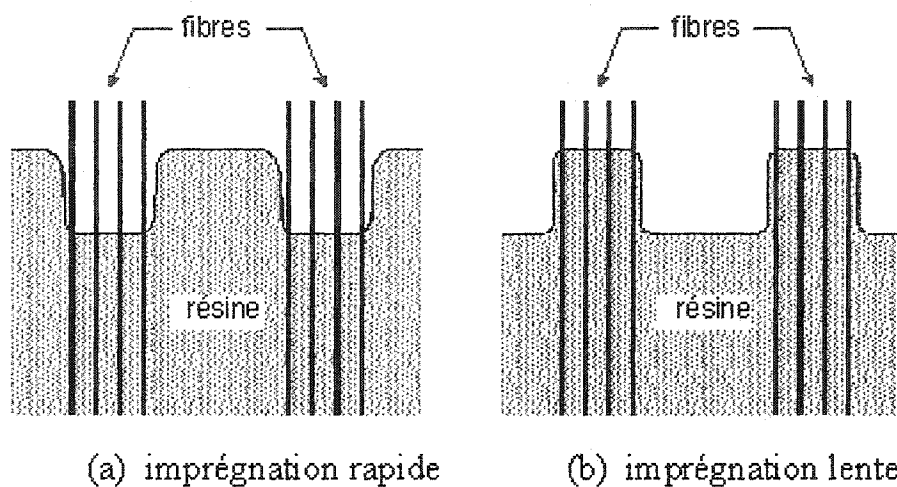


Figure 2-6 : illustration de la présence de canaux préférentiels dans la structure de la préforme

L'injection doit être observée attentivement pour vérifier que la pression choisie expérimentalement ne se trouve pas dans ces deux cas extrêmes, sinon la pression devra être adaptée en conséquence.

2.2 Erreurs liées au montage

Dans ce paragraphe, la précision du matériel, ainsi que les exigences minimales sur la longueur du renfort sont discutées. Le capteur de pression relié à la carte d'acquisition nous permet de mesurer des tensions au centième de volt près. C'est largement inférieur à 1 % des tensions communément utilisées, ce facteur d'imprécision est donc écarté. De même, le pot de pression utilisé nous permet aussi, dans les cas normaux d'utilisation, de conserver une pression constante à moins de 1 % près telle que le montre la courbe d'injection 2-9.

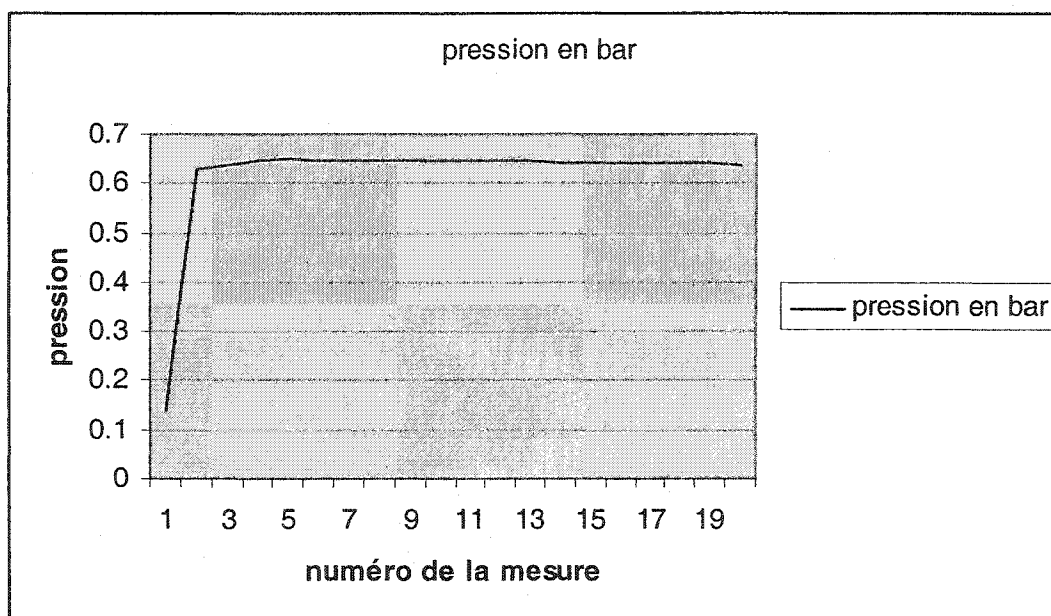


Figure 2-7 : Courbe d'injection typique à pression constante

Un aspect important demeure : à partir de quelle longueur de renfort injecté peut-on considérer que la mesure aura une précision suffisante ? Pour ce faire, on a utilisé les résultats d'une étude menée sur trois types de renforts : *Syncoglas RE 144/255*, *Syncoglas R 420* et *Hélioscreen PVC*. Les mesures sont présentées en annexe I. Dans chaque cas, la courbe de la perméabilité en fonction du temps est déterminée par les moindres carrés. Ensuite, il est possible de déduire le nombre de mesures minimal, donc la longueur

minimale, pour laquelle la perméabilité ne varie pas de plus de 5%. Cette valeur a été choisie en fonction des résultats antérieurs obtenus au CRASP. La figure 2-8 illustre cette étape.

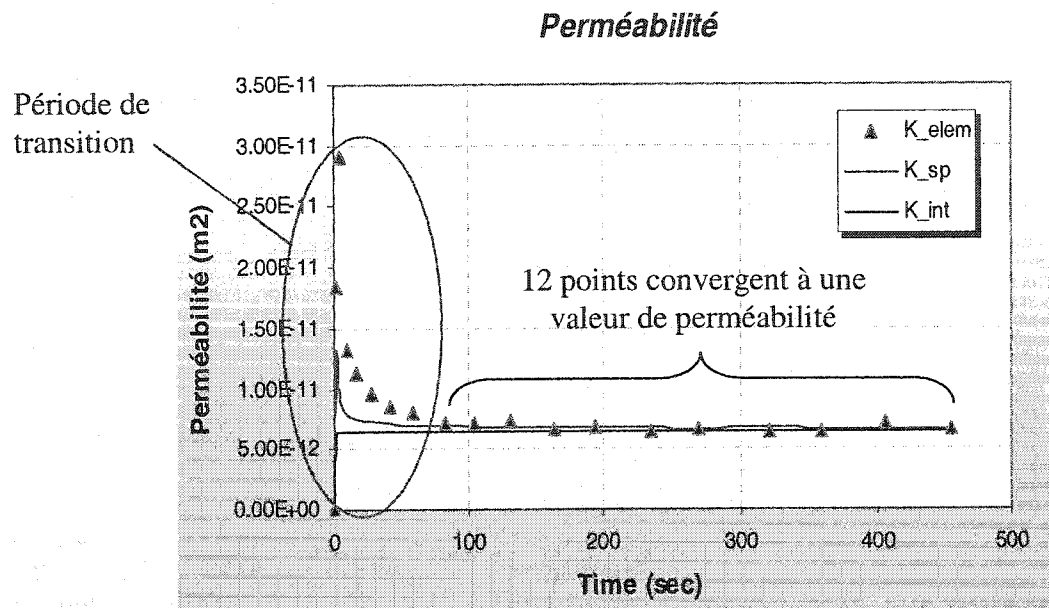


Figure 2-8 : Exemple d'une courbe de la perméabilité en fonction du temps

Or, dans les cas où aucune erreur de manipulation n'a été observée, ce critère est satisfait entre 10 et 12 mesures, soit environ 22 cm avec notre méthodologie. Ainsi, la longueur choisie pour caractériser un renfort est de 30 cm pour une vitesse de front de l'ordre d'une dizaine de centimètres par minute.

Ferland et al. [5] ont étudié cet aspect du point de vue théorique. À partir de l'équation de DARCY, ils introduisent une erreur relative ϵ sur la position du front lors de la mesure et un intervalle de temps δt durant lequel la position du front est effectivement mesurée. L'équation (29) est alors démontrée :

$$x_i \geq \sqrt{\frac{K}{\mu} \cdot \frac{P_0}{\varepsilon}} \cdot \delta t \quad (29)$$

où x_i est la position du front à la i -ème mesure, K est la perméabilité, μ est la viscosité du fluide et P_0 la pression d'injection. Ainsi, une longueur minimum d'injection est déterminée afin de garantir la position du front avec une erreur relative ε à la fin de l'injection. Une série de mesures préliminaire est nécessaire afin d'avoir une valeur de K utilisable.

Si l'on applique cette méthode à notre cas et à l'étude présentée en annexe I, on peut déterminer la longueur minimale théorique d'injection. Le tableau 2-1 présente cette analyse.

Tableau 2-1 : Détermination théorique de la longueur minimale d'injection

$K (m^2)$	$\mu (Pa.s)$	$P_0 (Pa)$	ε	$\delta t (s)$	Longueur minimale
$2,0 \times 10^{10}$	0.1	$0,7 \times 10^5$	1 %	2	18 cm

La longueur minimale théorique est plus petite que celle déterminée expérimentalement. Cela s'explique entre autres par la perte de précision en début de mesure due à la rapidité du front et à l'établissement d'un régime plus stationnaire comme l'illustre la figure 2-8.

2.3 Étude de l'erreur relative des mesures

Le calcul d'incertitude sur la mesure de perméabilité est une information primordiale afin de pouvoir estimer la précision à laquelle on peut prétendre. Les considérations suivantes sont générales, mais elles permettent de dresser un constat sur la précision de la mesure.

➤ L'incertitude du capteur de pression indiquée par le constructeur est :

$$\frac{\Delta P}{P} = 1\%.$$

- L'incertitude sur la découpe est estimée à : $\frac{\Delta L}{L} = 2\%$.
- L'incertitude sur la détermination de la masse du renfort est imposée par la balance : $\frac{\Delta m}{m} = 0,1\%$.
- L'incertitude sur le temps de passage est calculée en considérant une incertitude de 0,5 secondes sur la prise de mesure, et ce environ toutes les 30 secondes (intervalle entre deux mesures) : $\frac{\Delta t}{t} = 1,7\%$.
- L'incertitude sur la position du front est calculée en considérant une erreur sur la première mesure de 3 mm, intervenant au bout de 120 mm (premier trait de mesure atteint) : $\frac{\Delta X}{X} = 2,5\%$.
- L'incertitude sur l'épaisseur de l'échantillon compacté est fixée à 1 % : $\frac{\Delta e}{e} = 1\%$.
- L'incertitude sur la viscosité du fluide utilisé est : $\frac{\Delta \mu}{\mu} = 5\%$, d'après les études réalisées au laboratoire de rhéologie de l'École Polytechnique.
- L'incertitude sur la masse surfacique $M_{sf} = \frac{m}{n_p S}$, où m est la masse de l'échantillon, S la surface de l'échantillon et n_p est le nombre de plis est donnée par : $\frac{\Delta M_{sf}}{M_{sf}} = \frac{\Delta m}{m} + \frac{\Delta S}{S} = 4,1\%$, en considérant que l'incertitude sur la mesure de la surface est deux fois celle d'une longueur.
- L'incertitude sur la porosité $\Phi = 1 - \frac{n_p M_{sf}}{e \rho}$, où ρ est la densité volumique, est donnée par : $\frac{\Delta \Phi}{\Phi} = \frac{\rho}{(e \rho - n_p M_{sf})} \Delta e + \frac{n_p}{(e \rho - n_p M_{sf})} \Delta M_{sf} + \frac{\Delta e}{e} = 7,7\%$ en utilisant des valeurs usuelles.

Ainsi, grâce à ces calculs préliminaires, si on s'intéresse à la formule (14) utilisée pour calculer la perméabilité à partir des mesures effectuées, on a : $K_{ele} = \frac{\mu \cdot v \cdot dX}{dP}$.

L'incertitude sur la perméabilité s'écrit donc :

$$\frac{\Delta K_{ele}}{K_{ele}} = \frac{\Delta \mu}{\mu} + \left(\frac{\Delta X}{X} + \frac{\Delta t}{t} \right) + \frac{\Delta P}{P} + \frac{\Delta X}{X} = 12,7\%$$

si on écrit que $\frac{\Delta v}{v} = \frac{\Delta X}{X} + \frac{\Delta t}{t}$. Cela implique donc que les mesures effectuées n'atteindront pas une précision supérieure à 12,7 %. Regardons maintenant d'autres équations présentées dans ce rapport et tentons d'en trouver un ordre de grandeur de l'incertitude.

L'équation (8) du modèle de Kozeny-Carman donne la perméabilité en fonction, entre autres, de la porosité : $k = \frac{r_f}{4C} \cdot \frac{\Phi^3}{(1-\Phi)^2}$. L'incertitude sur la porosité est de 7,7 %, à quoi s'ajoute celle sur le rayon des fibres, très difficile à évaluer, et la constante C elle-même qui est très imprécise surtout pour de faibles taux de fibres. Ainsi, l'incertitude à partir de cette équation sera bien plus élevée que 12,7 %.

La figure 1-7 présente la méthode de résolution de Hirt pour la mesure bidirectionnelle.

L'équation finale donne : $k_1 = \frac{\Phi \mu R_0^2}{\Delta P} \cdot \left(\frac{1-\alpha}{\alpha} \right)$. L'incertitude sur la valeur de la perméabilité dans l'une des directions principales sera de 13,7 % sans compter l'incertitude associée au coefficient alpha. Une fois encore, le modèle est moins fiable puisqu'il ne permet pas d'approcher des incertitudes meilleures que l'équation (14).

Enfin, regardons le modèle de Weitzenbock dont l'équation (9) est le pivot puisqu'elle est

le fondement de ses démonstrations : $K = \left\{ r_f^2 [2 \ln(r_f/r_0) - 1] + r_0^2 \right\} \frac{1}{t} \cdot \frac{\mu \phi}{4 \Delta P}$. Une fois

encore, sans compter l'incertitude sur la mesure du rayon du front, on arrive à une incertitude de 13,7 %.

Finalement, l'observation des incertitudes sur la mesure de la perméabilité pour différentes méthodes employées, montre qu'une précision relative meilleure que 15 % n'est pas concevable compte tenu des incertitudes sur chaque paramètre.

2.4 Erreurs liées au cisaillement planaire local du renfort

L'emploi du procédé RTM se généralise et la demande pour la simulation numérique du remplissage des moules RTM grandit. Ainsi, lors de certaines études représentatives du processus d'injection pour des pièces complexes, la question de l'influence du cisaillement est devenue incontournable. En effet, pour des formes de moules particulières qui présentent des courbes très prononcées ou des creux importants, les premiers calculs ont montré que le cisaillement pouvait atteindre un angle de plus de 50°. A ce stade, il n'est pas possible de négliger ce phénomène dans les simulations numériques. Le cisaillement modifie la progression de la résine dans le renfort, et modifie aussi la mesure de la perméabilité correspondante. Des modifications de l'inclinaison de l'ellipse sont observées pour une mesure dans le plan, ainsi que l'apparition d'une inclinaison du front de résine pour une mesure unidirectionnelle. Ces changements peuvent aboutir à des erreurs dans la lecture de l'avancement du front de résine.

Des simulations vont être conduites afin de simuler qualitativement ces observations grâce au logiciel LCMFlot. Deux types d'essais vont être effectués : d'abord des injections unidirectionnelles dans un moule rectangulaire, puis une injection centrale dans un moule carré. Dans chacun des cas, plusieurs simulations vont être effectuées afin de mieux appréhender les effets du cisaillement avec le logiciel, c'est-à-dire le phénomène d'anisotropie complexe. C'est le cas lorsque les directions principales d'écoulement ne correspondent pas aux directions principales du renfort.

Le premier moule unidirectionnel est modélisé par un rectangle de 93 cm par 13 cm, percé d'un port d'injection de 1 cm de diamètre situé à 6,5 cm d'un des côtés du moule. La géométrie est créée grâce au logiciel GMSH. Un maillage 2D est ensuite généré comprenant 650 éléments environ. Le second moule est modélisé par un carré de 80 cm par 80 cm, percé là encore d'un port d'injection en son centre de 1 cm de diamètre. Il est possible de créer une géométrie de la même manière, puis de générer un maillage 2D comprenant 1030 éléments environ.

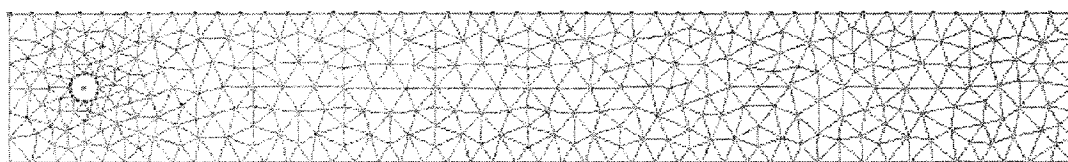


Figure 2-9 : Détail du maillage du moule rectangulaire

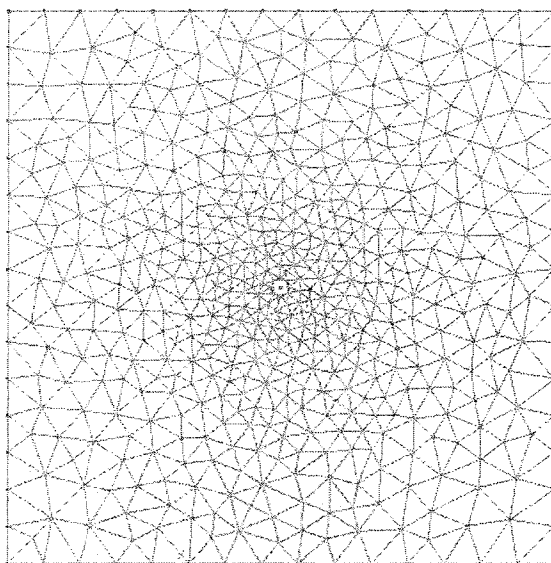


Figure 2-10 : Détail du moule à injection centrale

Le résultat du cisaillement du tissu, tel qu'il a été observé lors des expériences de Demaria et al. [14], peut être modélisé par un milieu anisotrope dont les axes principaux

du tenseur de perméabilité ne coïncident pas avec les axes du tissu, ce qu'on appellera anisotropie complexe. L'angle entre ces deux séries d'axes est caractéristique du cisaillement imposé au tissu et de la perméabilité en général. Il est intéressant de procéder en trois étapes pour ces simulations. Dans un premier temps, une simulation de référence va être réalisée avec une injection dans un milieu isotrope pour s'assurer de la justesse des maillages créés. Ensuite, le milieu deviendra anisotrope, mais l'injection se fera selon l'un des axes principaux. Enfin, l'effet du cisaillement sera observé pour des cas d'anisotropie complexe.

2.4.1 Injection dans un milieu isotrope

On fixe arbitrairement les propriétés du renfort à 1.0^E-11 m^2 pour les perméabilités principales. On procède à une injection sous pression constante de 25 Psi. Les résultats correspondent aux observations lors de l'expérience : le front présente une forme circulaire dans le cas d'une injection centrale; il devient rapidement rectiligne au contact des parois de la cavité dans le cas d'une moule rectangulaire.

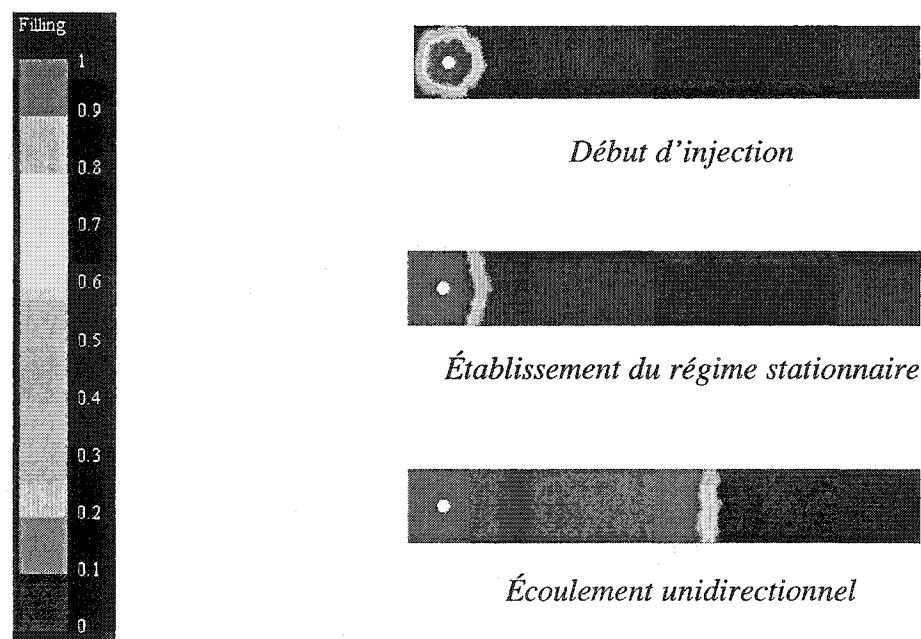


Figure 2-11 : Injection dans un milieu isotrope avec le moule rectangulaire

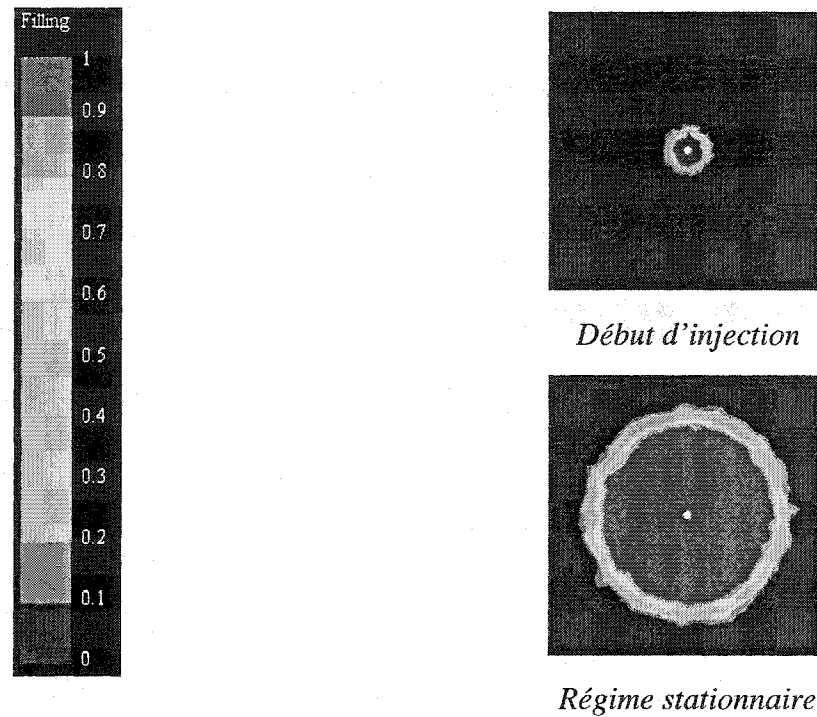


Figure 2-12 : Injection centrale dans un milieu isotrope

2.4.2 Injection en milieu anisotrope

Cette fois, les perméabilités principales sont fixées, mais pas égales. L'une d'elle est imposée à 1.0^E-9 m^2 , l'autre à 1.0^E-11 m^2 afin de bien illustrer l'effet de l'anisotropie du tenseur de perméabilité sur l'écoulement. Dans ce cas, une ellipse peut être observée. Elle persiste tout au long de l'injection centrale et se transforme progressivement en un front rectiligne dans le moule rectangulaire. Les données ont été très exagérées afin d'être aisément analysables. Lors d'une injection unidirectionnelle en laboratoire, le régime permanent s'établit beaucoup plus rapidement en raison de la présence d'une zone vide de renfort en début d'injection. Le front rectiligne est observé dès le début du renfort, et celui-ci ne va pas se déformer comme cela est vérifié en figure 2-13.

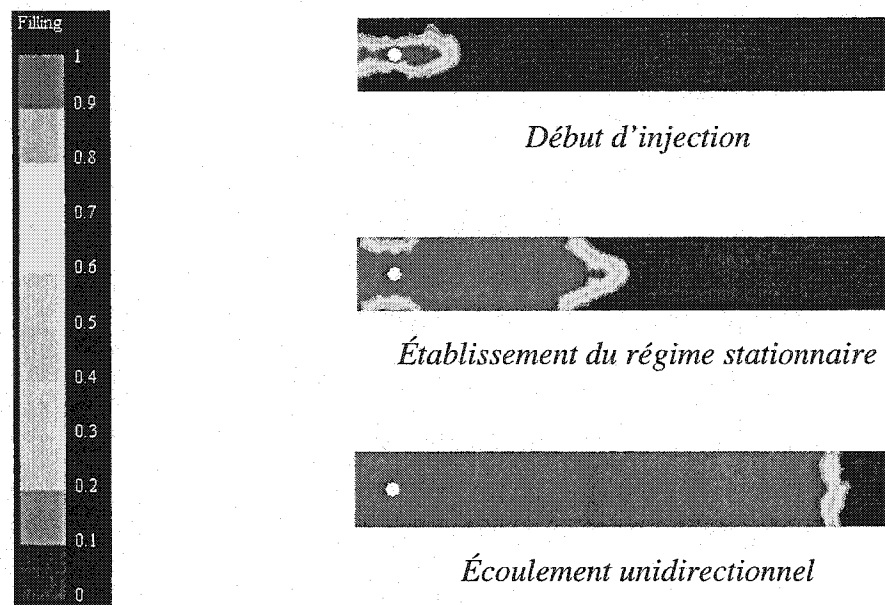


Figure 2-13 : Injection dans un milieu anisotrope avec le moule rectangulaire

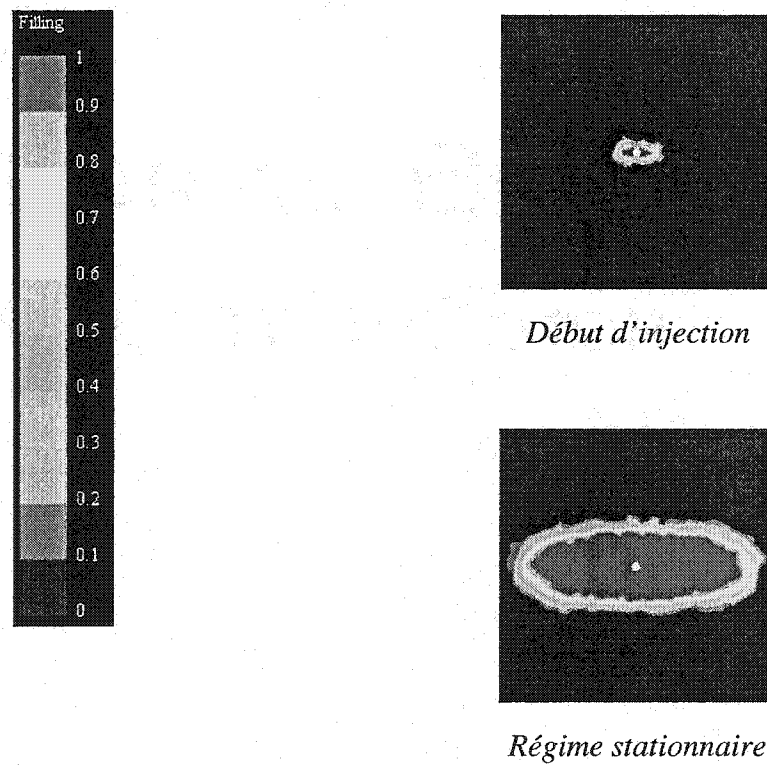


Figure 2-14 : Injection centrale dans un milieu anisotrope

2.4.3 Simulation de l'injection dans un cas d'anisotropie complexe

Au cours de l'entrée des données dans LCMFlot, les directions de la perméabilité ne sont plus supposées alignées avec les directions principales du tissu. On veut observer si cet angle imposé est lié à l'inclinaison de l'ellipse. C'est ce qui a été réalisé dans les simulations suivantes. Les perméabilités principales sont les mêmes que précédemment. On choisit de modéliser une anisotropie complexe de 0.4 radians (environ 22°). Les résultats sont montrés dans les figures 2-15 et 2-16.

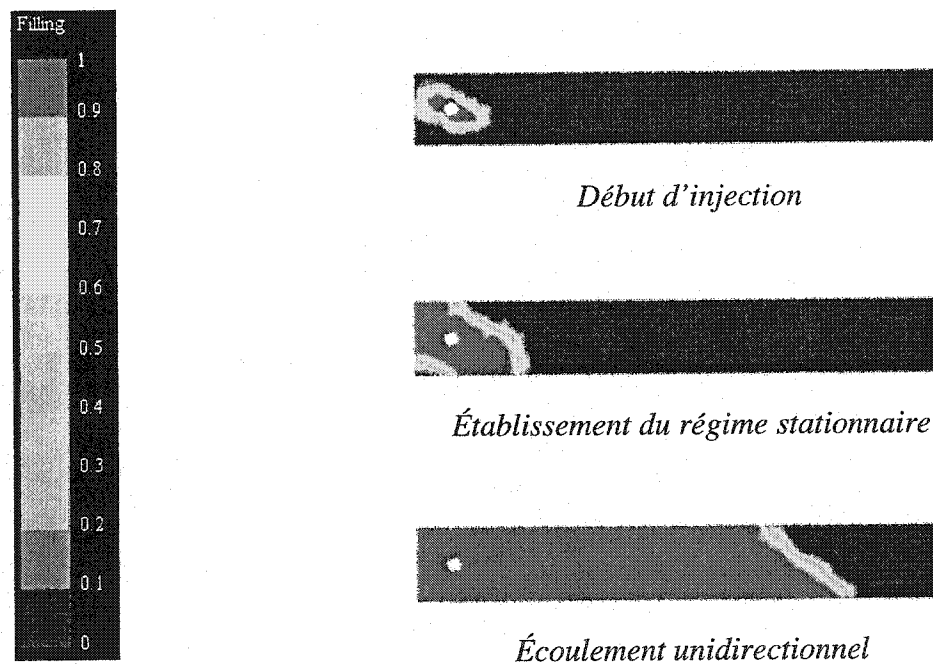


Figure 2-15 : Injection dans un milieu anisotrope quelconque avec le moule rectangulaire

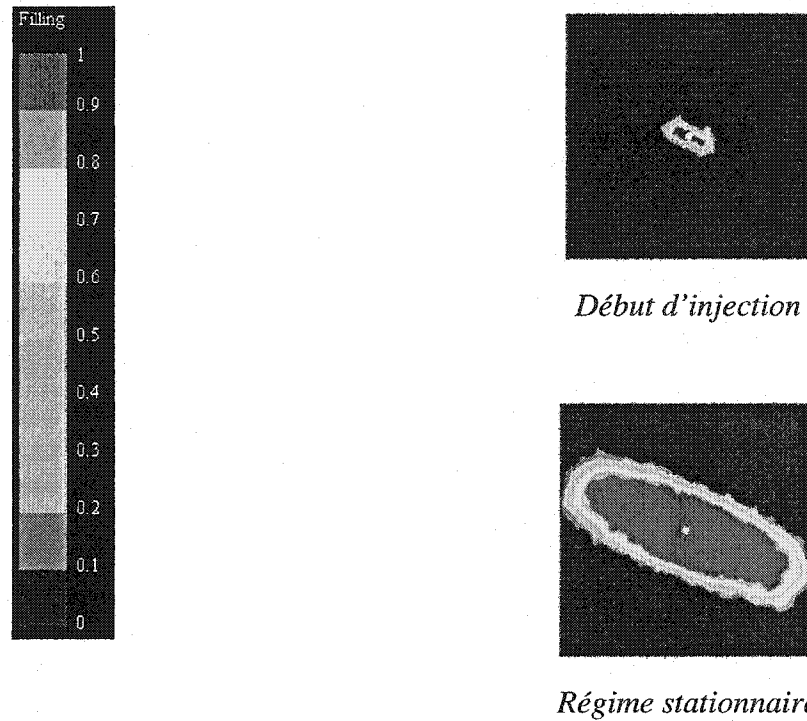


Figure 2-16 : Injection centrale dans un milieu anisotrope quelconque

De ces premiers résultats, on remarque que l'angle introduit pour modéliser l'anisotropie complexe est bien l'angle que fait l'ellipse avec la normale. Cependant, pour la mesure unidirectionnelle, l'angle du front observé ne correspond pas directement à l'angle introduit pour modéliser l'anisotropie complexe. Une étude plus poussée doit être réalisée afin de relier l'angle d'inclinaison de l'ellipse avec l'angle du front lors d'une injection unidirectionnelle. Le but d'une telle étude serait d'accélérer la mesure unidirectionnelle à partir de deux mesures et de cet angle du front rectiligne observé par rapport à la direction d'injection. Jusqu'ici, trois expériences sont nécessaires pour une caractérisation totale du tissu. Weitzenbock et al. [1] ont montré par exemple qu'il est possible d'avoir accès aux perméabilités principales à partir de trois mesures. Rappelons les équations (27) présentées dans le chapitre 1 :

$$K_1 = K_I \cdot \frac{(A-D)}{\left(A - \frac{D}{\cos 2\varphi}\right)}, \quad K_2 = K_{III} \cdot \frac{(A+D)}{\left(A + \frac{D}{\cos 2\varphi}\right)}, \quad \varphi = \frac{1}{2} \cdot \tan^{-1} \left\{ \frac{A}{D} - \frac{A^2 - D^2}{K_{II} D} \right\} \quad (27)$$

où K_I, K_{II}, K_{III} sont les mesures de perméabilité effective respectivement selon la chaîne, selon un angle de 45° et selon la trame, $A = \frac{(K_I + K_{III})}{2}$, $D = \frac{(K_I - K_{III})}{2}$.

Ainsi, si l'on peut déterminer l'angle φ au cours des mesures I et III, la mesure II devient inutile.

Finalement, l'anisotropie complexe observée lors du cisaillement d'un tissu par exemple peut provoquer des variations dans la mesure unidirectionnelle par l'apparition d'un angle du front rectiligne par rapport à la direction d'injection. Ce phénomène vient troubler a priori la mesure unidirectionnelle traditionnelle comme présentée au cours du chapitre 1 en induisant un angle dans la propagation du front d'injection. Cependant, ce phénomène peut s'avérer paradoxalement bénéfique pour accélérer la caractérisation du tissu. L'étude plus complète de l'anisotropie complexe est réalisée au chapitre 4.

CHAPITRE III

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DE MESURE DE PERMÉABILITÉ DE RENFORTS FIBREUX

Il s'agit dans cette section de présenter pour fins de comparaison plusieurs séries de mesures réalisées dans le laboratoire du CRASP de l'École Polytechnique de Montréal et au centre de recherche de l'ONERA en France, ainsi que des mesures réalisées sur trois tissus particuliers provenant de l'université Libre de Bruxelles (V.U.B.). Un guide de la mesure de perméabilité des renforts fibreux selon la méthode adoptée au CRASP est présenté en annexe II.

3.1 Expériences réalisées conjointement avec l'ONÉRA en France

Tout d'abord, les résultats concernant la détermination de la perméabilité insaturée pour un même tissu de carbone sans déformation dans deux laboratoires différents vont être analysés.

Les expériences dont les résultats vont être comparés avec les mesures de l'ONÉRA ont été réalisées à l'École Polytechnique de Montréal par Cristian Demaria, Ingénieur Aéronautique, Eduardo Ruiz, Étudiant Ph.D. et François Trochu, Professeur pendant l'automne 2001.

3.1.1 Valeurs obtenues par l'École Polytechnique de Montréal

Tableau 3-1 : Résultats de l'École Polytechnique

V_f (%)	K_x (Chaine)	K_y (Frame)
30,0	1,375E-09	1,659E-09
32,5	1,005E-09	1,235E-09
35,0	7,349E-10	9,199E-10
37,5	5,373E-10	6,851E-10
40,0	3,928E-10	5,102E-10
42,5	2,872E-10	3,800E-10
45,0	2,099E-10	2,830E-10
47,5	1,535E-10	2,107E-10
50,0	1,122E-10	1,569E-10
52,5	8,203E-11	1,169E-10
55,0	5,997E-11	8,703E-11
57,5	4,384E-11	6,482E-11
60,0	3,205E-11	4,827E-11
62,5	2,343E-11	3,595E-11
65,0	1,713E-11	2,677E-11

La valeur interpolée à 49% est :
 $1,3^E-10 m^2$

3.1.2 Première série de valeurs obtenues par l'ONÉRA

Tableau 3-2: Résultats de l'ONÉRA, l'écart entre les laboratoires est indiqué entre parenthèses

V_f (%)	K_{xx} en m^2
49%	$3,0 \times 10^{-10} (+135\%)$
49%	$3,4 \times 10^{-10} (+167\%)$
49%	$2,9 \times 10^{-10} (+128\%)$

Les résultats préliminaires de cette première série de mesures montrent une grande disparité entre les deux laboratoires. Quelques points peuvent être avancés afin de comprendre les différences observées.

Tout d'abord, du point de vue expérimental, une attention particulière doit être portée à l'élimination de tous les facteurs susceptibles de diminuer la précision. Cela inclut l'effet de bord, l'épaisseur de cavité qui doit rester constante au cours de l'injection, de même que la pression et le débit d'injection.

Du point de vue théorique, la méthode d'interpolation utilisée pour déterminer la perméabilité à partir des mesures ponctuelles est capitale et peut amener de grandes disparités. Ainsi, ce paramètre doit être comparé entre les deux laboratoires. L'intégration dans le temps des variations de la pression d'injection est aussi un paramètre déterminant concernant la précision.

3.1.3 Deuxième série de valeurs obtenues par l'ONÉRA

L'ONÉRA étudie l'influence du nombre de plis sur le résultat de la mesure de perméabilité pour un taux de fibre de 52 %. Ce paramètre n'a pas été pris en compte à l'École Polytechnique, les mesures ayant été réalisées dans une cavité d'épaisseur constante. La fraction volumique de fibres est modifiée en faisant varier le nombre de plis.

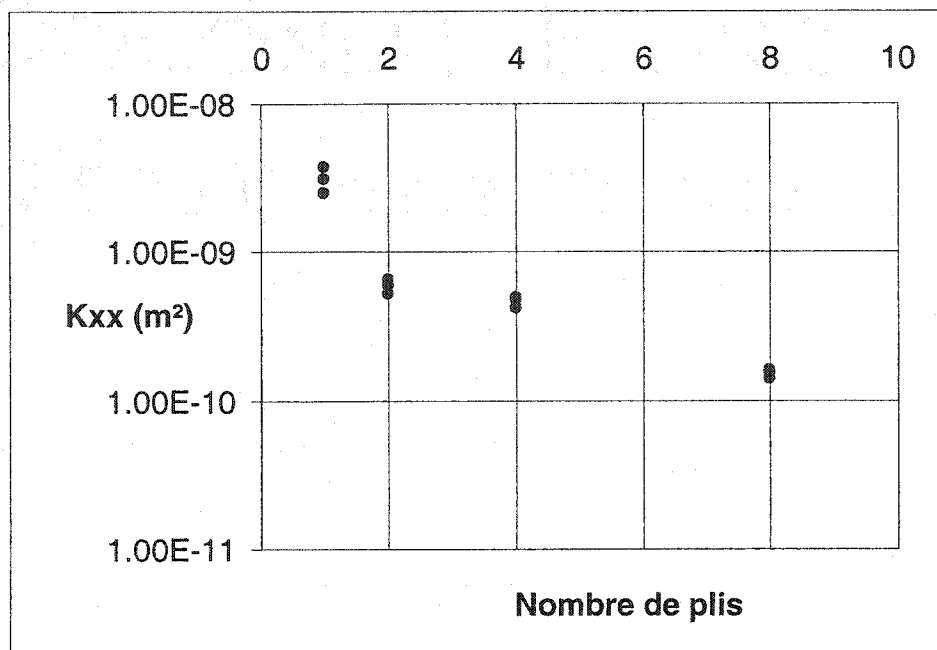


Figure 3-1 : Graphique des résultats obtenus par l'ONÉRA pour un taux de fibre de 52%, deuxième série

Ainsi les résultats précédents ne sont pas directement comparables à nos expériences. Pourtant, si l'on souhaite tout de même effectuer une comparaison, il faut s'intéresser aux résultats obtenus pour un nombre de plis élevé, puisqu'à un taux de fibres comparable dans le laboratoire du CRASP, la manipulation impliquait 6 plis. Une interpolation linéaire entre les résultats de 4 plis et ceux de 8 plis, nous conduit à une valeur de $3.3\text{E-}10 \text{ m}^2$. Ces résultats sont comparables aux premiers réalisés à l'ONÉRA et ne permettent pas, là encore, de conclure à une bonne reproductibilité des résultats entre les mesures dans les deux laboratoires.

Les informations sur le détail du schéma expérimental de l'ONÉRA ne sont pas disponibles, les conclusions pour la première série de mesures sont encore valables. Il serait hasardeux de tenter d'expliquer ces résultats davantage pour venir ou non confirmer ceux du CRASP. Un point est intéressant cependant. Théoriquement, le

nombre de plis n'a pas d'influence sur la mesure, puisque seule intervient la fraction volumique de fibres, et pas sa disposition. Dans l'optique de l'étude de la précision, on peut rapprocher ce phénomène observé a posteriori par l'ONÉRA aux points abordés à la section 2.1. concernant l'inhomogénéité de la préforme, et l'influence de sa structure sur les résultats.

3.2 Expériences réalisées à partir de tissus issus de VUB en Belgique

Ensuite, les expériences présentées en annexe I vont être analysées.

Les renforts étudiés ici sont de trois types :

PVC material	Plain woven	Twill woven
Helioscreen Natte 2115	Syncoglas R420	Syncoglas RE144/255
densité surfacique :	densité surfacique :	densité surfacique :
395 g/m ²	420 g/m ²	380 g/m ²

Les mesures ont été effectuées sur un banc de mesure de perméabilité planaire unidirectionnel pour une épaisseur de cavité de 2.0 mm. Les fractions volumiques de fibres mesurées ont été de 69% (5 couches) pour le PVC, 42% (5 couches) pour le R420 et 52% (7 couches) pour le RE144/255. Les injections ont été effectuées à pression constante et le fluide utilisé est l'huile de silicone de viscosité 0.104 Pa.s (104 Cp) selon les caractéristiques techniques. Cette valeur a été vérifiée dans notre laboratoire à température ambiante.

Les résultats bruts sont donnés dans les tableaux 3-4, 3-5 et 3-6. Plusieurs essais (entre 2 et 3, suivant la reproductibilité de nos résultats) ont été effectués. Une perméabilité moyenne est déduite de ces expériences. Pour le tissu PVC, les perméabilités déterminées seront nommées « jaune » ou « blanche » suivant la direction selon laquelle la perméabilité est mesurée.

Tableau 3-3 : Résultats pour le matériau PVC

essai numéro	perméabilité sens blanc	perméabilité sens jaune
1	9.78E-11	9.91E-11
2	1.38E-10	1.03E-10
moyenne	1.18E-10	1.01E-10

D'après ce tableau, on constate que L'écart moyen entre ces résultats est respectivement de 17% et 2%. Aucun problème n'a pourtant été observé durant les essais.

Tableau 3-4 : Résultats pour le tissu Syncoglas R420

essai numéro	perméabilité sens longitudinal	perméabilité sens transverse
1	2.14E-10	1.77E-10
2	2.05E-10	2.02E-10
moyenne	2.10E-10	1.90E-10

L'écart moyen entre ces résultats est respectivement de 2.5% et 6.5%.

Tableau 3-5 : Résultats pour le tissu Syncoglas RE144/255

essai numéro	perméabilité sens longitudinal	perméabilité sens transverse
1	3.15E-11	1.87E-11
2	2.53E-11	2.34E-11
3	3.90E-11	2.01E-11
moyenne	3.19E-11	2.07E-11

L'écart moyen entre ces résultats est respectivement de 20% et 13%.

La caractérisation complète des tissus n'a pas été traitée entièrement dans ce rapport. En effet, les essais ont été effectués dans les directions caractéristiques du tissu (le sens des fibres), mais cela ne correspond pas nécessairement aux directions principales de

perméabilité. Toutefois, cette étude est utile afin d'évaluer notre capacité à reproduire une même mesure.

De plus, il semble utile de rappeler les raisons de certains écarts obtenus lors des essais. Tout d'abord, la réutilisation du tissu PVC après lavage et rinçage soigneux ne s'est pas avérée satisfaisante. En effet, les valeurs de perméabilité ont graduellement augmentées, laissant à penser que la saturation du tissu devrait être prise en compte ou que la manipulation de lavage n'a pas été réalisée convenablement. Pour contourner ce phénomène, de nouveaux échantillons ont été découpés pour chaque essai.

Enfin, le tissu RE 144/255 s'avère difficile à manipuler. Les fibres sont peu liées entre elles, le tissu se déforme facilement et perd aisément son aspect initial rendant plus disparates les résultats malgré une augmentation du nombre d'essais.

CHAPITRE IV

SIMULATION NUMÉRIQUE D'ANISOTROPIE COMPLEXE

4.1 Introduction

Dans les cas de fabrication par RTM, certains des renforts utilisés sont de type fibreux tissés. Tout comme dans l'industrie textile conventionnelle, ces renforts ont des dénominations telles que sergé ou encore satin par exemple. Cela correspond à un assemblage plus ou moins complexe de fibres à 0° et 90° avec un tissage donné. La structure $0^\circ/90^\circ$ ainsi créée va aboutir à un renfort isotrope ou anisotrope; mais très souvent, les directions principales du tenseur de perméabilité sont alignées avec les directions particulières du tissu, c'est-à-dire la trame et la chaîne.

Une anisotropie plus complexe est apparue lors de mesures sur un tissu de carbone : les directions principales ne correspondent pas aux directions particulières du tissu non cisailé comme on peut l'observer à la figure 4-1.

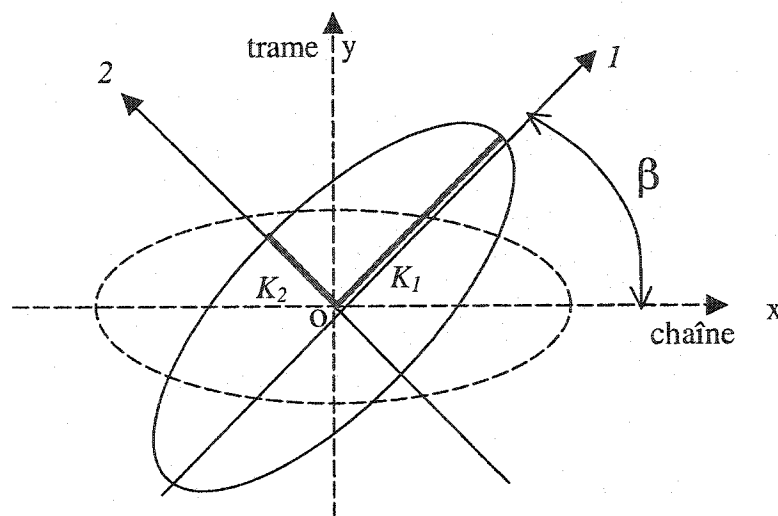


Figure 4-1 : anisotropie complexe

Une telle anisotropie, que l'on nommera complexe, a été observée lors d'une étude sur le cisaillement d'un renfort de carbone au laboratoire. Même dans le cas d'une expérience unidirectionnelle, un angle est observé entre le front rectiligne et la direction d'injection si celle-ci ne correspond pas à une direction principale du renfort.

L'étude suivante a deux objectifs : d'abord tenter d'évaluer quantitativement les variations de l'angle du front lors d'une mesure unidirectionnelle; puis tenter grâce à cette nouvelle donnée de simplifier et d'accélérer la mesure unidirectionnelle pour un tel type de tissu.

4.2 Vérification et simulations de référence

Dans un premier temps, afin de s'assurer de la pertinence des simulations numériques réalisées grâce au logiciel LCMFlot, une première série de simulations est conduite afin de retrouver les expériences du cas réel. Au chapitre deux, une première vérification qualitative a été réalisée, il s'agit ici d'apporter des preuves quantitatives à ces prédictions.

Ainsi, quatre simulations ont été réalisées et comparées aux expériences dans le cas réel. Le maillage utilisé tente de refléter au mieux les données de l'expérience : un carré de 80 cm par 80 cm, avec un port d'injection de 1 cm de diamètre comme le présente la figure 2-10.

4.2.1 Simulations de référence

Tissu non-cisaillé, $V_f = 34\%$

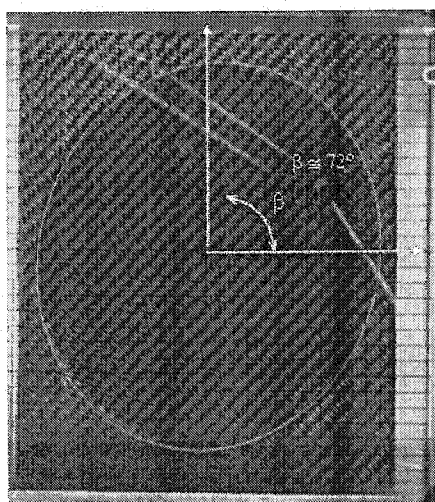


Figure 4-3 : expérimentalement
 $\beta = 72^\circ$ obtenu au laboratoire du
 CRASP

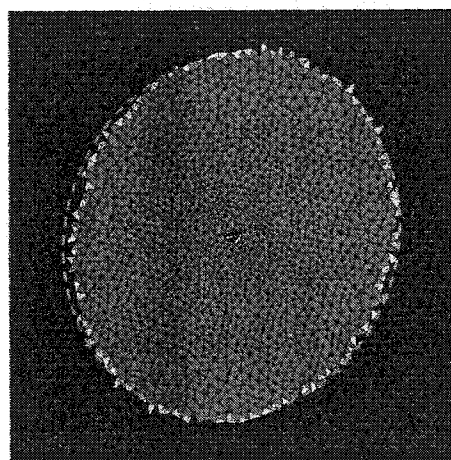


Figure 4-2 : numériquement
 $\beta = 71$

4.2.2 Interprétation

Le tableau 4-1 résume les résultats obtenus les cas réels et les expériences numériques réalisées.

Tableau 4-1 : Résultats de simulations numériques planaires

Expérience considérée	Vf = 34 % Non-cisaillé	Vf = 46 % Cisaillement 10°	Vf = 46 % Cisaillement 20°	Vf = 46 % Cisaillement 30°
Valeur calculée	70,6°	66,65°	56,25°	46,3°
Valeur expérimentale	≈ 72°	≈ 68°	≈ 58°	≈ 46°
Valeur par simulation numérique	≈ 71°	≈ 67°	≈ 56°	≈ 46°

Cela confirme quantitativement la capacité du logiciel LCMFlot à simuler numériquement des injections dans un milieu anisotrope complexe. En effet, les valeurs obtenues par de telles simulations sont à chaque fois en accord avec les résultats observés dans le cas réel. On peut ainsi passer à l'étape de simulation d'injection unidirectionnelle dans des cas d'anisotropie complexe.

4.3 Simulations numériques d'injection unidirectionnelle

4.3.1 Protocole des simulations numériques d'injection unidirectionnelle

Huit séries de simulations ont été effectuées afin d'avoir une base de données suffisante à la modélisation des variations d'angle. Le maillage utilisé correspond à un modèle du

moule présent à l'École Polytechnique de Montréal. La zone du renfort a cependant été allongée à 1 mètre afin de s'assurer de l'établissement du régime stationnaire et d'une direction stable de l'angle du front que l'on souhaite observer. La figure 4-4 présente le maillage du moule unidirectionnel utilisé.

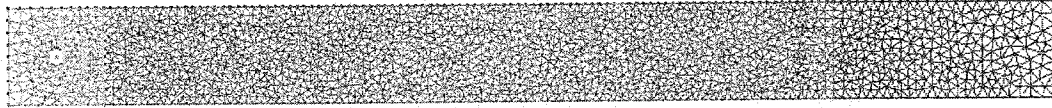


Figure 4-4 : maillage du moule unidirectionnel

La figure 4-5 présente les différentes variables mises en jeu.

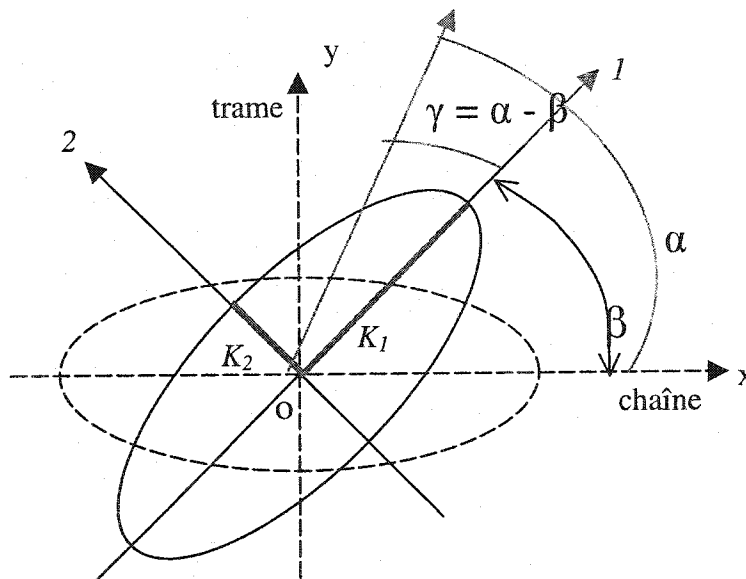


Figure 4-5 : schéma de principe

où β est l'angle que fait le grand axe de l'ellipse avec la chaîne, α l'angle de mesure par rapport à la chaîne et $\gamma = \alpha - \beta$ est la différence entre les deux angles précédents. De plus, on nomme δ l'angle que va prendre le front par rapport à la direction d'injection comme l'illustre la figure 4-6.

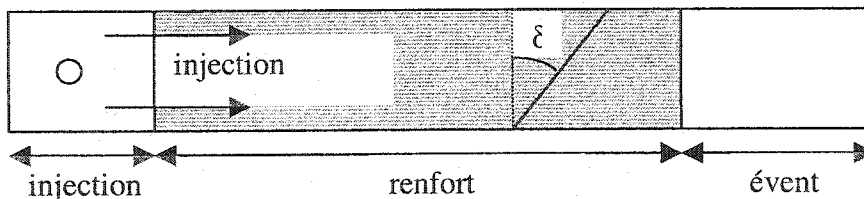


Figure 4-6 : schéma d'injection unidirectionnelle

L'angle δ va dépendre a priori du rapport d'anisotropie K_1/K_2 et de l'angle γ . Les autres paramètres tels que le taux de fibre ou la porosité, les valeurs de perméabilité prises individuellement, sont constants. Ainsi, pour huit valeurs de K_1/K_2 : 1.5, 2, 3, 5, 10, 50, 100 et 300, des simulations vont être conduites pour γ prenant les valeurs : 0° , 5.73° , 17.19° , 34.38° , 51.57° , 65.89° , 80.21° , et 90° soit respectivement : 0, 0.1, 0.3, 0.6, 0.9, 1.15, 1.4, 1.57 en radians. La porosité est fixée à 50 % arbitrairement, celle-ci n'étant pas un paramètre influençant les résultats.

4.3.2 Résultats

Le tableau 4-3 présente les résultats des simulations réalisées. Les détails de ces simulations sont donnés en annexe III.

Tableau 4-2 : Résultats de simulations numériques unidirectionnelles

$\begin{matrix} K_1 \\ \backslash \\ K_2 \\ \gamma \end{matrix}$	1,5	2	3	5	10	50	100	300
0°	0°	0°	0°	0°	0°	0°	0°	0°
5,73°	2,75°	7°	11,75°	20,18°	52°	68,4°	73°	75,7°
17,19°	7,17°	14,3°	23,05°	39°	52,8°	68,9°	70,8°	71,1°
34,38°	11,05°	18,3°	28°	39,65°	47°	53°	53,2°	54,1°
51,57°	9°	16,3°	21,3°	30,2°	34°	37,3°	37,5°	38°
65,89°	6,7°	12°	14,3°	17,75°	20,6°	23,5°	22,7°	24,1°
80,21°	3°	5,5°	4,8°	7°	8°	9°	9,7°	7,4°
90°	0°	0°	0°	0°	0°	0°	0°	0°

La figure 4-7 présente les courbes obtenues en observant l'angle observé δ en fonction de l'angle de mesure γ pour des degrés d'anisotropie faibles, alors que la figure 4-8 présente les courbes obtenues pour des degrés d'anisotropie importants.

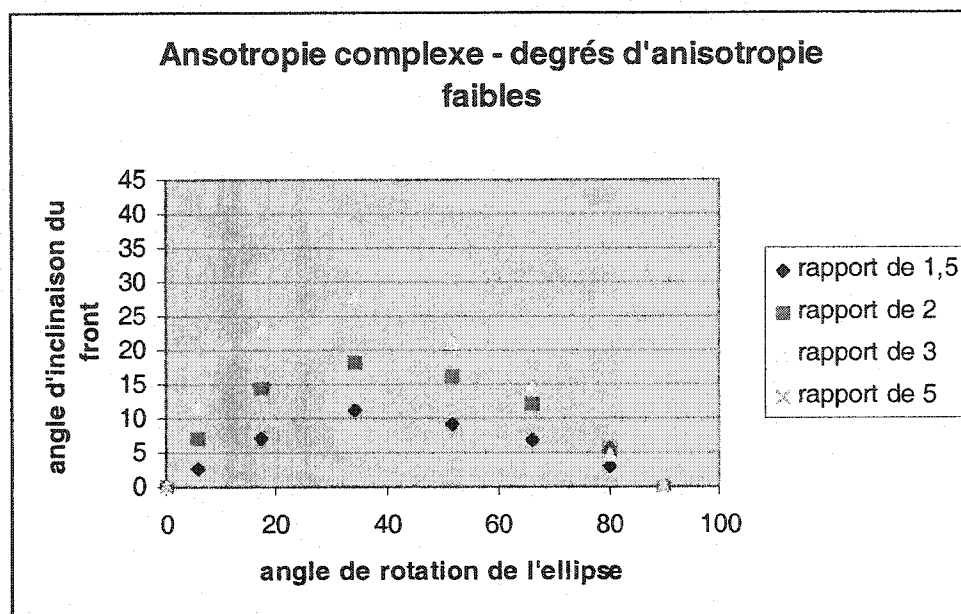


Figure 4-7 : Courbes des simulations numériques unidirectionnelles pour des degrés d'anisotropie faibles

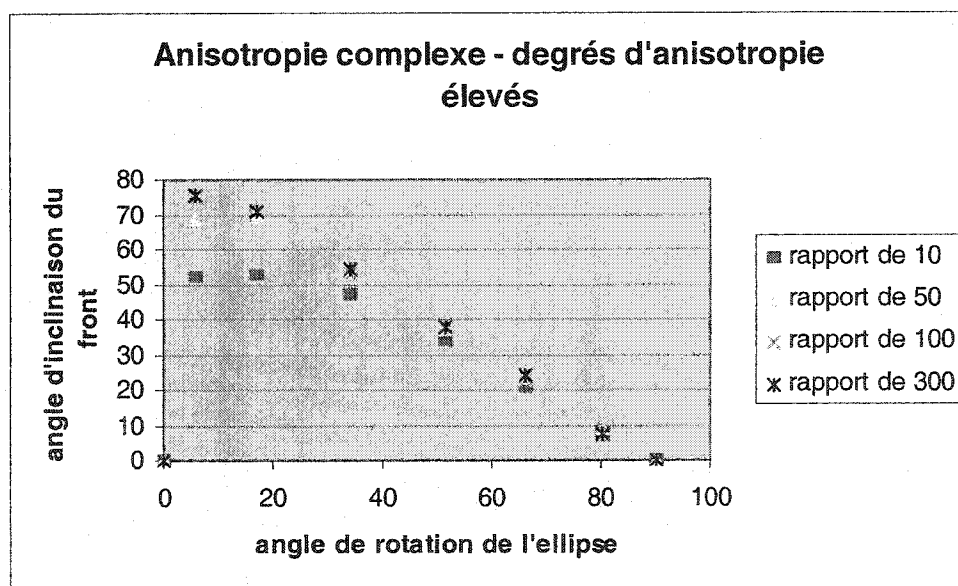


Figure 4-8 : Courbes des simulations numériques unidirectionnelles pour des degrés d'anisotropie importants

4.3.3 Interprétation

À partir des différentes simulations effectuées, plusieurs conclusions peuvent être avancées.

- Il est possible de dégager une fonction liant l'angle de mesure γ avec l'angle observé δ et ce pour un degré d'anisotropie K_1/K_2 donné.
- De plus, les fonctions ainsi créées tendent vers une courbe limite lorsque le degré d'anisotropie K_1/K_2 devient important, supérieur à 50.
- Enfin, les courbes correspondant à des degrés d'anisotropie plus grand que 50 ne présentent pas de réel intérêt du point de vue expérimental, étant donné que les renforts utilisés généralement dans l'industrie ont des degrés d'anisotropie plus faibles que 10. En revanche, pour des degrés inférieurs ou égaux à 10, les courbes correspondantes vont pouvoir être modélisées.

La modélisation va donc s'attacher à associer pour un angle observé δ , un angle de mesure γ et un degré d'anisotropie correspondant.

4.4 Interpolation des résultats et modélisation

Dans un premier temps, chacune des courbes est interpolée par une méthode de krigeage duale qui sera présentée au chapitre 5. Dans ce contexte, en choisissant une dérive quadratique et une covariance cubique, il est possible de dégager les équations explicites de chacune des courbes. La figure 4-9 montre les résultats de l'interpolation avec les courbes correspondantes.

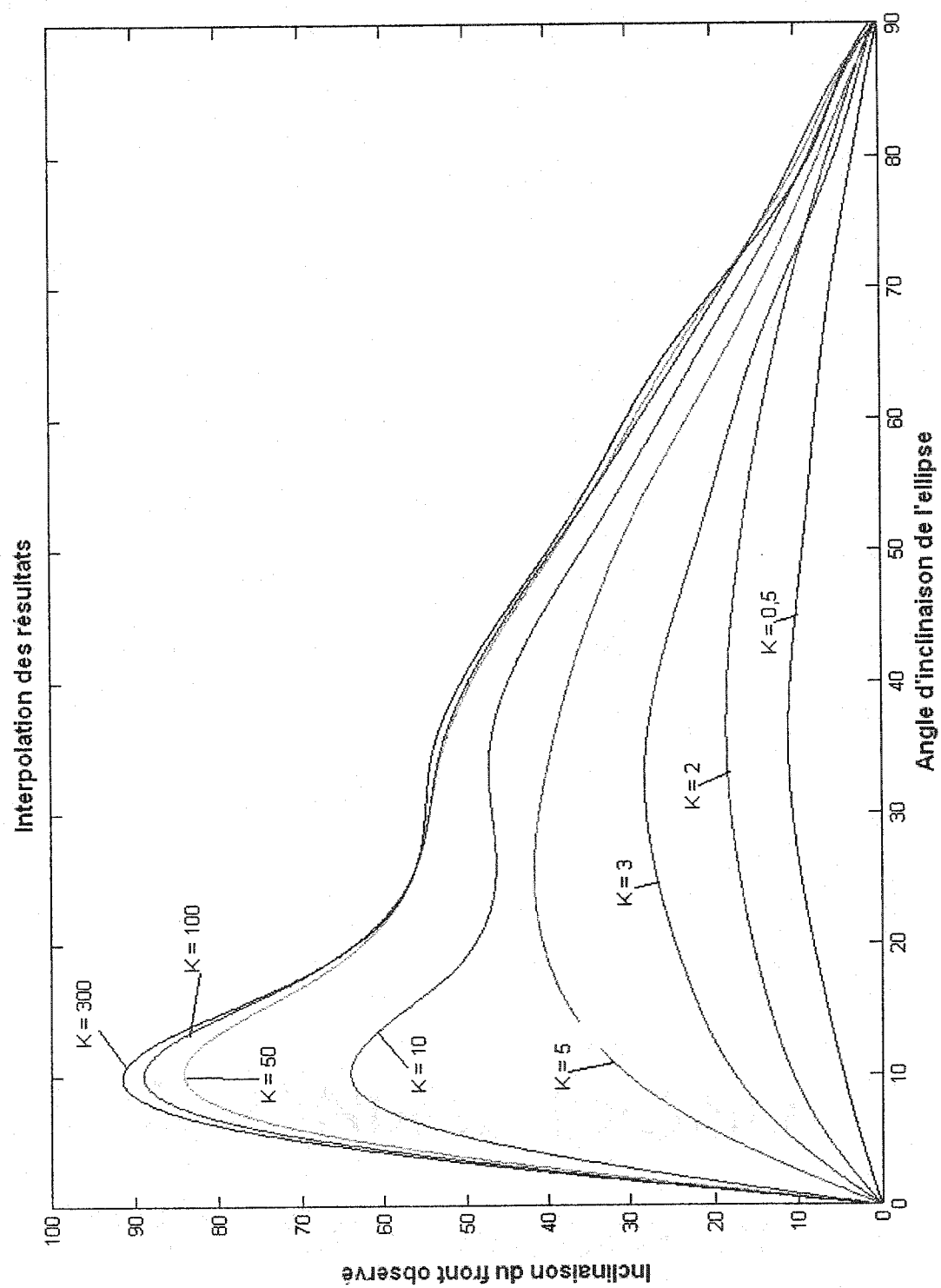


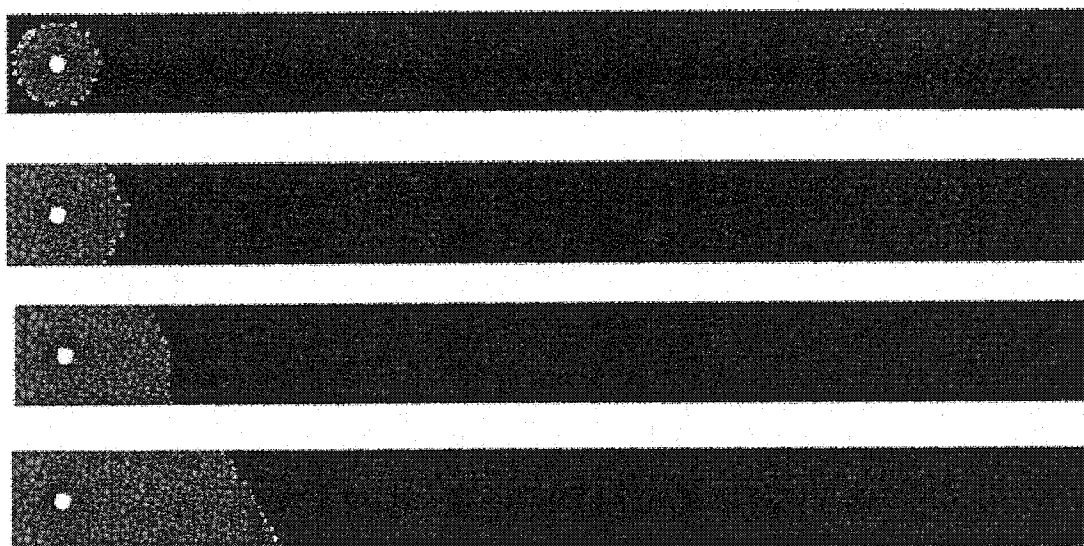
Figure 4-9 : Courbes de modélisation de l'anisotropie complexe

4.5 Application à l'amélioration de la mesure expérimentale unidirectionnelle

4.5.1 Établissement du régime stationnaire

Avant de pouvoir appliquer le modèle défini dans les paragraphes précédents, il semble important de s'interroger sur l'applicabilité de la méthode au cas expérimental réel. En effet, l'un des aspects primordiaux concernant la précision est la capacité d'observer l'angle du front et vérifier que cet angle atteint une valeur constante. L'établissement du régime stationnaire n'est pas toujours très rapide, et c'est la longueur minimale d'établissement de ce régime stationnaire qu'il faut déterminer. La figure 4-16 montre un exemple de simulation et la décomposition de l'injection.

La figure 4-10 illustre la notion de longueur d'établissement du régime permanent grâce aux captures d'écran réalisées avec une simulation réalisées à $17,19^\circ$, pour un degré d'anisotropie de 5.



La figure 4-17 présente un graphique indiquant la distance nécessaire à l'établissement du régime stationnaire en fonction de l'angle observé (en prenant la plus pénalisante à chaque fois).

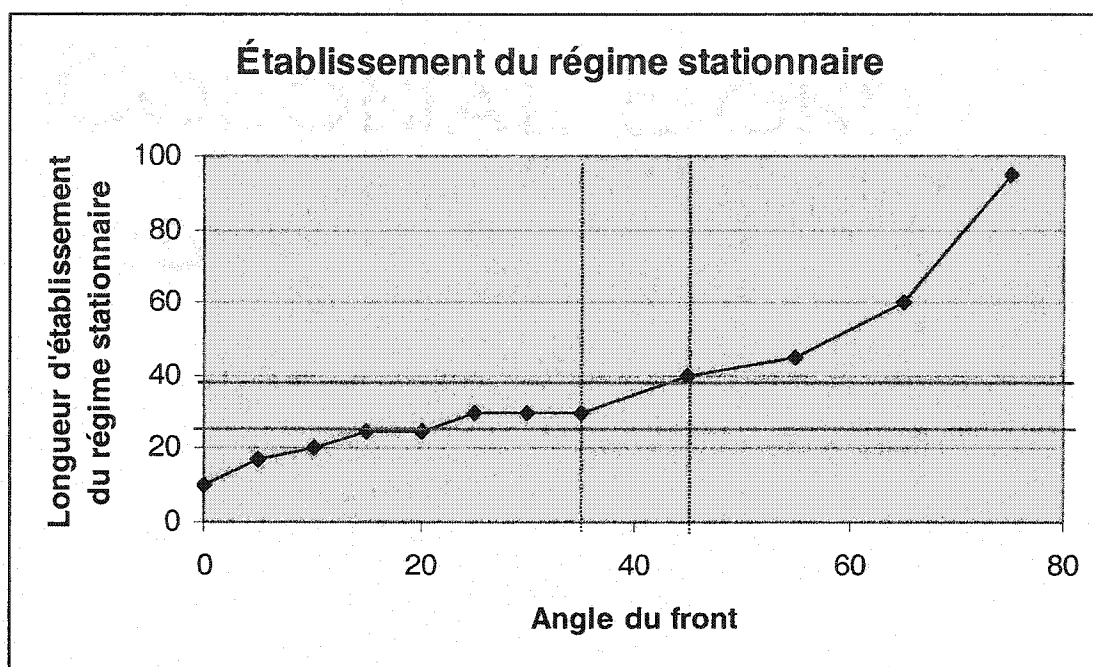


Figure 4-11 : Longueur d'établissement du régime stationnaire

Même si la détermination de la longueur minimale d'établissement du régime stationnaire n'est pas aisée sur les simulations, on peut tout de même dresser une tendance. Ainsi, pour les expériences réalisées à l'École Polytechnique, dont les échantillons mesurent entre 30 et 40 cm usuellement, les angles du front observés ne peuvent dépasser respectivement 35° et 45° , sinon le régime stationnaire ne sera probablement pas établi.

4.5.2 Détermination inverse

Deux mesures de perméabilité unidirectionnelles ont été réalisées pour deux angles γ et $\pi/2 - \gamma$. De ces mesures seront extraites 2 valeurs de perméabilité $k(\gamma)$ et $k(\pi/2 - \gamma)$, ainsi

que deux angles d'inclinaison du front $\delta(\gamma)$ et $\delta(\pi/2 - \gamma)$. Ces 4 valeurs devraient permettre de déterminer le degré d'anisotropie.

Pour pouvoir résoudre ce système, il ne faut conserver qu'une seule inconnue : γ . La première étape consiste donc à exprimer le degré d'anisotropie en fonction des variables. Pour cela, il suffit d'invoquer que les mesures effectuées appartiennent à l'ellipse de grand axe $\sqrt{k_1}$ et de petit axe $\sqrt{k_2}$.

$$\begin{cases} \frac{k_x \cos^2(\gamma)}{k_1} + \frac{k_x \sin^2(\gamma)}{k_2} = 1 \\ \frac{k_y \sin^2(\gamma)}{k_1} + \frac{k_y \cos^2(\gamma)}{k_2} = 1 \end{cases}$$

$$\Rightarrow \left(\frac{k_1}{k_2} \right) = \frac{k_x \cos^2(\gamma) - k_y \sin^2(\gamma)}{k_y \cos^2(\gamma) - k_x \sin^2(\gamma)}$$

Ainsi, la seule inconnue restant à déterminer est bien l'angle γ .

Ce système devrait permettre de déterminer le degré d'anisotropie de l'inclinaison de l'ellipse correspondant aux deux mesures grâce au modèle précédent. Malheureusement, la vérification expérimentale n'a pas pu être exploitée. En effet, il nous fallait un tissu entièrement caractérisé en ce qui concerne la perméabilité. Le tissu que nous avons choisi était un tissu de carbone. Les mesures de l'angle d'inclinaison du front se sont avérées impossible même avec un cisaillement important car le degré d'anisotropie est trop faible pour ce tissu (de l'ordre de 2), et les angles d'inclinaisons correspondants, comme le montre le tableau 4-3, sont trop faibles pour être observés de manière satisfaisante. En conséquence, le modèle n'a pas pu être validé.

4.6 Conclusion

Les simulations numériques et l'analyse théorique de l'anisotropie complexe apportent des informations prometteuses concernant l'étude du cisaillement d'un renfort. Cela devrait permettre d'accélérer dans certains cas la mesure unidirectionnelle en permettant de ne réaliser que deux mesures au lieu de trois pour entièrement caractériser un renfort anisotrope. Cependant, la validation de ce modèle n'a pas été possible avec les moyens actuellement disponibles du laboratoire. L'angle d'inclinaison du front de fluide lors de l'injection 1D n'est observable expérimentalement que pour des degrés d'anisotropie assez élevés. Or, le tissu utilisé pour la validation ne permettait pas d'obtenir un tel degré d'anisotropie. Néanmoins, les résultats recueillis lors de cette étude permettent d'observer l'influence du degré d'anisotropie et de l'inclinaison de l'ellipse sur la mesure unidirectionnelle.

CHAPITRE V

CONSERVATION DE LA QUANTITÉ DE RÉSINE

5.1 Introduction

L'injection par transfert de résine (RTM) est une technique efficace et appréciée pour la fabrication de matériaux composites. Ce procédé permet de réaliser les formes les plus petites et simples jusqu'aux plus grosses et complexes. Comparé au moulage contact et au procédé autoclave, le procédé RTM a l'avantage de nécessiter peu de préparatifs, d'avoir un cycle d'utilisation rapide, de faibles coûts d'utilisation, de simplifier les contraintes environnementales, de réduire les émissions de styrène et d'automatiser la fabrication. Au cours des dix dernières années, un effort intensif a été porté sur la simulation du procédé RTM. Certains problèmes liés à la détermination des phénomènes physiques complexes intervenant dans le moulage par injection de résine ont déjà été cités. Il reste que la barrière principale au développement de ces techniques est liée aux grandes exigences de puissance de calcul nécessaire pour les simulations tridimensionnelles comparées aux bidimensionnelles. Ainsi, toute méthode pouvant accélérer le temps de calcul aidera considérablement à simuler les cas tridimensionnels.

Le traitement numérique des problèmes de frontières mobiles est un important champ de recherche pour le moulage par injection de résine. Pour simplifier, les procédures numériques se partagent en deux catégories : les modèles à grille mobile et ceux à grille fixe ([10], [11]). L'approche par grille mobile permet une représentation précise de la position du front de résine. Malgré cela, comme le domaine saturé doit être remaillé à chaque pas de calcul, c'est un procédé lourd en calcul. De plus, comme cela a été montré dans Trochu et Gauvin [11], cette approche se révèle difficile à mettre en œuvre pour des moules avec des obstacles ou dans les cas d'injection multiple.

Trochu et al. [10] ont utilisé les éléments finis non conformes pour calculer la pression de résine dans le domaine saturé durant le processus d'injection, couplé avec un algorithme d'injection basé sur la conservation de la quantité de résine pour déplacer le front sur un maillage fixe. Parmi les nombreuses techniques numériques disponibles, les méthodes basées sur les éléments finis et le contrôle de volume se sont imposées comme les plus utiles et efficaces pour simuler l'injection dans un moule avec des obstacles. Dans ces méthodes, la régénération du maillage n'est pas nécessaire à chaque temps de calcul car la résine est suivie sur un maillage fixe. Des coefficients de remplissage compris entre zéro et un sont associés à chaque nœud ou chaque élément du maillage. Ces coefficients de remplissage représentent le rapport de la quantité de résine contenue à l'intérieur de chaque cellule du maillage, sur le volume total permis dans la cellule. Au début de l'injection du moule, tous les facteurs de remplissage sont fixés à zéro. À la fin, leur valeur est égale à un dans toute la cavité. Les facteurs de remplissage changent graduellement dans le temps au cours du remplissage du moule. Ces facteurs de remplissage discret, lorsqu'ils sont combinés à une approximation par éléments finis traditionnelles, conduisent à la définition d'un champ de remplissage $f(X,t)$ ou « *fonction de saturation* » en tout point $X = (x,y,z)$ de la cavité au temps t . Les valeurs du champ de remplissage $f(X,t)$ sont toujours comprises entre zéro et un. Comme les facteurs de remplissage, en tout point X de la cavité, le champ de remplissage augmente depuis zéro au temps $t_1(X)$ jusqu'à un au temps $t_2(X)$. Cela est dû au fait que la saturation du renfort fibreux n'est pas instantanée; cela requiert un certain laps de temps.

Pour améliorer la précision des simulations numériques, des techniques de raffinement de maillage adaptatif ont déjà été utilisées. Cependant, la conservation de la quantité de résine n'est pas garantie par ces algorithmes. Cela a motivé le développement d'une nouvelle approche basée sur le krigeage dual. Le krigeage dual permet de projeter la position du front de résine d'un maillage à l'autre, tout en conservant en même temps automatiquement la quantité de résine dans la cavité. Une description du krigeage dual peut être trouvée dans Trochu [12].

5.2 Position du problème

Aujourd'hui, un grand nombre de méthodes numériques sont utilisées afin de résoudre les problèmes de frontières mobiles inhérents à la simulation d'injection. Le front de résine doit être approximé et ses déplacements prédits dans le temps. Il en va de même pour les grandeurs physiques qui régissent l'avancement du front à chaque pas de temps, comme la pression, la viscosité du fluide, etc. L'un des problèmes majeurs lors de la simulation d'injection dans un moule n'est pas vraiment de résoudre les équations régissant l'avancement du front, mais plutôt de s'assurer de la précision de ces calculs alors que la forme du domaine change constamment. Afin d'améliorer la précision de l'approximation numérique, il est intéressant de raffiner localement le maillage au voisinage du front de résine et de projeter sur un nouveau maillage plus fin les différents champs scalaires impliqués dans le calcul. Ces opérations génèrent fréquemment une imprécision significative. L'erreur numérique est cumulative et ainsi une erreur relativement faible à chaque pas de temps peut mener à des différences significatives à la fin de la simulation. Pour toutes ces raisons, éliminer les erreurs dans la conservation de la quantité de résine représente un défi majeur dans les simulations d'injection. L'avantage de l'interpolation par krigeage dual réside dans sa généralité puisqu'elle est valide à la fois dans les cas bidimensionnels et tridimensionnels. Cela permet de résoudre un problème majeur qui apparaît régulièrement dans les problèmes d'approximation numérique des frontières mobiles, la conservation de la quantité de résine. L'algorithme consiste à suivre précisément le déplacement du front de résine en réécrivant à chaque pas de temps t une fonction de saturation $f(X,t)$ définie pour chaque point $X = (x,y,z)$ de la cavité. A chaque instant, cette fonction est égale à un dans le domaine saturé, zéro dans la zone vide et est comprise entre zéro et un afin de représenter le remplissage partiel dans la zone intermédiaire. L'interpolation de la fonction de saturation basée sur le krigeage dual permet d'obtenir une équation implicite du front mobile. À partir de cette équation, le front mobile peut être ensuite projeté sur le nouveau maillage tout en

conservant exactement la quantité de résine dans le moule. Après une description des équations importantes du krigeage dual, le chapitre présente l'algorithme utilisé pour conserver la quantité de résine à chaque pas de temps. Des expériences numériques sont présentées afin de valider ces concepts pour des fronts de résine bidimensionnels et tridimensionnels. La conservation de la quantité de fluide est vérifiée pour des fronts multiples ou se rejoignant, pour le cas d'obstacles et de géométries complexes.

5.3 L'approximation par krigeage dual

Le Krigeage est une méthode statistique permettant de construire le meilleur estimateur linéaire sans biais d'une fonction aléatoire à référence spatiale, c'est-à-dire définie sur un espace géométrique. Le krigeage est issu d'une discipline appelée géostatistique, qui a été développée à l'origine pour évaluer la teneur en minerai des gisements miniers. Le premier à avoir développé cette approche est D.C. Krige en Afrique du Sud en 1951 pour évaluer les ressources d'une mine d'or. Le krigeage est aussi une méthode numérique d'interpolation et de modélisation géométrique, au même titre que les courbes et surfaces de Bézier, les splines ou les NURBS. Il permet ainsi de construire, à partir d'une série de mesures ou d'observations sur un phénomène ou un objet géométrique, un modèle mathématique approchant le phénomène ou la forme. Il s'applique aussi bien à l'interpolation d'une courbe que d'une surface ou d'un volume solide, ainsi que de toute fonction réelle à plusieurs variables réelles.

Le krigeage consiste à décomposer la fonction représentative d'un phénomène en la somme de deux termes : une valeur moyenne appelée dérive et un autre terme représentant les fluctuations autour de la moyenne. La fonction inconnue $u(X)$ s'écrit ainsi :

$$u(X) = a(X) + b(X) \quad (30)$$

où $u(X)$ est la fonction à déterminer, $a(X)$ est la valeur moyenne et $b(X)$ représente les fluctuations. Généralement, $a(X)$ est choisie comme un polynôme ou une fonction trigonométrique. Des exemples en dimension un sont donnés dans les équations (31) suivantes. Les fluctuations peuvent être exprimées par une fonction de forme arbitraire, $K(h)$, appelée covariance généralisée, qui peut être choisie parmi les possibilités présentées par les équations (32)

$$\begin{aligned}
 a(X) &= a_0 & K(h) &= h \\
 a(X) &= a_0 + a_1 x + a_2 y & K(h) &= h^3 \\
 a(X) &= a_0 + a_1 x + a_2 y + a_3 x^2 + a_4 y^2 & K(h) &= h^2 \ln(h) \\
 a(X) &= a_0 + a_1 \cos(\omega x) + a_2 \sin(\omega x) & K(h) &= \sin(\omega h)
 \end{aligned} \tag{31}$$

(32)

où toutes les variables indexées sont constantes et ω est une pulsation arbitraire. Ainsi, il est possible d'écrire le système linéaire du krigeage dual dans le cas suivant pour une valeur moyenne cubique et d'une dérive linéaire.

$$\begin{bmatrix}
 & & & & 1 & x_1 & y_1 & z_1 \\
 & & & & \dots & \dots & \dots & \dots \\
 & & & & \dots & \dots & \dots & \dots \\
 & & & & 1 & x_N & y_N & z_N \\
 1 & \dots & \dots & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 x_1 & \dots & \dots & x_N & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 y_1 & \dots & \dots & y_N & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 z_1 & \dots & \dots & z_N & 0 & 0 & 0 & 0
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 b_1 \\
 \dots \\
 \dots \\
 b_N \\
 a_0 \\
 a_1 \\
 a_2 \\
 a_3
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 f_1 \\
 \dots \\
 \dots \\
 f_N \\
 0 \\
 0 \\
 0 \\
 0
 \end{bmatrix} \tag{33}$$

h_{ij} est la distance euclidienne entre deux observations i et j , $X_i = (x_i, y_i, z_i)$ sont les coordonnées de l'observation i , $1 \leq i \leq N$, f_i est le champ scalaire observé en i , et a_i, b_j

sont les coefficients à déterminer. La résolution du système (33) donne le champ scalaire dans tout l'espace.

$$u(X) = a_0 + a_1(x) + \dots + \sum_{i=1}^N b_i \cdot K(|X - X_i|) \quad (34)$$

5.4 Présentation de l'algorithme

5.4.1 Hypothèses

Le modèle repose sur quatre hypothèses :

1. Une fonction de remplissage $f(X,t)$ est supposée exister et être définie dans toute la cavité du moule à chaque instant t . Les valeurs de $f(X,t)$ correspondent aux facteurs de remplissage discrets au centre de gravité de chaque élément du maillage (ou à chaque nœud entouré par un volume de contrôle).
2. La position du front de résine sur le nouveau maillage à un instant donné est supposée correspondre à un contour $C(\alpha,t) = \{X | f(X,t) = \alpha\}$ de la fonction de remplissage pour une valeur donnée d'un paramètre α , $0 < \alpha < 1$. Bien entendu, le front de résine doit être localisé entre les valeurs du champ scalaire de remplissage inférieures à un et supérieures à zéro. Cette hypothèse revient à affirmer que le contour pour une valeur α donnée sépare la cavité du moule en deux régions : le domaine vide et le domaine saturé. Le domaine saturé correspond à la région contenant les ports d'injection, et le domaine vide à la région où les évacuations sont situées.
3. Les facteurs de remplissage entre deux points immédiatement voisins peuvent être calculés par interpolation linéaire. Dans l'algorithme, cette interpolation ne sera réalisée qu'à l'intérieur d'un même triangle ou tétraèdre.
4. La région remplie par la résine à chaque pas de temps (domaine saturé) est déterminée en supposant qu'à la fois la résine et le renfort sont incompressibles.

5.4.2 Spécification de données

Bien que l'algorithme soit valide aussi dans le cas bidimensionnel, les fondements mathématiques seront présentés pour les tétraèdres, c'est-à-dire dans le cas tridimensionnel, pour comprendre comment s'opère la projection du front de résine. Trois fichiers sont nécessaires pour le calcul :

1. Un fichier contenant la description du premier maillage, i.e, les coordonnées des nœuds et les informations pour créer les éléments.
2. Un fichier contenant la description du nouveau maillage, i.e, une fois encore les coordonnées des nœuds et les informations pour créer les éléments.
3. Un fichier contenant le champ de remplissage sur le premier maillage, i.e., spécifiant à chaque pas de temps et pour chaque élément un coefficient de remplissage compris entre zéro et un. Ces coefficients de remplissage indiquent le degré de saturation de chaque élément de volume.

5.4.3 Algorithme

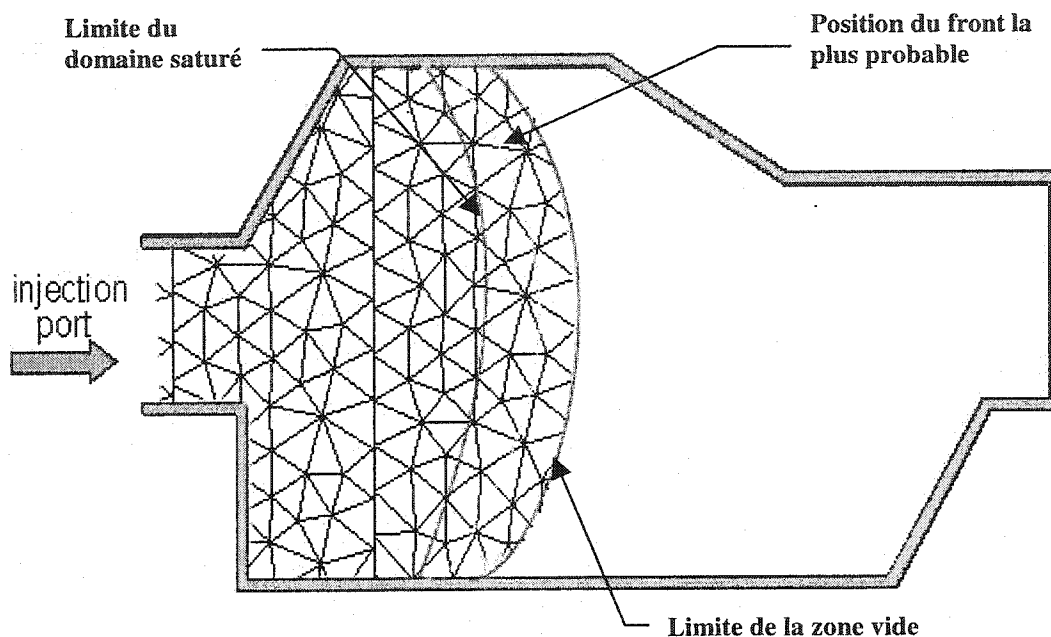


Figure 5-1 : Définition des différents fronts de résine considérés

5.4.3.1 Centres de gravité des éléments

Pour chaque tétraèdre du nouveau maillage, les coordonnées du centre de gravité peuvent être facilement calculées comme suit :

$$x_{centre} = \frac{1}{4} \sum_{n=1}^4 x_{sommet(n)} \quad y_{centre} = \frac{1}{4} \sum_{n=1}^4 y_{sommet(n)} \quad z_{centre} = \frac{1}{4} \sum_{n=1}^4 z_{sommet(n)} \quad (35)$$

Le volume du tétraèdre est calculé à chaque instant par la formule de la figure 5-2.

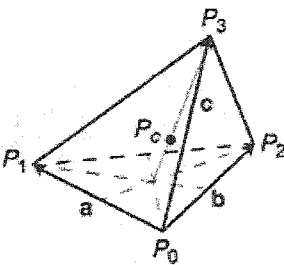
$$\text{Volume of tetrahedron} = \pm \frac{1}{6} [\mathbf{a}, \mathbf{b}, \mathbf{c}] = \pm \frac{1}{6} \begin{vmatrix} a_x & a_y & a_z \\ b_x & b_y & b_z \\ c_x & c_y & c_z \end{vmatrix}$$


Figure 5-2 : Calcul du volume d'un tétraèdre

5.4.3.2 Interpolation par krigeage

L'interpolation par krigeage est basée sur les valeurs des facteurs de remplissage au centre de gravité de chaque élément de l'ancien maillage. Elle a pour but de déterminer les facteurs de remplissage au centre de gravité des éléments du nouveau maillage. Ces valeurs donneront accès à la quantité de résine contenue dans chaque élément du nouveau maillage.

5.4.3.3 Correction des facteurs de remplissage

Dans les zones où le nouveau facteur de remplissage est calculé par extrapolation, certains de ces facteurs peuvent avoir une valeur supérieure à un ou inférieure à zéro. Dans ce cas, une solution simple est adoptée : les coefficients sont remplacés par un s'ils sont supérieurs à un et par zéro s'ils sont négatifs.

5.4.3.4 Position du front de résine sur le nouveau maillage

La position la plus probable du front de résine est supposée donnée par le contour ou la surface du champ de remplissage pour un certain α , $0 < \alpha < 1$:

$$C(\alpha, t) = \{X | f(X, t) = \alpha\} \quad (36)$$

La valeur de α sera déterminée de manière à ce que la quantité totale de $S(\alpha, t)$ (volume saturé) contenue dans le domaine saturé défini par le contour (36) soit conservée exactement. Donc ce volume $S(\alpha, t)$ doit être égal à la quantité totale de résine $V(t)$ injectée dans la cavité à un instant t . Le paramètre α sera choisi par un algorithme de dichotomie ou une interpolation quadratique de telle manière que $V(t) = S(\alpha, t)$ à chaque pas de calcul.

5.4.3.5 Position du front à l'intérieur de chaque élément

Le processus est initialisé en choisissant $\alpha = 0.5$. Dans un premier temps, les fonctions $V(t)$ et ensuite $S(\alpha, t)$ sont évaluées par la formule (37) :

$$S(\alpha, t) = \text{porosité} \times \sum_{n=1}^{nb.tetrahedres} vol.tetraedre(n)_{ancien_maillage} \times filling_coeff_tetra(n)_{ancien_maillage}$$

Il est possible de calculer le volume de résine entrant dans le moule à la fois dans le cas de pression constante et de débit constant.

Une fois α fixé, il est nécessaire, pour calculer $S(\alpha, t)$ de localiser chaque élément du nouveau maillage par rapport au front de résine. Pour chaque élément, trois cas sont possibles :

- a) L'élément est à l'extérieur de $C(\alpha, t)$. Les trois nœuds de chaque triangle (ou quatre nœuds de chaque tétraèdre) sont testés. Si les coefficients de remplissage associés à chaque nœud sont inférieurs à α , l'élément n'est pas inclus dans la

partie remplie. Dans ce cas, le volume de cet élément spécifique ne sera pas pris en compte dans le calcul de la quantité totale de fluide dans le nouveau maillage.

- b) L'élément est complètement à l'intérieur de $C(\alpha, t)$. Dans ce cas, le volume de cet élément spécifique sera pris en compte.
- c) Le contour traverse l'élément. C'est le cas si l'un des nœuds a un coefficient de remplissage supérieur à α , et un autre inférieur à α . L'élément devra être tronqué. Pour déterminer le nombre de points d'intersection de l'élément avec le contour, il est nécessaire de déterminer si les coefficients de remplissage augmentent entre deux nœuds d'une valeur inférieure à α à une valeur supérieure à α . Dans tous les cas, il y a un point sur la ligne joignant les deux nœuds où le coefficient est exactement égal à α . Les coordonnées de ce point doivent être déterminées. L'algorithme utilise une dichotomie récursive entre les deux nœuds pour obtenir les coordonnées du point où le coefficient de remplissage est α . La précision de la dichotomie peut être choisie par l'utilisateur. Le volume contenu dans l'élément est calculé dans la section suivante.

5.4.3.6 Calcul du volume de fluide dans un élément partiellement saturé

Trois cas peuvent apparaître dans le calcul de la quantité de fluide dans un élément au voisinage du front de résine :

- a) Seulement un point se trouve dans $C(\alpha, t)$. Deux points d'intersection sont présents en 2D (trois en 3D); le volume imprégné peut être directement calculé à l'intérieur de cet élément.
- b) Deux points se trouvent dans $C(\alpha, t)$. Il y a deux points d'intersection en 2D (quatre en 3D). Il est possible de calculer le volume imprégné en divisant le volume élémentaire en deux éléments, ce qui sera clairement identifié par l'algorithme.

- c) Dans le cas 3D, trois points peuvent se trouver dans $C(\alpha, t)$. Comme dans le premier cas, il est facile de calculer le volume à l'extérieur de $C(\alpha, t)$. Le volume imprégné est obtenu directement par comparaison avec le volume de l'élément complet.

5.4.3.7 Détermination de α par interpolation quadratique

Une fois tous les éléments traités, $S(\alpha, t)$ est calculé et comparé à $V(t)$. Si $S(\alpha, t) \leq V(t)$, α doit être augmenté. Si $S(\alpha, t) \geq V(t)$, α doit être réduit. L'algorithme trouve la bonne valeur de α par itérations successives. Cette opération doit être réalisée à chaque pas de temps pour obtenir le remplissage dans le nouveau maillage. Elle permet de déterminer la nouvelle position du front de résine. Cette position conserve exactement la quantité de fluide, tout en respectant autant que possible la forme la plus probable du front à tout instant dans la cavité. Cependant, cette procédure prend du temps puisque le volume imprégné doit être déterminé plusieurs fois pour une série de valeurs du paramètre α . Dans le but de diminuer le nombre de ces évaluations successives, une interpolation quadratique est proposée.

L'interpolation quadratique est un moyen simple et rapide de déterminer le coefficient α . La méthode consiste à calculer l'équation du volume imprégné en fonction de α . Cette équation est supposée être celle d'une courbe parabolique. Deux points sont connus : $S(0, t)$ est le complémentaire du volume de la zone complètement remplie, et $S(1, t)$ le volume de la zone entièrement saturée. Si l'on calcule le volume $S(0.5, t)$ de la zone partiellement saturée, on connaît alors trois points. Une fonction quadratique $S(\alpha, t)$ en α peut alors être interpolée (voir figure 5-3).

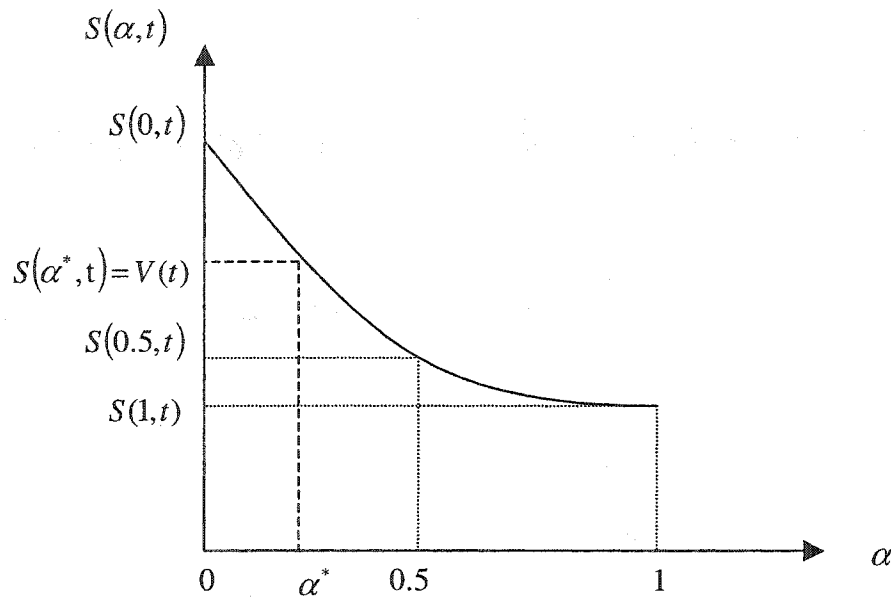


Figure 5-3 : Interpolation quadratique

L'équation de la courbe parabolique s'écrit :

$$S(\alpha, t) = S(0, t) + [4 \cdot S(0.5, t) - S(1, t) - 3 \cdot S(0, t)] \cdot \alpha + 2 \cdot [S(1, t) + S(0, t) - 2 \cdot S(0.5, t)] \cdot \alpha^2$$

α est déterminé par l'intersection entre cette courbe et la droite :

$$V(t) = S(\alpha, t)$$

Il est possible d'estimer simplement la différence entre les deux méthodes en comparant le rapport du nombre d'itérations pour plusieurs exemples. Les résultats de cette comparaison sont répertoriés dans le tableau suivant. La première colonne donne le pas de temps considéré pour la simulation. La troisième colonne donne la référence, c'est-à-dire que le nombre d'itérations pour la méthode quadratique est égal à un, comme cela a

été montré. La deuxième colonne enfin indique le nombre d'itérations relatif à la méthode par dichotomie.

Tableau 5-1 : Nombre d'itérations des deux méthodes

Pas de temps considéré	Méthode par Dichotomie	Méthode quadratique
12	9	1
24	12	1
36	10	1

Ces observations peuvent être perçues comme une première justification de choisir la méthode quadratique plutôt que la méthode par dichotomie. En effet, dans la grande majorité des cas, la méthode quadratique évite à l'algorithme des calculs de volume inutiles. Bien entendu, le bien fondé de telles observations est fortement lié au degré de précision demandé par l'utilisateur. Plus la précision demandée est grande et plus la méthode quadratique sera intéressante comparée à la méthode par dichotomie.

5.5 Expériences numériques

Plusieurs expériences vont être maintenant présentées, chacune illustrant un degré de difficulté différent. Dans chaque cas, deux images seront montrées : la première montrant l'injection sur l'ancien maillage ; la seconde donne le résultat de l'algorithme sur le nouveau maillage.

5.5.1 Première expérience : injection dans une géométrie tridimensionnelle simple

Dans ce cas, un cube est rempli par l'une de ses faces. Dans l'ancien maillage contenant approximativement 500 éléments, des ombres sont observées rendant compte des différentes valeurs du champ de remplissage.

Sur le nouveau maillage qui contient environ 1500 éléments, seul le front de résine est représenté. Le paramètre α est la valeur du contour qui permet de conserver la quantité de résine. L'erreur permise sur la conservation de la quantité de résine pour cette expérience a été fixée à 0.15%, l'erreur réelle sur le nouveau maillage est seulement de 0.06%.



Figure 5-4 : géométrie tridimensionnelle simple

5.5.2 Deuxième expérience : obstacle dans une géométrie tridimensionnelle

Dans ce cas, un mince carré avec un large trou en son centre est rempli afin que la résine rencontre un obstacle durant l'injection. Une fois encore, l'algorithme calcule une nouvelle forme du front de résine qui conserve la quantité de fluide.

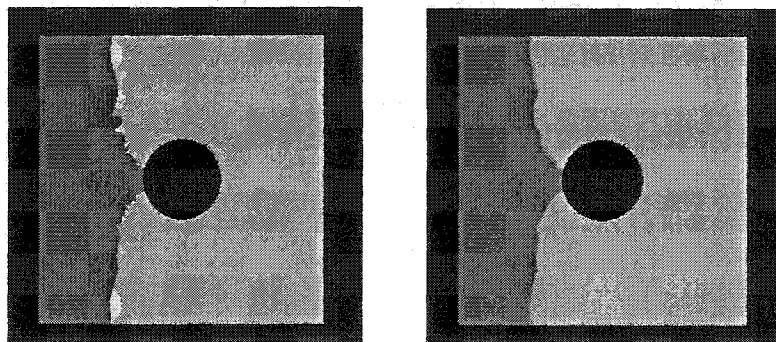


Figure 5-5 : Obstacle dans une géométrie bidimensionnelle, injection sur l'ancien maillage et résultat sur le nouveau maillage

5.5.3 Troisième expérience : fronts multiples dans une géométrie tridimensionnelle simple

Dans ce cas, une double injection est réalisée dans une géométrie tridimensionnelle. Bien que la visualisation ne soit pas simple, l'animation sur l'ordinateur confirme une fois encore que l'algorithme respecte l'exacte conservation de la quantité de résine.

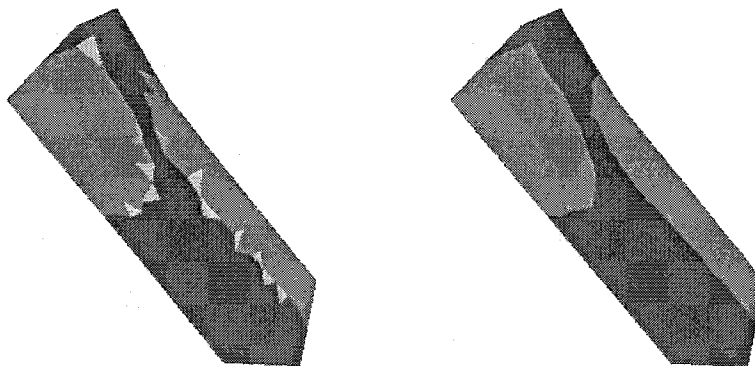


Figure 5-6 : Fronts multiples dans une géométrie tridimensionnelle, injection sur l'ancien maillage et résultat sur le nouveau maillage

5.5.4 Quatrième expérience : pièce industrielle

L'exemple d'une pièce industrielle complexe a été choisi pour cette quatrième validation de l'algorithme. Il s'agit d'un écrou complexe, dont l'injection se fait par une de ses branches. La figure 5-7 présente le résultat de l'injection dans un maillage d'environ 3000 éléments grâce à LCMFlot, puis le résultat de l'algorithme sur un maillage plus fin, d'environ 5000 éléments. Une fois encore la quantité de résine est conservée.

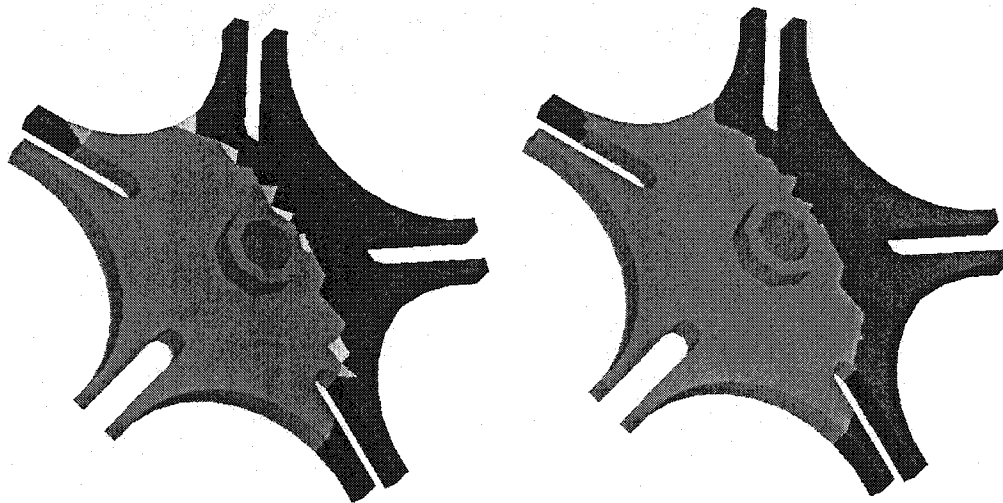


Figure 5-7 : Pièce industrielle complexe

5.6 Conclusion

Dans ce chapitre, une nouvelle approche basée sur l'interpolation par krigeage dual est proposée pour projeter la position du front de résine d'un maillage à un autre tout en conservant avec précision la quantité de résine dans la cavité. L'algorithme utilisé ici a été testé sur plusieurs exemples : une géométrie tridimensionnelle simple, un moule avec obstacle et le cas de fronts multiples. Sur les exemples étudiés, l'algorithme projette avec succès la position du front mobile sur le nouveau maillage raffiné tout en conservant la quantité de fluide. Néanmoins, d'autres expériences numériques sont nécessaires afin d'évaluer quantitativement la précision de cette approche. En conclusion, l'interpolation

par krigeage dual permet un bon compromis entre la réduction du temps de calcul et la conservation de la quantité de résine. Cette méthode apporte une nouvelle solution prometteuse et fiable à l'un des problèmes majeurs posés lors de la simulation des processus d'injection en moule, en d'autres termes la conservation de la quantité de résine dans les calculs numériques.

CONCLUSION

Au cours de ce mémoire, plusieurs axes de recherche ont été explorés afin de mieux comprendre, mieux mesurer et mieux utiliser la perméabilité des renforts fibreux. La détermination expérimentale des perméabilités planaire et unidirectionnelle a été abordée, en examinant les contraintes pratiques reliées à cette mesure. L'évaluation de la précision de la mesure représente un problème majeur. À cette fin, les principaux paramètres pouvant interférer dans la mesure ont été répertoriés. Dans un deuxième temps, certains phénomènes spécifiques tels que l'effet de bord, la présence de bulles d'air ou encore des irrégularités dans la structure de l'échantillon ont été décrits avec l'appui de courbes expérimentales réalisées au laboratoire. L'analyse ne peut être exhaustive, mais elle apporte des informations importantes sur la précision que l'on peut espérer atteindre dans la mesure de la perméabilité.

Une fois ce constat effectué, les possibilités d'amélioration de l'« outil perméabilité » ont été explorées tant du point de vue expérimental que numérique. L'observation d'un front incliné lors d'une mesure unidirectionnelle classique a motivé la suite de l'étude. Ce nouveau paramètre, l'inclinaison du front d'écoulement, peut permettre d'accéder, au cours d'une même mesure, à plus d'informations et donc de diminuer le nombre total de mesures nécessaires. Une première piste pour étudier l'inclinaison de ce front a porté sur la prise en compte de l'influence de l'anisotropie du renfort fibreux. Cette idée n'a pas pu être validée expérimentalement, puisque le matériau utilisé ne pouvait se prêter à de telles expériences. Néanmoins, le phénomène physique de cisaillement d'un renfort fibreux peut être modélisé en partie, dans les cas simples, par une anisotropie complexe. Ceci constitue un aspect très intéressant, puisque la recherche sur la modélisation du cisaillement est en fait difficile du fait de la dépendance de beaucoup de paramètres, aussi bien les contraintes mécaniques appliquées que des propriétés de la fibre. Ici, une modélisation simple a permis d'évaluer l'effet d'une variation du degré d'anisotropie et

de l'inclinaison de l'ellipse, indépendamment des autres paramètres spécifiques de la fibre. Cette étude ouvre donc une nouvelle voie sur l'influence du cisaillement, en isolant les effets de certains paramètres centraux.

Le dernier axe d'étude a été l'amélioration des applications numériques de la mesure de la perméabilité. En effet, la perméabilité est un paramètre crucial lors des simulations numériques d'injections sur renforts. Une nouvelle approche basée sur l'interpolation par krigeage dual est proposée pour projeter la position du front de résine d'un maillage à un autre tout en conservant avec précision la quantité de résine dans la cavité. L'algorithme créé est capable de projeter la position du front mobile sur le nouveau maillage raffiné tout en conservant la quantité de fluide. Cette nouvelle méthode apporte une solution prometteuse et fiable à l'un des problèmes majeurs posés lors de la simulation des processus d'injection en moule, en d'autres termes la conservation de la quantité de résine dans les calculs numériques.

Dans cette maîtrise, la perméabilité, paramètre central dans l'étude des procédés d'injection sur renforts, a pu être étudié et son application optimisée, depuis sa mesure jusqu'à son utilisation pour les analyses numériques. Un guide de la mesure de la perméabilité a été constitué. Il fait la synthèse de travaux de plusieurs étudiants et chercheurs afin de participer à l'élaboration d'une norme pour de telles mesures. Il semble nécessaire pour le futur d'élargir encore cette synthèse afin d'obtenir un document plus abouti. L'algorithme pour la conservation de la quantité de résine durant un remaillage demande de nombreux tests au cours d'un processus de certification pour s'assurer de sa validité dans un maximum de cas. Enfin, l'étude de l'anisotropie complexe propose un modèle simple du cisaillement où seuls deux paramètres varient. La validation expérimentale des simulations numériques est encore nécessaire. Un matériau doit être soigneusement choisi, puis des tests doivent être réalisés avec seulement deux mesures au lieu de trois. Si les résultats s'avéraient en accord avec les simulations, il

faudrait alors relier le cisaillement aux variations d'angle de l'ellipse de perméabilité et à son degré d'anisotropie. Le phénomène de cisaillement pourrait sans doute être modélisé par ces paramètres dans un premier temps, avant d'intégrer progressivement d'autres contraintes.

Finalement, l'étude de l'analyse de précision des simulations numériques d'injection sur renforts a permis de dégager plusieurs axes de recherche. Ceux-ci ont été investigués et certains d'entre eux méritent d'être approfondis au regard des résultats prometteurs obtenus qui ont été présentés.

RÉFÉRENCES

- [1] WEITZENBOCK, J., SHENOI, R., WILSON, P. (1999). *Measurement of Principal Permeability with the Channel Flow Experiment*, Polymer Composites.
- [2] WEITZENBOCK, J., SHENOI, R., WILSON, P. (1999). *Radial Flow Permeability Measurement Part A and B*, Polymer Composites.
- [3] AMICO, S., LEKAKOU, C. (2001). *An Experimental Study of the Permeability and Capillary Pressure in RTM*, Composites Science and Technology 61: pp. 1945-1959.
- [4] WEITZENBOCK, J., SHENOI, R., WILSON, P. (1998). *Measurement of Three-Dimensional Permeability*, Composites Part A 29 A: pp. 159 – 169.
- [5] FERLAND, P., GUITTARD, D., TROCHU, F. (1996). *Concurrent Methods for Permeability Measurements in Resin Transfer Molding*, Polymer Composites, vol. 17, no 1: pp.149-158.
- [6] KENDALL, K.N., LONG, A.C., MANGIN, C.G.E., RUDD, C.D. (1997). *Liquid Moulding Technologies*, Woodhead Publishing, Cambridge, 457 pages.
- [7] LEE, L.J., YU, B. (2000). *A Simplified In-Plane Permeability Model for Textile Fabrics*, Polymer Composites, vol. 21, no 5: pp. 660-685.
- [8] LEMENN, Y. (1994). *Étude de la compressibilité et de la perméabilité des renforts directionnels*, Mémoire de maîtrise, Département de génie mécanique, École Polytechnique de Montréal.

- [9] BREARD, J., HENZEL, Y., TROCHU, F. et GAUVIN, R. (2002). *Analysis of dynamic flows through porous media, Part I: Comparison of Saturated and Unsaturated Flow Behaviours in Fibrous Reinforcements*, accepté par Polymer Composites.
- [10] TROCHU, F., GAUVIN, R., GAO, D.M. (1993). *Numerical Analysis of the Resin Transfer Molding Process by the Finite Element Method*, Advances in Polymer Technology, Vol. 12: pp. 329-342.
- [11] TROCHU, F., GAUVIN, R. (1992). *Limitations of a Boundary-Fitted Finite Difference Method for the Simulation of the Resin Transfer Molding Process*, Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol. 11, 7: pp. 772-786.
- [12] TROCHU, F. (1993). *A Contouring Program Based on Dual Kriging Interpolation*, Engineering with Computers, Vol. 9: pp. 160-177.
- [13] LABERGE-LEBEL, L., RUIZ, E., TROCHU, F. (2001). *Développement d'outils de caractérisation pour la fabrication des composites : A - Système de contrôle du cisaillement d'un renfort*, rapport expérimental, École Polytechnique de Montréal.
- [14] DEMARIA, C., RUIZ, E., TROCHU, F. (2002). *Mesures de perméabilité sur tissu de carbone G986 D1200 Injectex E01 HS 2F*, rapport expérimental pour DASSAULT AVIATION, École Polytechnique de Montréal.
- [15] GAUVIN, R., TROCHU, F., LEMENN, Y., and DIALLO, L. (1996). *Permeability Measurement and Flow Simulation Through Fiber Reinforcement*, Polymer Composites Vol. 17, No. 1.

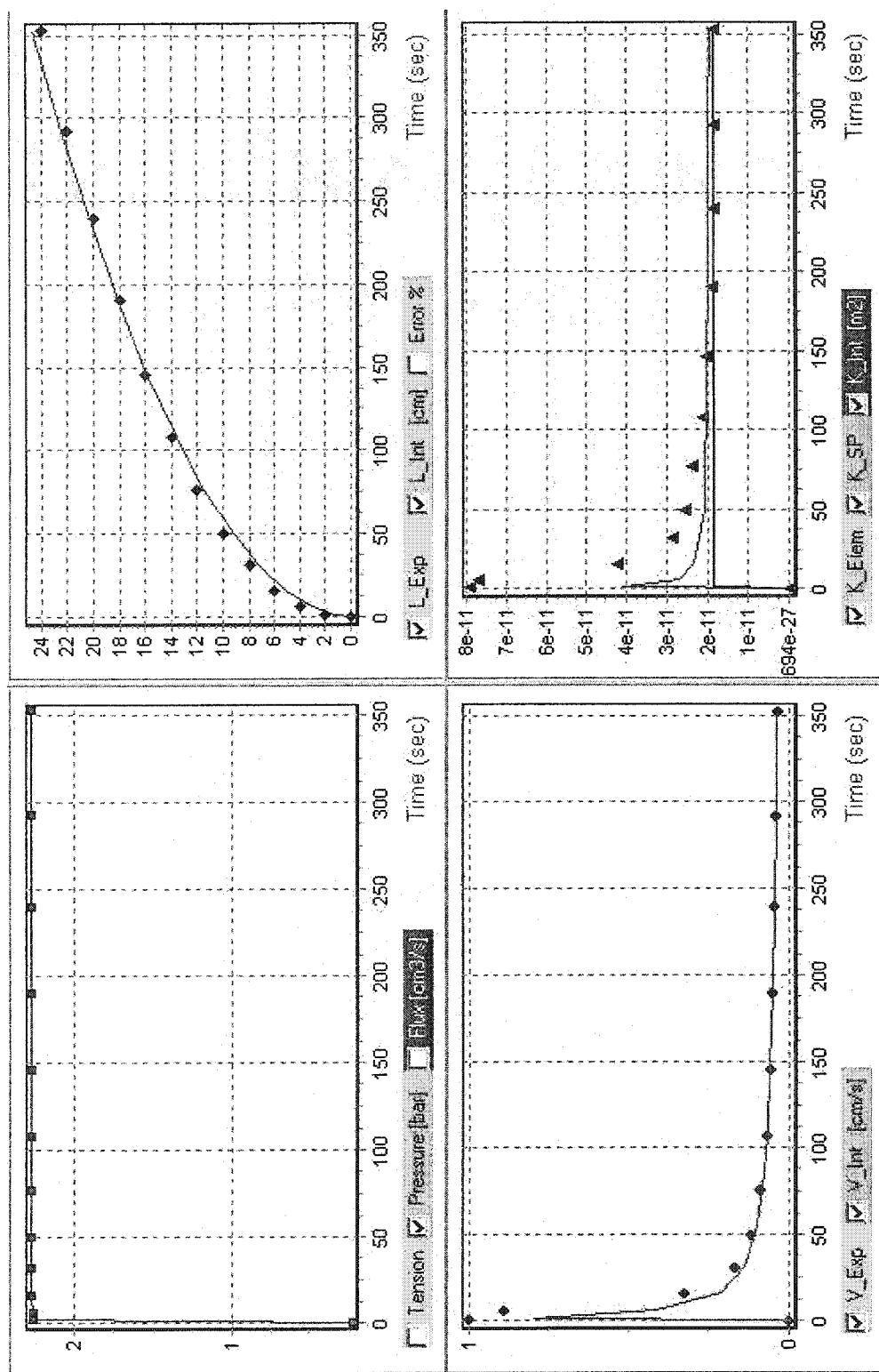
- [16] JOUBAUD, L., TROCHU, F., and LE CORVEC, J. (2003). *Simulation of the Manufacturing of an Ambulance Roof by Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI)*.
- [17] SHOJAEI, A., TROCHU, F., GHAFFARIAN, S.R., KARIMIAN, S.M.H., LESSARD, L. (2002). *An Experimental Study of Saturated and Unsaturated Permeabilities in Resin Transfer Molding Based on Unidirectional Flow Measurements*.
- [18] ADAMS, K.L., REBENFELD, L. (1987). *In-Plane Flow of Fluids in Fabrics: Structure/Flow Characterization*, Textile Research Journal 57: pp. 647-654.
- [19] PARNAS, R.S., SALEM, A.J. (1993). *A Comparison of the Unidirectional and Radial In-Plane Flow of Fluids through Woven Composite Reinforcements*, Polymer Composite 14(5): pp. 383-394.
- [20] HAMMANI, A., TROCHU, F., GAUVIN, R., WIRTH, S. (1996). *Directional Permeability Measurement of Deformed Reinforcement*, Journal of Reinforced Plastics and Composites 15: pp. 552-562.
- [21] SIMACEK, P., ADVANI, S.G. (1996). *Permeability Model for a Woven Fabric*, Polymer Composites 17(6): pp. 887-899.
- [22] SMITH, P., RUDD, C.D., LONG, A.C. (1997). *The Effect of Shear Deformation on the Processing and Mechanical Properties of Aligned Reinforcements*, Composites Science and Technology 57: pp. 327-344.
- [23] LAI, C.L., YOUNG, W.B. (1997). *Model Resin Permeation of Fiber Reinforcements After Shear Deformation*, Polymer Composites 18(5): pp. 642-648.

- [24] SLADE, J., SOZER, E.M., ADVANI, S.G. (2000). *Fluid Impregnation of Deformed Preforms*, Journal of Reinforced Plastics and Composites 19(7): pp. 552-568.
- [25] HEARDMAN, E., LEKAKOU, C., BADER, M.G. (2001). *In-Plane Permeability of Sheared Fabrics*, Composites Part A 32: pp. 933-940.
- [26] LAI, C.L., YOUNG, W.B. (1999). *The Effects of Preforming Induced Variable Permeabilities on the RTM Molding Flow*, Polymer Composites 20(2): pp. 225-239.
- [27] CHAN, A.W., HWANG, S.T. (1991). *Anisotropic In-Plane Permeability of Fabric Media*, Polymer Engineering and Science 31(6): pp. 1233-1239.
- [28] ADAMS, K.L., RUSSEL, W.B., REBENFELD, L. (1988). *Radial Penetration of a Viscous Liquid into a Planar Anisotropic Porous Media*, International Journal of Multiphase Flow 14(2): 203-215.

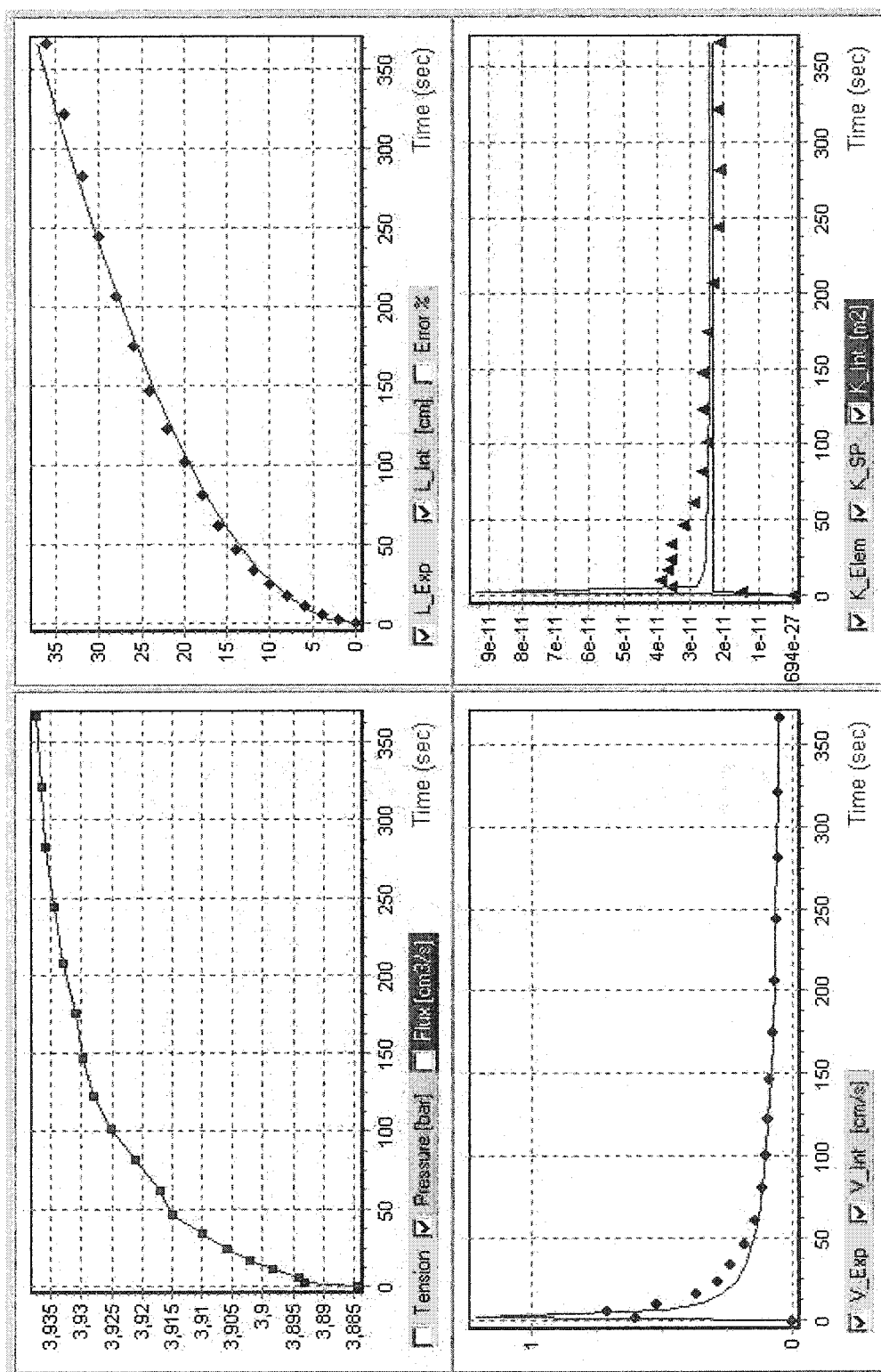
ANNEXES

ANNEXE I : GRAPHIQUES ET COURBES DE MESURES

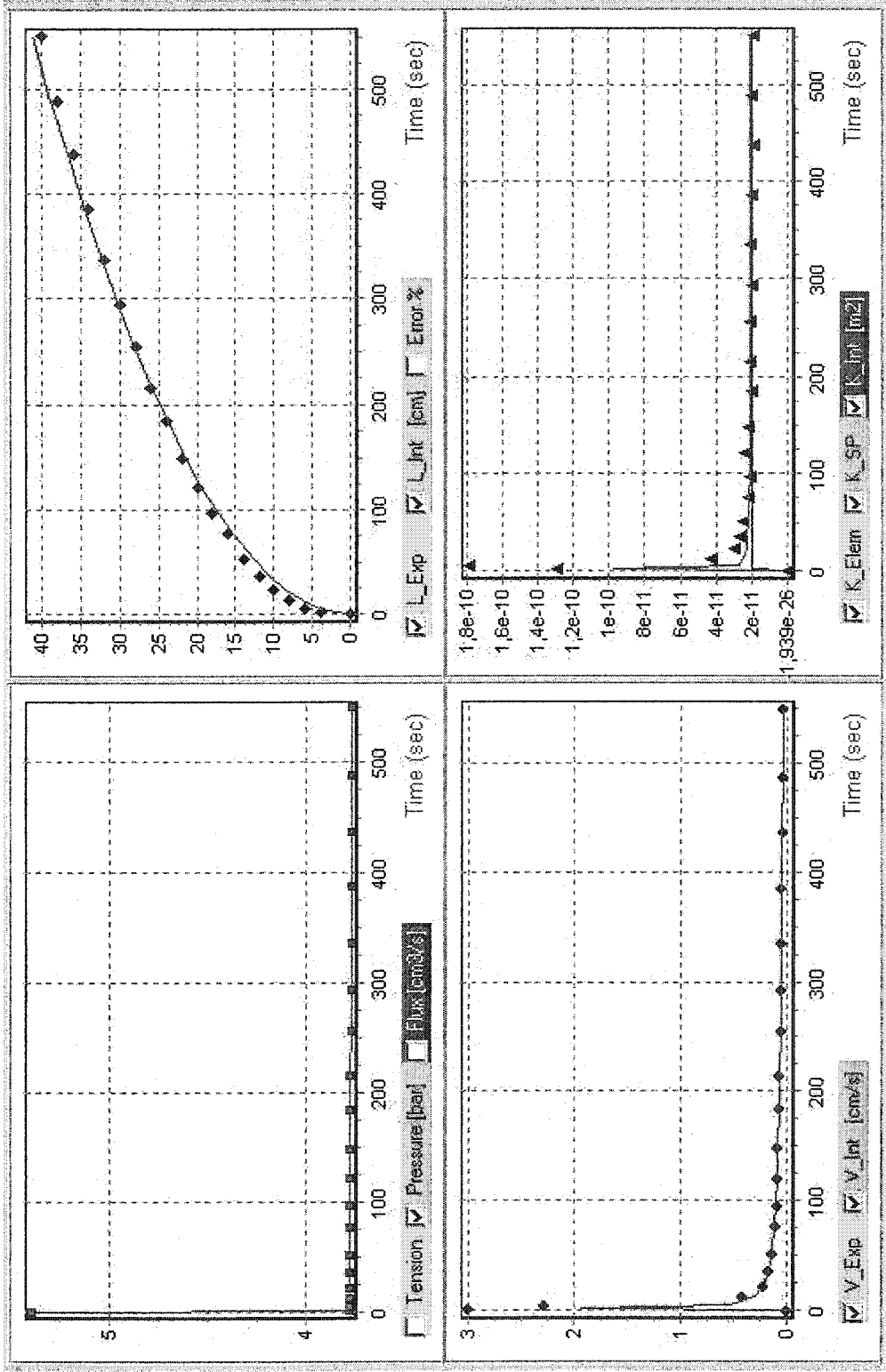
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verru	
Type :	RE 144/255	
Orientation :	0/90 transverse 1	
Masse volumique du tissu :	2.56E+06	g/m ³
Masse surfacique du tissu :	380	g/m ²
Nombre de plis :	7	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	52.0	%
Porosité :	48.0	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	25	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	1.868 E-11	m ²



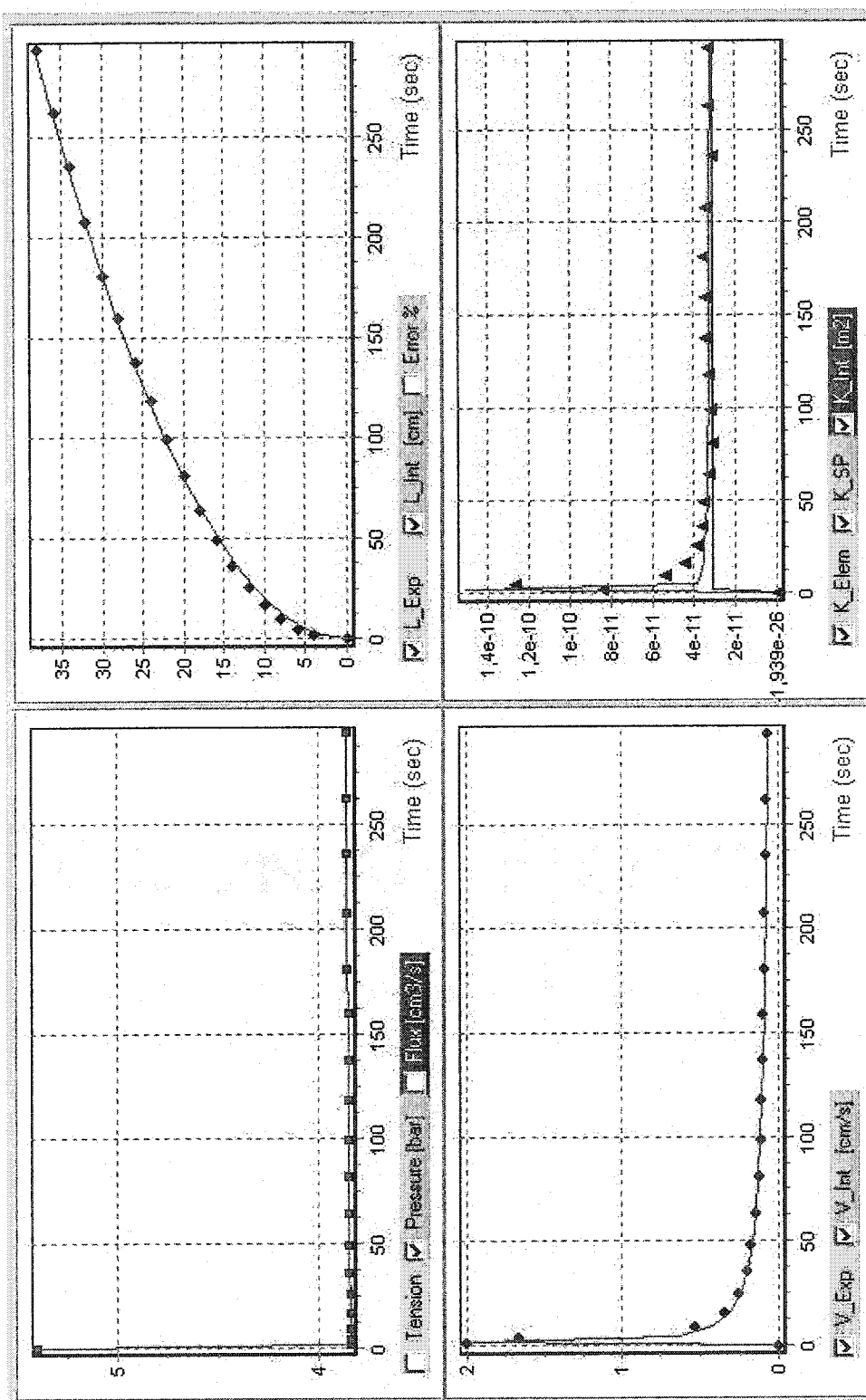
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
<u>Identification :</u>	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
<u>Date :</u>		
<u>Noms :</u>		
<u>Lieu :</u>		
Renfort :	verre	
Type :	RE 144/255	
Orientation :	0,90 transverse 2	
Masse volumique du tissu :	2.56E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	380	g/m2
Nombre de plis :	7	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	52.0	%
Porosité :	48.0	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	40	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	2.339 E-11	m2



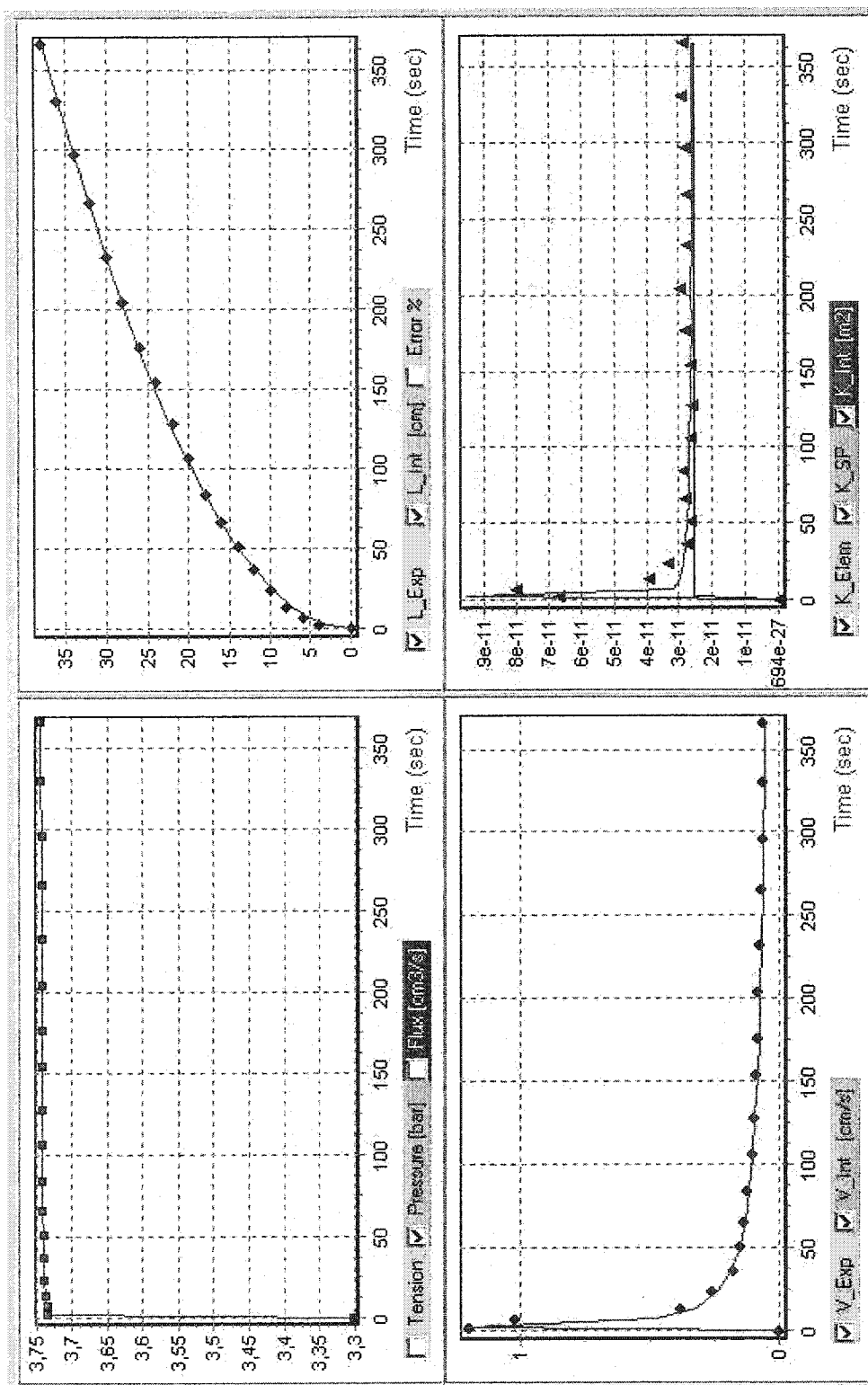
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP jun 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	RE 144/255	
Orientation :	0,90 transverse 3	
Masse volumique du tissu :	2.56E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	380	g/m2
Nombre de plis :	7	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	52.0	%
Porosité :	48.0	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	40	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	2.00E-11	m2



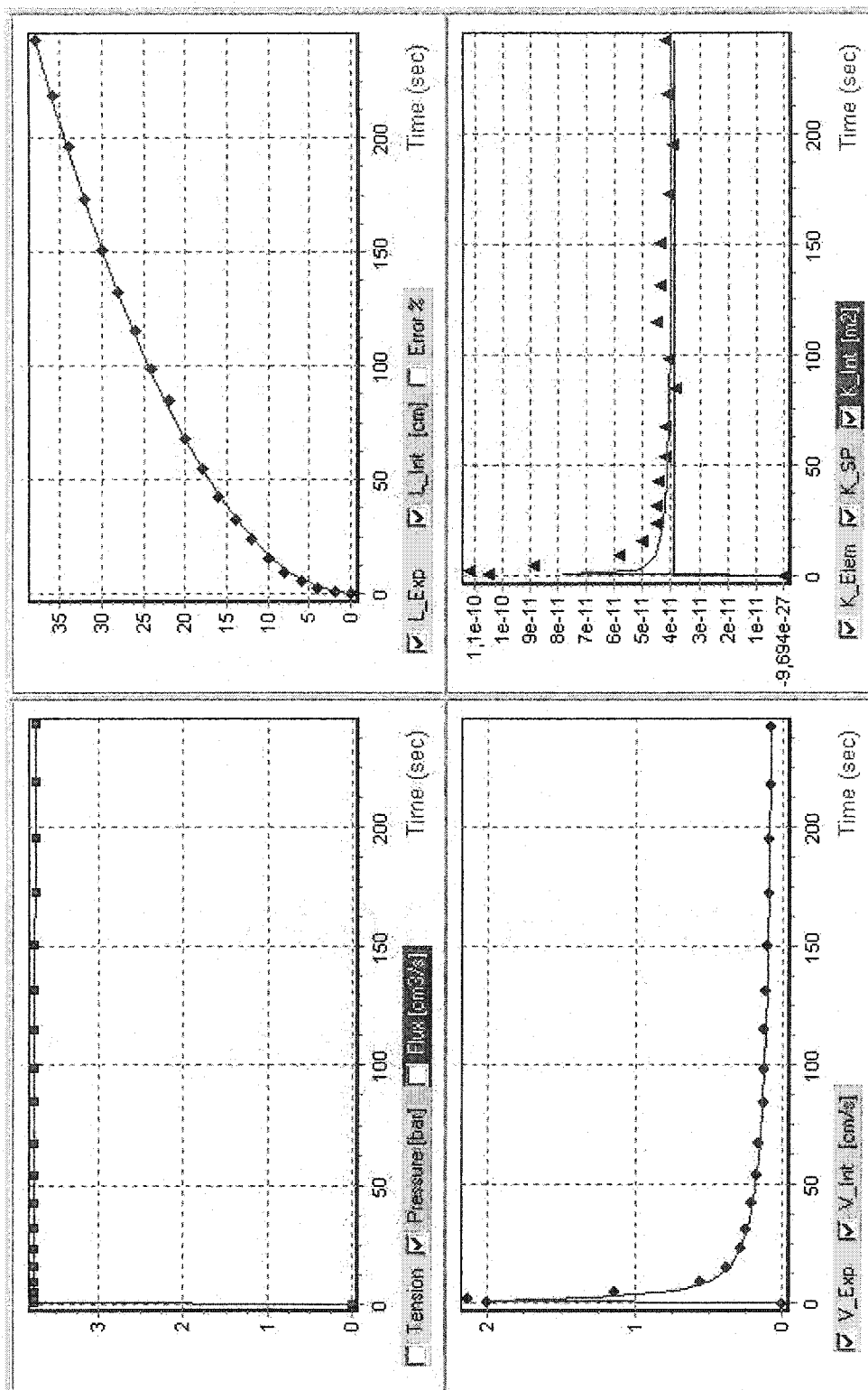
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	RE 144/255	
Orientation :	0/90 longitudinal 1	
Masse volumique du tissu :	2.56E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	380	g/m2
Nombre de plis :	7	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	52.0	%
Porosité :	48.0	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	40	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	3.146 E-11	m2



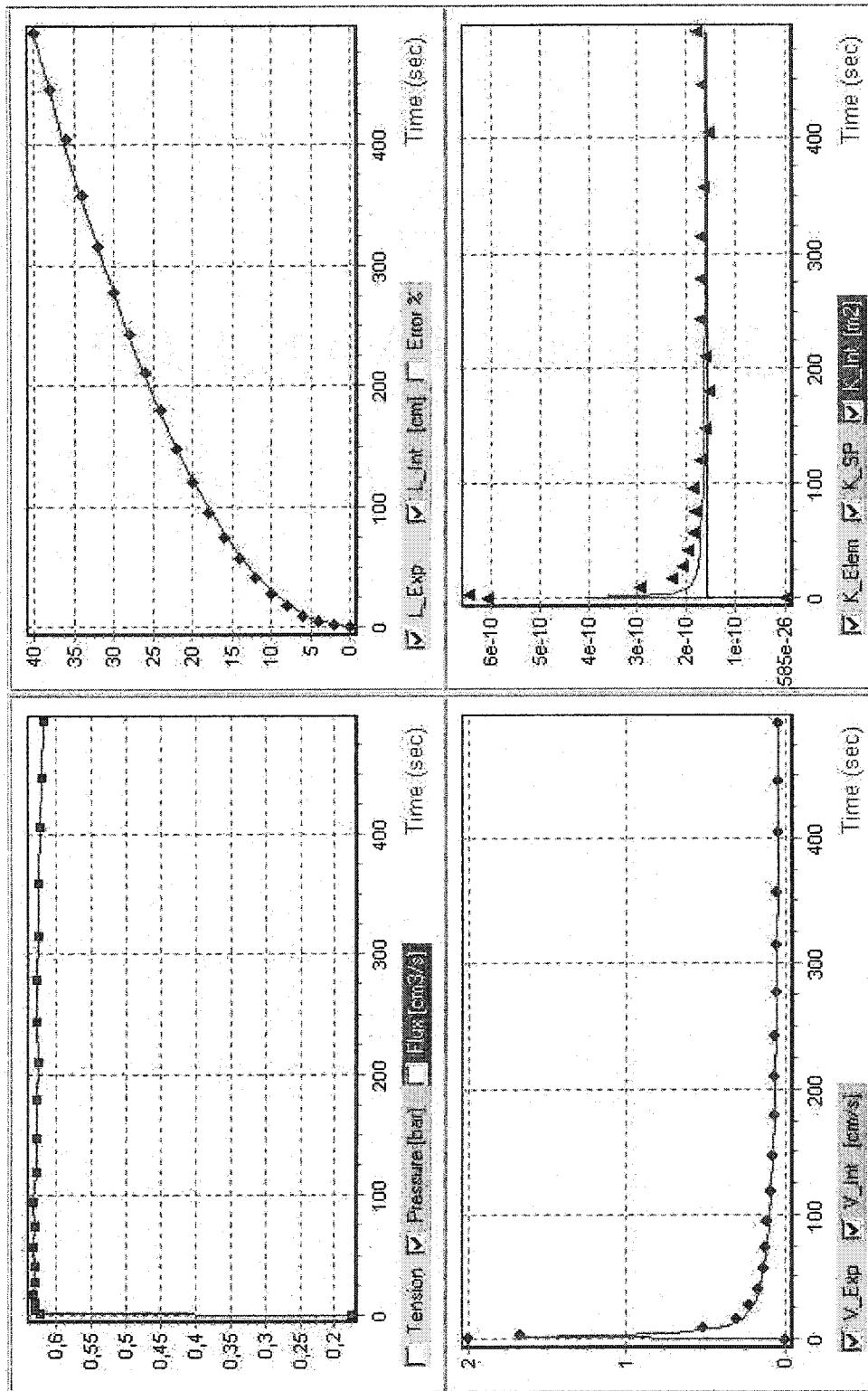
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	RE 144/255	
Orientation :	0,00 longitudinal 2	
Masse volumique du tissu :	2.56E-06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	380	g/m2
Nombre de plis :	7	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	52.0	%
Porosité :	48.0	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	40	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
K géométrique Expérimental	2.543 E-11	m2



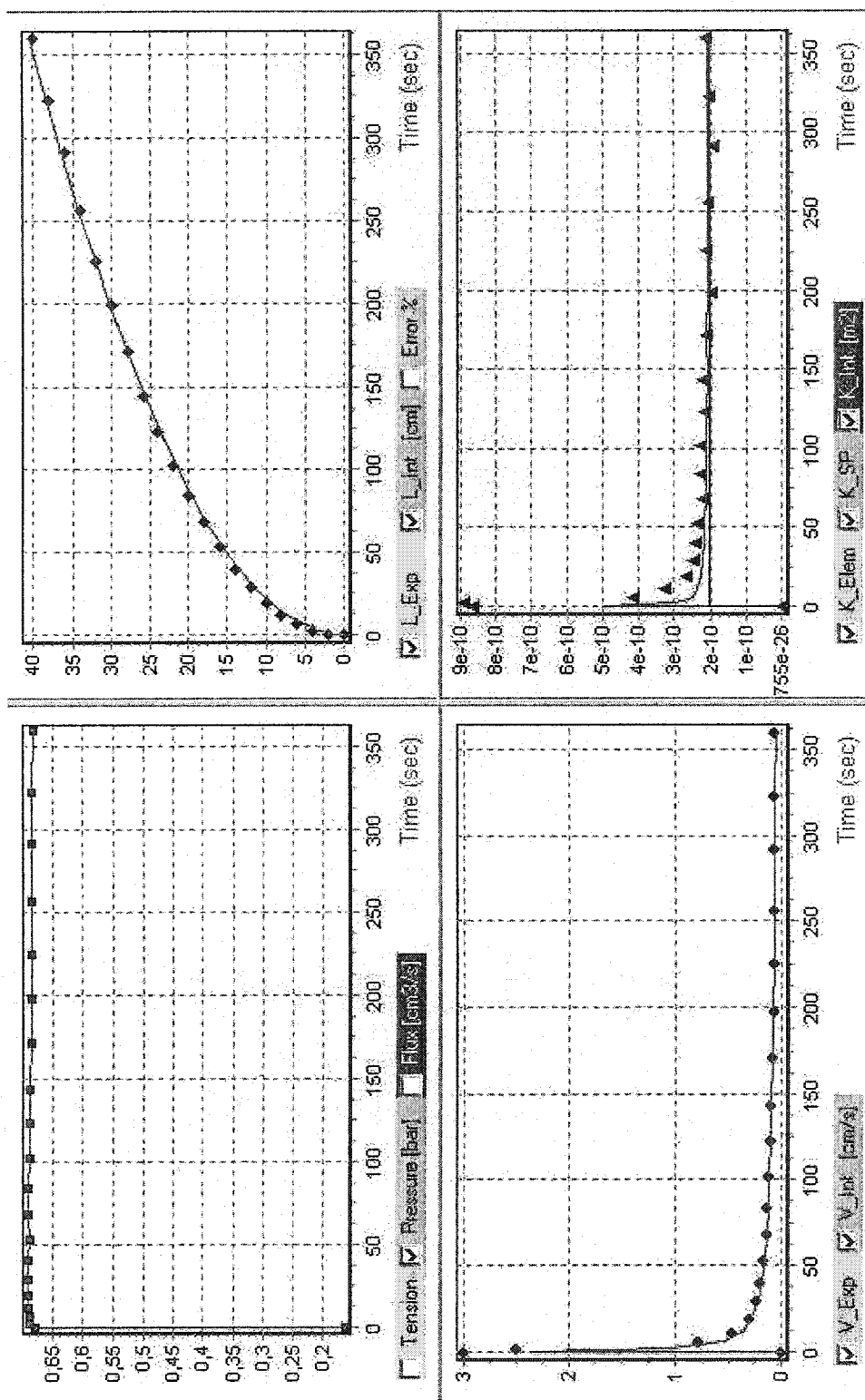
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	RE 144/255	
Orientation :	0/90 longitudinal 3	
Masse volumique du tissu :	2.56E+03	g/m3
Masse surfacique du tissu :	380	g/m2
Nombre de plis :	7	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	52.0	%
Porosité :	48.0	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	40	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	3.898E-11	m2



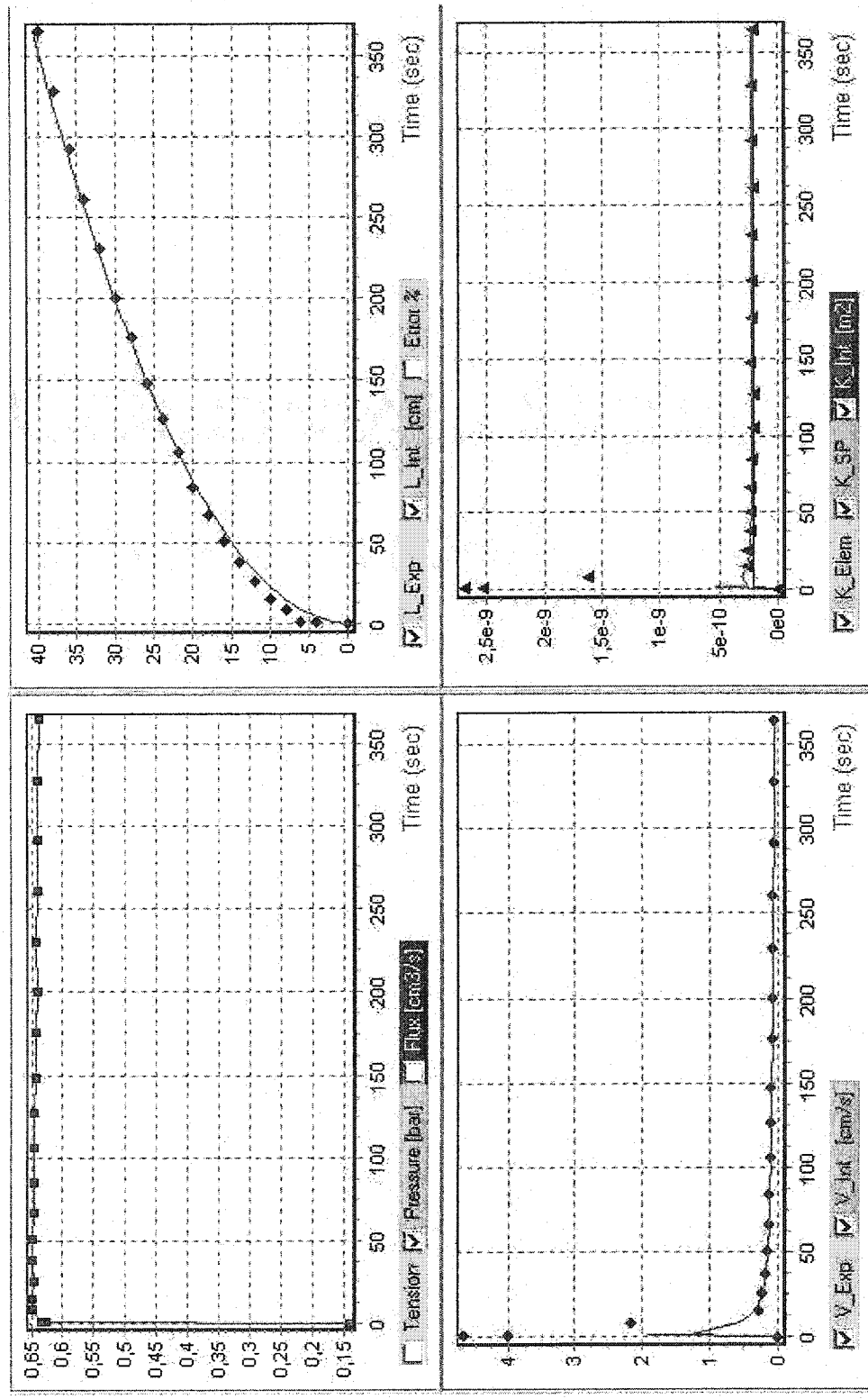
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP	
Date :	juin 2002	
Noms :	Gravier Vincent	
Lieu :	Polytechnique	
Renfort :	vene	
Type :	R 420	
Orientation :	0,90 transverse 1	
Masse volumique du tissu :	2.55E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	420	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	41.2	%
Porosité :	58.8	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	1.5737 E-10	m2



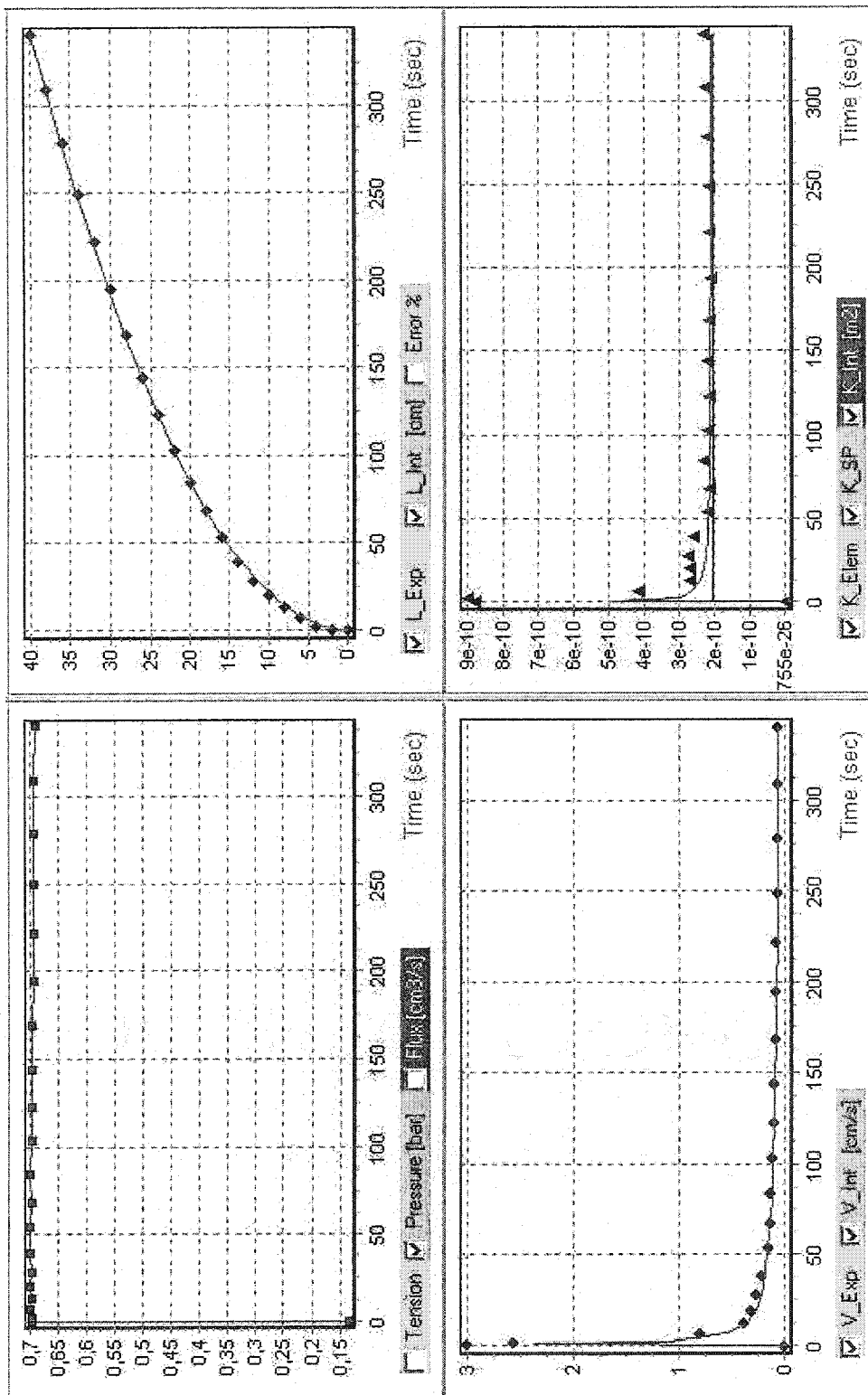
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	R 420	
Orientation :	0/90 transverse 2	
Masse volumique du tissu :	2.55E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	420	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	41.2	%
Porosité :	58.8	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pa.s
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	2.0195 E-10	m2



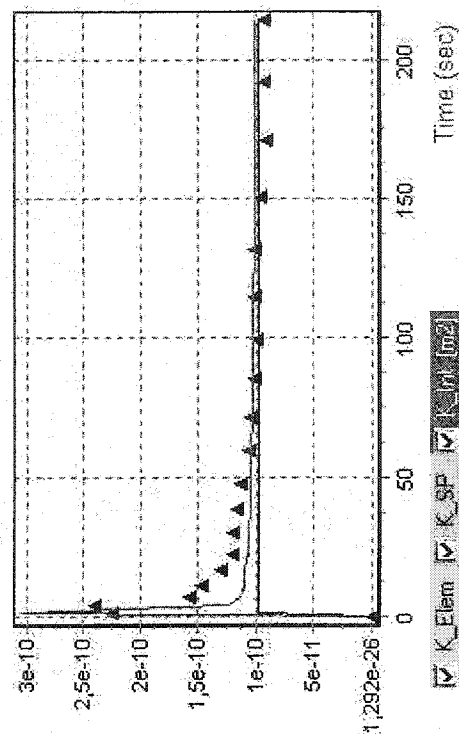
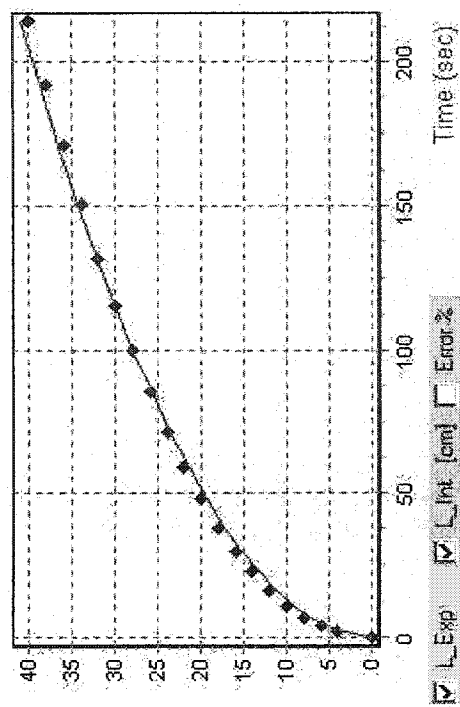
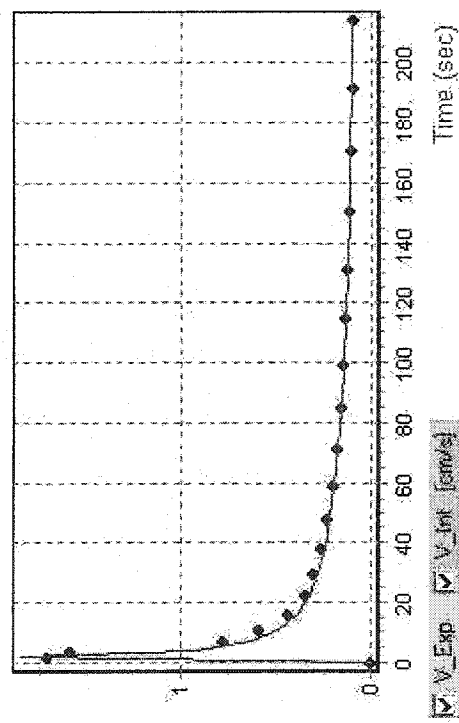
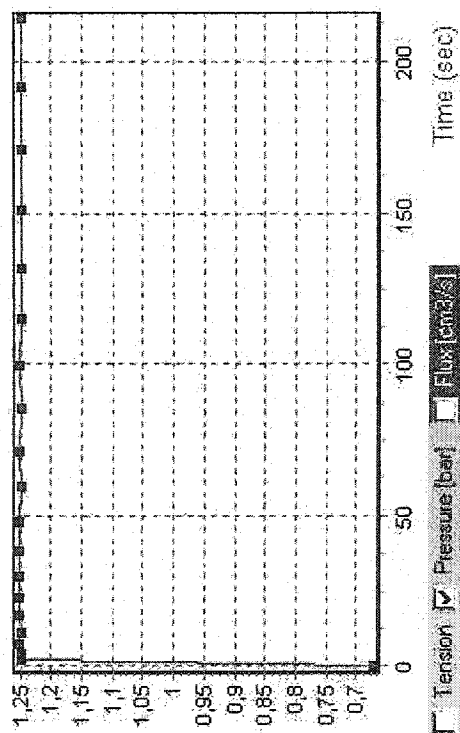
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	R 420	
Orientation :	0/90 longitudinal 1	
Masse volumique du tissu :	2.55E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	420	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	41.2	%
Porosité :	58.8	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	2.1447 E-10	m2



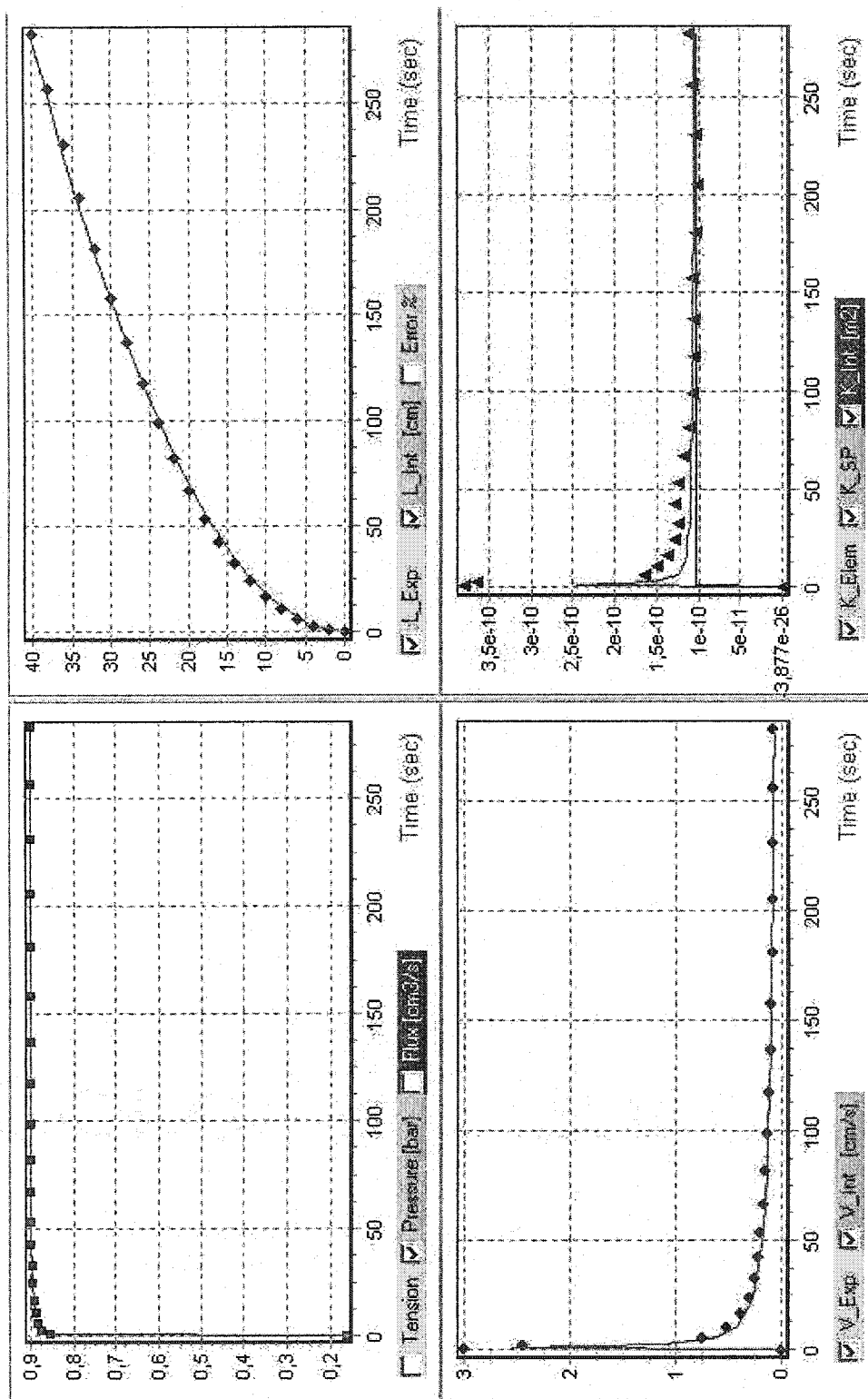
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	verre	
Type :	R 420	
Orientation :	0,00 longitudinal 2	
Masse volumique du tissu :	2.55E+06	g/m ³
Masse surfacique du tissu :	420	g/m ²
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	41.2	%
Porosité :	58.8	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
K géométrique Expérimental	2.0498E-10	mD



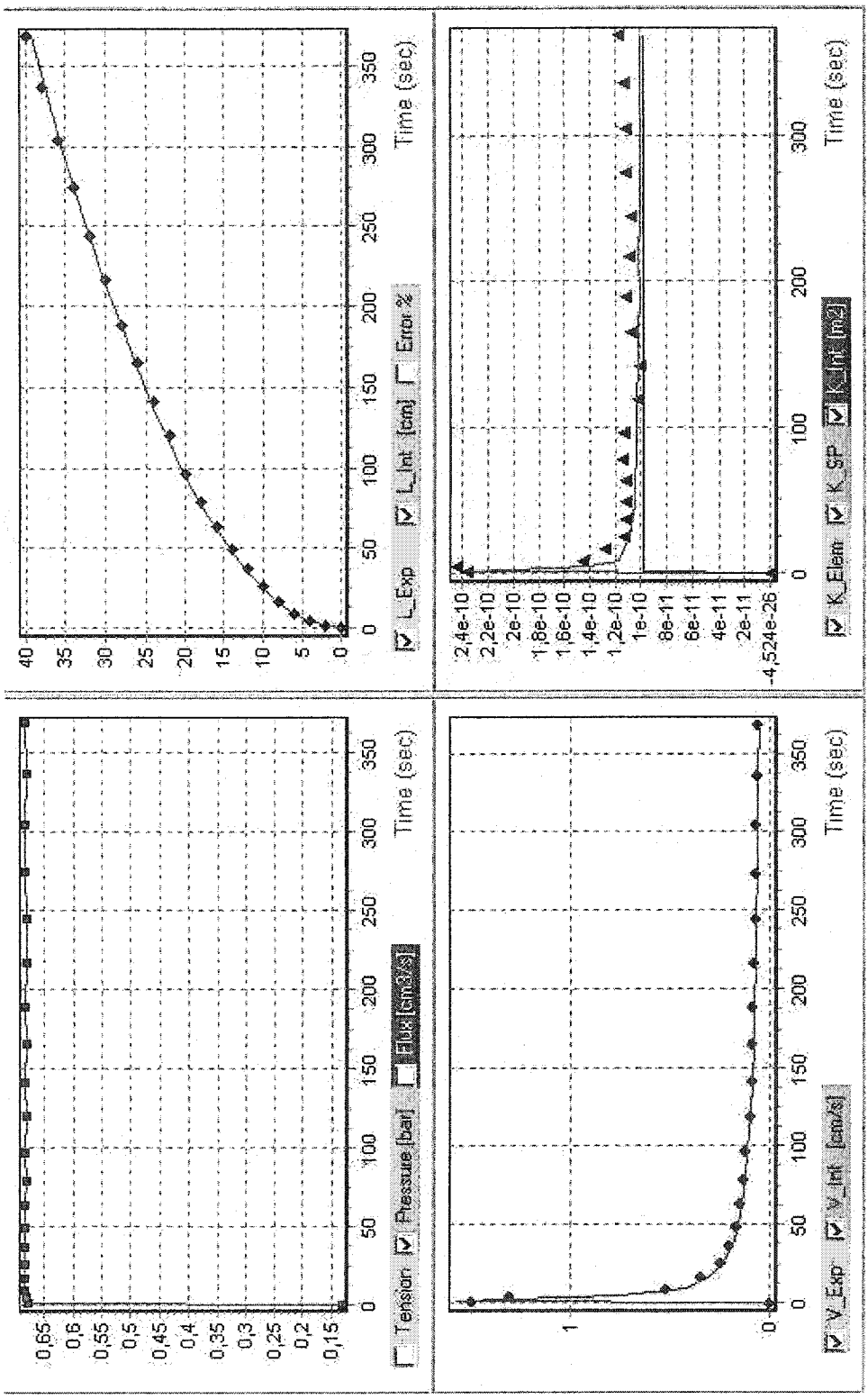
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	PVC	
Type :	Helioscreen Nette 2115	
Orientation :	0/90 jaune 1	
Masse volumique du tissu :	1.42E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	335	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	60.5	%
Porosité :	30.5	%
Fluide :	1 huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	9.909 E-11	m2



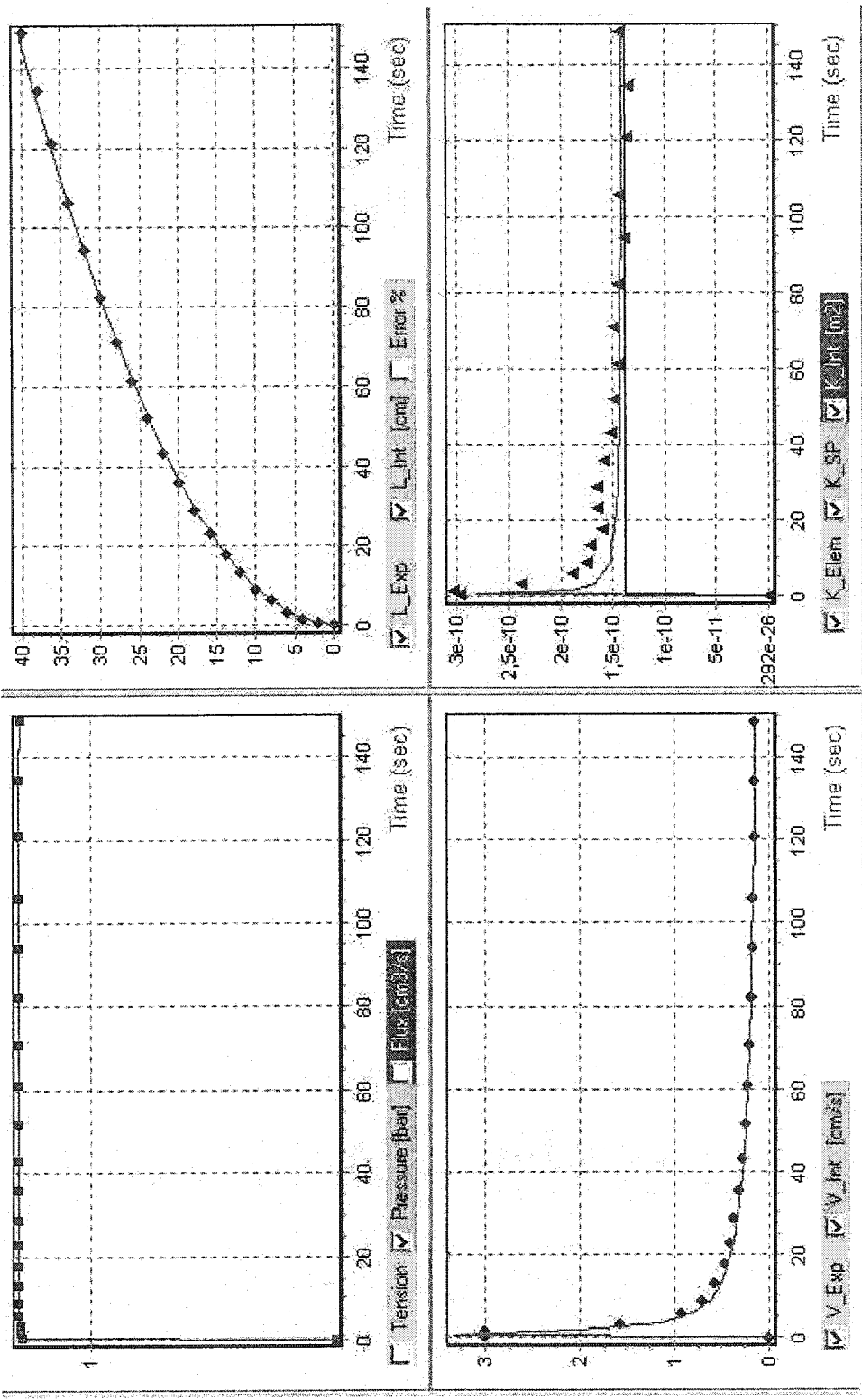
MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	PVC	
Type :	HelosreenNatie 2115	
Orientation :	0,90 jante 2	
Masse volumique du tissu :	1.42E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	395	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	69.5	%
Porosité :	30.5	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	1.0275 E-10	m2



MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	PVC	
Type :	Heliosreen Nette 2115	
Orientation :	0,90 barr. 1	
Masse volumique du tissu :	1,42E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	395	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	69,5	%
Porosité :	30,5	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	9,782 E-11	m2



MESURE DE PERMEABILITE GEOMETRIQUE PLANAIRE		
Régime transitoire		
Pression constante		
Identification :	CRASP juin 2002 Gravier Vincent Polytechnique	
Date :		
Noms :		
Lieu :		
Renfort :	PVC	
Type :	Helioscreen Natte 2115	
Orientation :	0/90 blarr 2	
Masse volumique du tissu :	1.42E+06	g/m3
Masse surfacique du tissu :	395	g/m2
Nombre de plis :	5	
Epaisseur de l'ébauche compactée :	2	mm
Taux de fibres de l'ébauche compactée :	69.5	%
Porosité :	30.5	%
Fluide :	Huile de silicone	
Viscosité :	0.104	Pas
Paramètres d'injection :		
Pression d'injection :	10	psi
Longueur du renfort :	400	mm
Largeur du renfort :	100	mm
Perméabilités		
Kgéométrique Expérimental	1.3784 E- 10	m2



ANNEXE II : GUIDE DE MESURE DE LA PERMÉABILITÉ

II.1 Introduction

Le but de cette annexe est de synthétiser au sein d'un même document les différents protocoles de la mesure de la perméabilité au sens large : perméabilité insaturée, perméabilité saturée, perméabilité transverse et perméabilité sous membrane flexible. Cette synthèse fait ainsi appel aux travaux de Laurent Joubaud et al.[16], Akbar Shojaei et al.[17], Eduardo Ruiz et Cristian Demaria [14].

II.2 Mesure de la perméabilité insaturée

On a représenté schématiquement sur la figure II-2 le moule utilisé pour réaliser les mesures unidirectionnelles de perméabilité. La figure II-1 montre une photo du montage. Le moule est rectangulaire et comprend 4 parties :

- deux plaques : une en verre trempé et l'autre identique en aluminium;
- un cadre intérieur en 2 morceaux (cale en aluminium et couvercle en acier);
- un cadre extérieur (en acier), qui maintient l'ensemble en place.

Les plaques en verre trempé et en aluminium de dimension 13 cm x 93 cm et d'épaisseur 1,9 cm constituent les parties mâle et femelle de notre moule. Le verre trempé a été choisi pour la paroi supérieure du moule pour deux raisons principales. La première est la nécessité d'observer la progression du front de résine lors des essais et de constater visuellement qu'il n'y a pas d'effet de bord trop important le long des parois du moule. La seconde raison est d'assurer une rigidité suffisante du moule afin d'éviter toute déformation susceptible de fausser les résultats de mesure. Le verre trempé est en effet beaucoup plus rigide que l'acrylique communément utilisé dans les laboratoires car son module de Young est d'environ 70 Gpa comparé à 3 Gpa pour l'acrylique. La partie inférieure est constituée d'aluminium pour sa rigidité.

Le liquide est injecté par un orifice d'un diamètre de 1 cm percé dans la plaque inférieure. Deux trous de même dimension sont percés dans la plaque supérieure : l'un sert d'évent; l'autre permet de fixer un capteur de pression qui permettra de mesurer la pression d'injection dans le temps pendant toute la durée de l'injection.

On dispose d'abord le renfort entre les deux plaques. Le long des parois latérales du moule, on installe ensuite un joint flexible en latex et un joint plus rigide en caoutchouc naturel. Le renfort est placé dans le moule entre le capteur de pression et l'évent. Grâce à un espace libre laissé entre le port d'injection et renfort, le front devient progressivement linéaire avant que le liquide n'atteigne le tissu. Le latex, en fermant le moule, remplit l'espace libre laissé entre le caoutchouc et le renfort pour combler une éventuelle irrégularité dans la découpe de l'échantillon. Il permet ainsi d'éviter l'écoulement préférentiel appelé « effet de bord » qui naît généralement dans cet espace. Le joint en caoutchouc assure l'étanchéité du moule. Un cadre rectangulaire (cale sur la figure II-2) entoure les plaques de verre. Un couvercle métallique est à cheval sur la plaque de verre supérieure et le cadre intérieur (cale). L'ensemble est maintenu en place dans un cadre extérieur. Des tiges filetées viennent s'appuyer sur le couvercle pour fermer le moule. Celles-ci passent à travers des brides amovibles (20 au total), disposées tous les 11,5 cm et fixées au cadre extérieur par des vis. L'ensemble tiges-brides constitue le système de fermeture du moule.

On serre chacune des tiges jusqu'à mettre en contact le couvercle et la cale. On est alors assuré que l'épaisseur de la cavité correspond bien à la hauteur du cadre intérieur moins l'épaisseur des deux plaques.

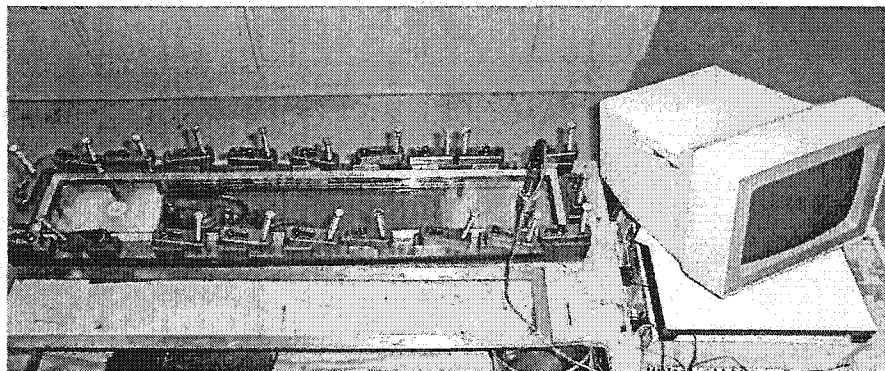


Figure II-1 : Photo du montage unidirectionnel

Les essais sont effectués à pression constante grâce à un compresseur d'air qui permet de fixer la pression dans la pompe d'injection. On utilise comme liquide d'injection de

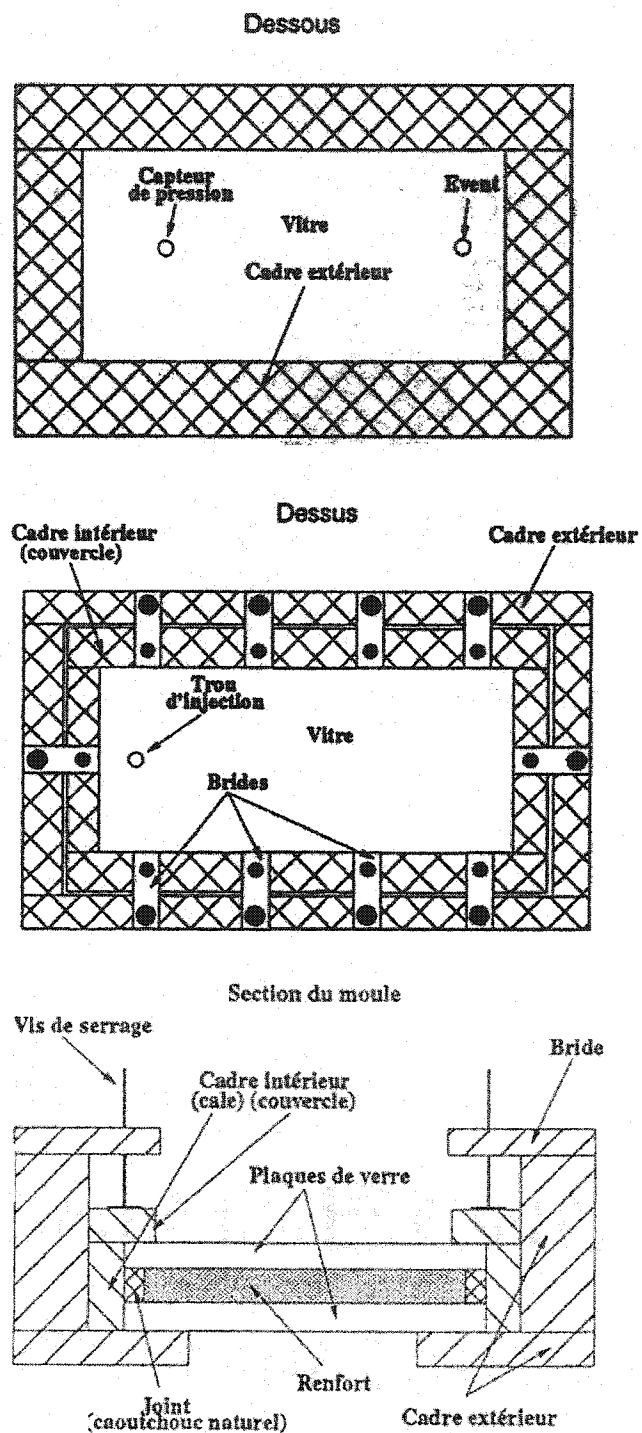


Figure II-2 : Moule pour les mesures unidirectionnelles

l'huile de silicone de viscosité nominale 100 Cst. La viscosité de l'huile silicone mesurée à la température ambiante avec un viscosimètre numérique a donné 104 Cst. On relève simultanément la pression d'injection et la position du front en fonction du temps. Des lignes dessinées directement sur le moule sont disposées à des intervalles réguliers par rapport au point d'injection. Le logiciel d'acquisition Labview de National Instruments est utilisé pour enregistrer les résultats expérimentaux sur l'ordinateur. Les essais sont finalement dépouillés avec le logiciel de « Mesures de perméabilité » développé par Ruiz à partir des feuilles de calcul Excel du CRASP. La méthode de dépouillement utilisée dans ce logiciel est fondée sur la loi de Darcy et suit l'approche proposée par Ferland et al. [16].

Rappelons maintenant quelques points concernant la préparation des échantillons. La méthodologie utilisée pour la caractérisation de la perméabilité dans les deux directions principales du renfort demande de réaliser une expérience dans chacune des directions du renfort. Afin d'assurer une reproductibilité suffisante des mesures, il est nécessaire de répéter trois fois l'expérience pour chaque valeur de perméabilité considérée. Pour caractériser un renfort tissé dans les deux directions principales pour un taux de fibres donné, un minimum de 6 échantillons de 10 cm de large et 30 à 40 cm de long doivent être préparés. Dans le cas d'un renfort équilibré ou isotrope pour lequel la perméabilité est la même dans les deux directions, seule la perméabilité dans l'une des directions nécessite d'être mesurée. Dans ce cas, seulement 3 échantillons sont nécessaires.

Le taux volumique de fibres dépend de l'épaisseur de la cavité et du nombre de couches du renfort. Actuellement, 3 épaisseurs de cadre sont disponibles au laboratoire. Un ajustement peut être effectué ensuite pour obtenir à l'épaisseur souhaitée grâce à des cales métalliques. La figure II-3 décrit la géométrie de la préforme. Des détails sur les dimensions des moules sont présentés dans le tableau II-1. Le taux volumique de fibres qui peut être testé avec ce montage expérimental varie de 15 à 70 % environ.

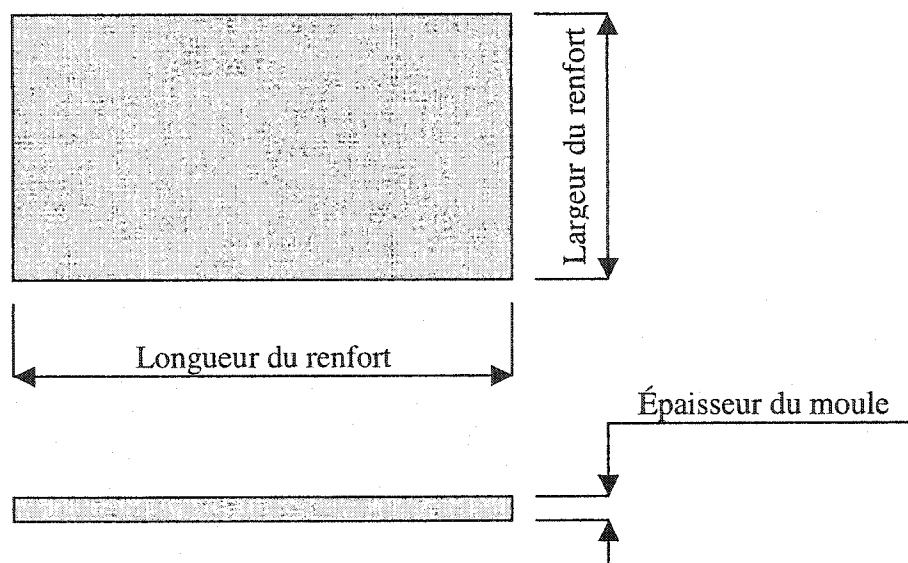


Figure II-3 : Description des échantillons

Tableau II-1 : épaisseur de la cavité de moule

	Moule 1	Moule 2	Moule 3
Épaisseur [mm]	2,24	2,44	4,7
Épaisseur [pouce]	11/125	12/125	37/200

S'il s'avère nécessaire de réaliser une étude de la perméabilité en fonction de la porosité, il faut tenir compte du fait que trois mesures sont nécessaires pour générer la courbe de la perméabilité en fonction de la porosité qui est donnée en général par un modèle exponentiel. Chacun de ces points correspond à une porosité de renfort spécifique tel qu'illustré à la figure II-4.

Perméabilité [m2]

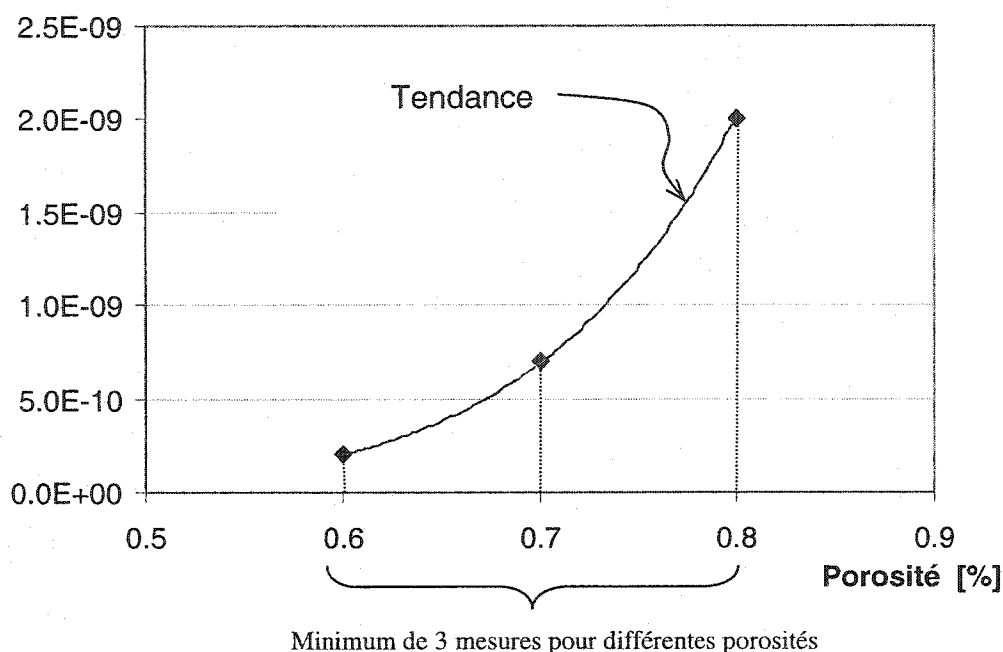


Figure II-4 : Courbe de perméabilité en fonction de la porosité

II.3 Mesure de la perméabilité saturée

Ce chapitre concernant la perméabilité saturée a été rédigé à partir des travaux de Akbar Shojaei et al [18] au CRASP.

Le but de ce type d'expérience est de mesurer précisément les perméabilités saturée et insaturée pour différentes pressions d'injection variées et différents taux de fibres. Comme cela a été montré dans ce mémoire, lors d'injections unidirectionnelles à pression constante, le débit décroît régulièrement avec l'avancée du front de fluide dans le moule. Il existe un débit critique correspondant à la valeur sous laquelle la perméabilité peut être considérée comme constante selon la loi de Darcy.

Les expériences sont menées en utilisant le montage expérimental illustré schématiquement dans la figure II-5. Cela inclut les composants principaux suivants : moule rectangulaire, pot de pression, capteur de pression et débit-mètre. La configuration

du moule est la même que celle précédemment utilisée au laboratoire. Le moule est constitué d'une base d'acier rectangulaire de dimensions 1000 mm x 210 mm. La longueur de ce rectangle permet de mesurer la perméabilité lors d'une injection dans une cavité suffisamment longue. La partie supérieure de la cavité du moule est formée d'une plaque de verre trempé d'une épaisseur de 20 mm afin d'observer la progression du front durant l'injection. Une plaque de verre épaisse est utilisée plutôt que d'acrylique afin de minimiser les déflexions du moule. L'épaisseur de la cavité peut être changée en utilisant des cales métalliques. Des joints d'élastomère assurent l'étanchéité de la cavité. Le moule est fermé à l'aide de serres en C. Les dimensions du moule permettent d'obtenir un front de fluide rectiligne et régulier pendant les expériences.

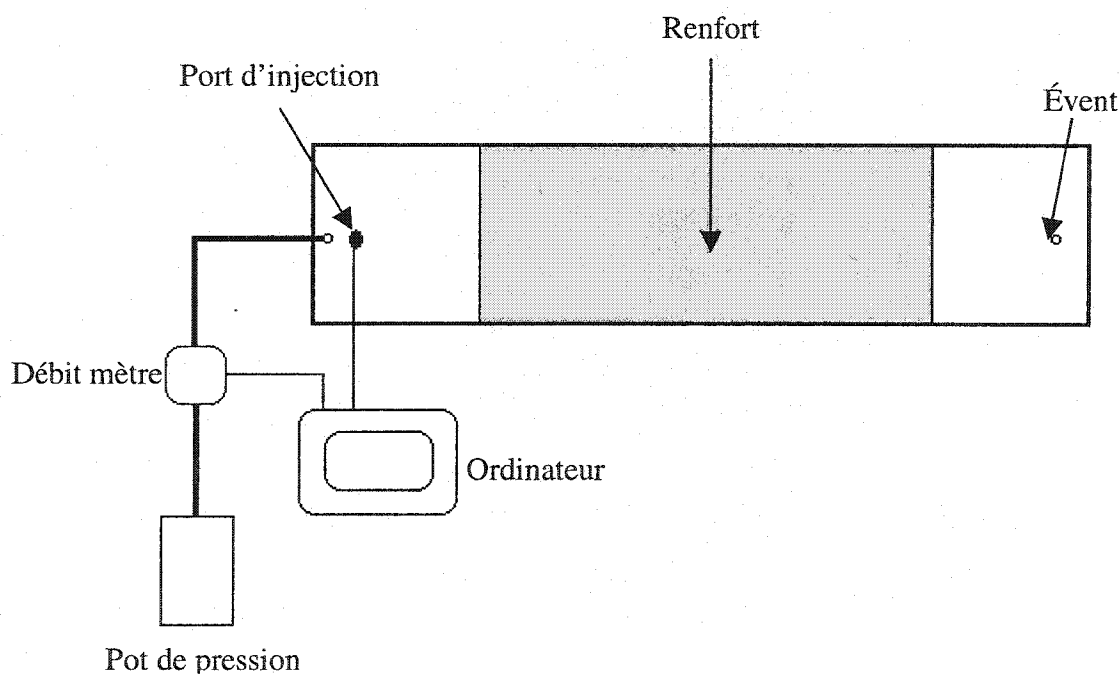


Figure II-5 : schéma du montage expérimental

Un capteur de pression très précis est installé au voisinage du port d'injection. La précision sur la pression mesurée par ce capteur est de $\pm 0,5\%$. Il peut mesurer des

pressions allant de 0 à 100 Psi et il est calibré à l'aide d'une cellule de charge. Un système d'acquisition et un ordinateur sont utilisés pour enregistrer les relevés de pression du capteur. La pression enregistrée au niveau du port d'injection est utilisée pour évaluer la perméabilité du renfort. Afin de mesurer le débit lors du régime non permanent, un débit-mètre de marque Endress+Hauser a été utilisé. Ce débit-mètre possède une bonne précision pour une large gamme de débits. Selon la courbe de calibration fournie par la compagnie, la précision est inférieure à $\pm 0,5\%$ pour des débits de l'ordre de 300 kg/h et de l'ordre de $\pm 10\%$ pour de débits de l'ordre de 2,5 kg/h. Une calibration supplémentaire a été effectuée pour vérifier les informations fournies par le manufacturier. Le volume d'huile de silicone s'écoulant du moule a été pesé au cours du temps. La précision pour les faibles débits est suffisante pour suivre la tendance des changements dans les valeurs du débit. Le débit-mètre est installé sur le tube d'injection, juste avant le port d'injection. L'huile de silicone peut être injectée à différentes pressions constantes grâce à un pot de pression sous air pressurisé relié à un système central.

Les dimensions des échantillons sont de 50 cm x 12 cm. Une largeur de 12 cm est suffisante pour minimiser les effets de bord le long de la cavité. L'échantillon est placé dans la cavité entre le joint élastomère et la cale métallique. Une attention particulière est portée afin de ne pas déposer de fibres issues de la coupe ou de la manipulation de la préforme sous le joint, ce qui en réduirait l'étanchéité. Une pâte de silicone est utilisée pour tirer un joint dans le sens de la longueur sur les deux côtés des échantillons afin de minimiser encore les effets de bord.

Afin de mesurer la perméabilité insaturée, le temps de passage du front est enregistré à tous les 2,5 cm ainsi que la pression au port d'injection. La position du front est mesurée visuellement à travers la plaque supérieure. Les valeurs enregistrées pour les premiers 2,5 cm ne sont pas prises en compte dans l'analyse des données afin de laisser le temps au

front d'atteindre une forme rectiligne et régulière. À la fin de l'expérience, l'huile de silicone s'écoule continûment à l'extérieur de la cavité une fois que le front a atteint l'extrémité du moule. L'injection se poursuit afin d'éliminer les bulles d'air du renfort jusqu'à ce que le régime stationnaire se mette en place. Il faut entre 30 min et 1 h avant d'atteindre ce régime permanent selon la pression d'injection utilisée et la porosité du renfort. Une fois le flux stabilisé, la perméabilité saturée est mesurée pour chaque niveau d'injection. Le débit est obtenu en pesant l'huile de silicone accumulée durant une période de temps donnée, entre 3 et 10 minutes dépendant du niveau de la pression d'injection et de la porosité du renfort. Le débit obtenu par cette approche est plus précis que la valeur indiquée par le débit-mètre pour de faibles débits. Pour chaque pression d'injection et chaque porosité, une série de trois différentes expériences est effectuée pour vérifier la reproductibilité des résultats.

Dans cette méthode de caractérisation de la perméabilité, des résultats expérimentaux à la fois en régime transitoire et en régime stationnaire sont utilisés pour mesurer la perméabilité. L'analyse des données est effectuée à pression constante pour déterminer les perméabilités insaturée et saturée. La loi de Darcy est utilisée pour évaluer la perméabilité à partir des résultats expérimentaux. Pour un flux transitoire unidirectionnel, le gradient de pression est donné par :

$$\frac{dP}{dx} = -\frac{P_0}{x_f} \quad (1)$$

où P_0 est la pression au niveau du port d'injection et x_f la position du front. La vitesse de Darcy peut être déduite d'après la conservation de la masse et s'exprime ainsi :

$$v = \phi \frac{dx_f}{dt} \quad (2)$$

où v est la vitesse de Darcy, et ϕ la porosité du milieu.

Il est à noter que la vitesse du front v/ϕ est mesurée en enregistrant la position x_f du front de fluide dans le moule. On a vu précédemment que l'équation de Darcy devenait

$$\phi \frac{dx_f}{dt} = -\frac{k}{\mu} \frac{P_0}{x_f} \quad (3)$$

où k est la perméabilité et μ la viscosité du fluide. En intégrant par rapport au temps, la position du front unidirectionnel en régime transitoire est donnée par

$$x_f^2 = \frac{2k}{\mu\phi} \int_0^t P_0(t) dt \quad (4)$$

Comme la pression au port d'injection présente généralement de légères fluctuations dans le temps, celle-ci est intégrée dans le temps dans l'équation précédente. La position x_f du front est enregistrée à chaque pas de temps et une régression linéaire fondée sur l'équation (3) est utilisée pour déterminer la perméabilité transitoire à chaque position du front. La pente de la courbe x_f^2 en fonction de $\frac{2}{\mu\phi} \int_0^t P_0(t) dt$ donne la perméabilité transitoire du renfort fibreux. Noter que la perméabilité insaturée peut aussi être perçue comme la limite de la perméabilité transitoire lorsque le front a parcouru une certaine longueur. La longueur nécessaire pour que la perméabilité transitoire converge vers la perméabilité insaturée est appelée longueur de convergence.

En régime stationnaire, la loi de Darcy est transformée pour aboutir à l'équation suivante :

$$k = \frac{Q\mu L}{AP_0} \quad (5)$$

où L est la longueur totale du renfort dans le moule. L'expression précédente donne la perméabilité saturée du renfort. Pour résumer cette présentation du protocole expérimental, trois notions de perméabilité vont être déduites des données expérimentales : (1) la perméabilité transitoire donnée par l'équation (3) pour chaque position du front de fluide enregistrée; (2) la perméabilité insaturée qui est obtenue quand

la perméabilité transitoire atteint une valeur constante; (3) la perméabilité saturée mesurée par une méthode standard comme l'équation (5) par exemple. L'étude vise aussi à évaluer les relations qui existent entre ces trois notions de perméabilité.

II.4 Mesure de la perméabilité transverse

On rappelle ici que la perméabilité transverse est la perméabilité considérée selon l'épaisseur du renfort. Cette grandeur est déterminée en utilisant la loi de Darcy sous forme unidimensionnelle:

$$u = \frac{Q}{A} = \frac{K_z}{\mu} \cdot \frac{\Delta P}{h} \quad (6)$$

où Q est le débit volumétrique d'injection, ΔP la chute de pression, A l'aire d'écoulement, h l'épaisseur du renfort dans le moule fermé et μ est la viscosité de l'huile de silicone.

Le dispositif expérimental est constitué de deux cylindres creux concentriques. Le renfort étudié est placé entre deux plaques métalliques rigides percées d'une multitude de trous permettant de maintenir le renfort en place et de laisser passer d'une manière uniforme le fluide mouillant à travers le renfort. Un capteur de pression est fixé à la base du cylindre extérieur en amont du renfort et relié au système d'acquisition de données. Par différence entre la pression à vide et la pression en présence de l'échantillon, on détermine la chute de pression provoquée par le renfort. L'écoulement du fluide à débit constant est réalisé avec un vérin de diamètre 5,72 cm.

Un schéma représentant l'appareil est présenté à la figure II-8. Le fluide mouillant est l'huile silicone de viscosité 106 Cp utilisée pour les mesures des perméabilités planaires. L'injection a été réalisée à différentes vitesses en relevant le niveau de pression moyen à chacune d'elles. Les données ainsi interprétées suivent l'allure générale de la courbe montrée à la figure II-6. A partir de cette courbe, on pourra obtenir le graphique du débit

en fonction de la pression de la figure II-7. Ensuite on réalise une régression linéaire sur ces points afin d'obtenir une valeur de pente m :

$$m = \frac{Q}{\Delta P} = \frac{K_z}{\mu} \cdot \frac{A}{h} \quad (7)$$

Finalement, la perméabilité transverse est obtenue à partir de l'expression suivante :

$$K_z = \frac{m \cdot \mu \cdot h}{A} \quad (8)$$

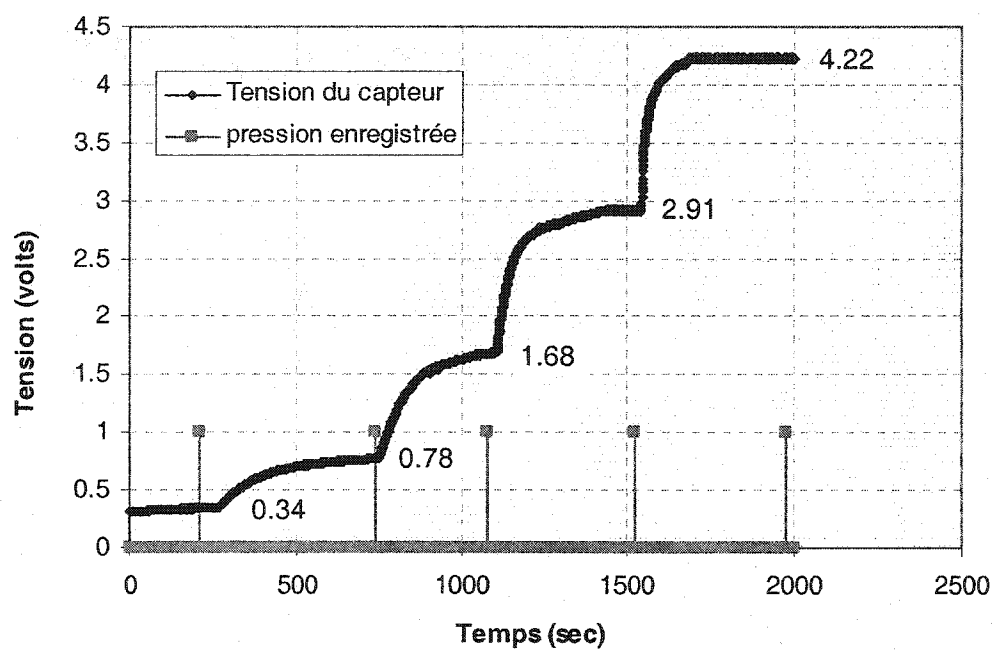


Figure II-6 : Exemple d'une courbe de la pression en fonction du temps

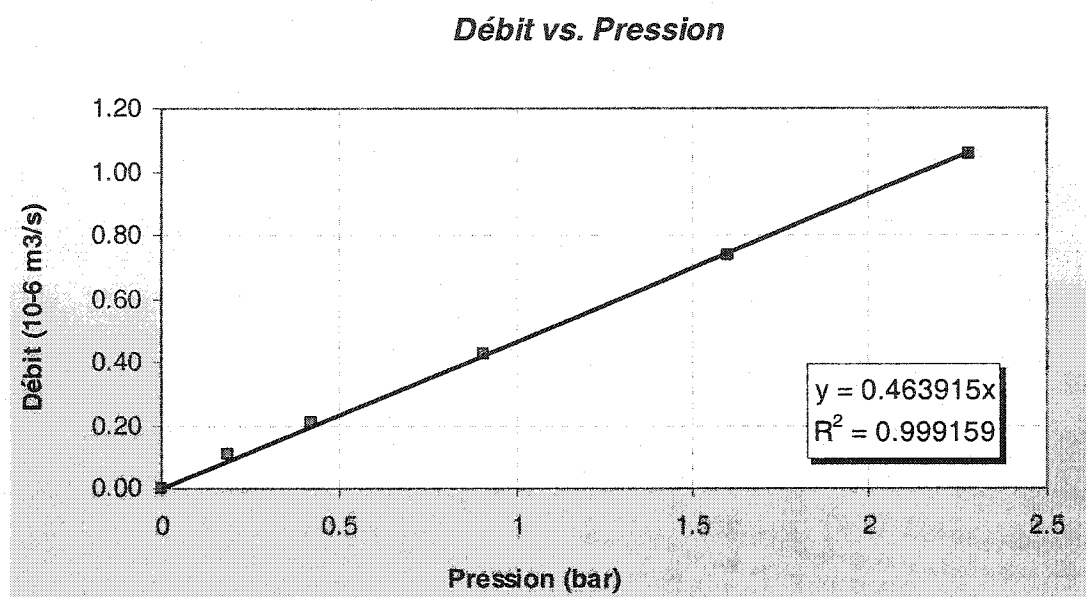


Figure II-7 : Exemple de graphe Débit-Pression pour l'évaluation de la pente m

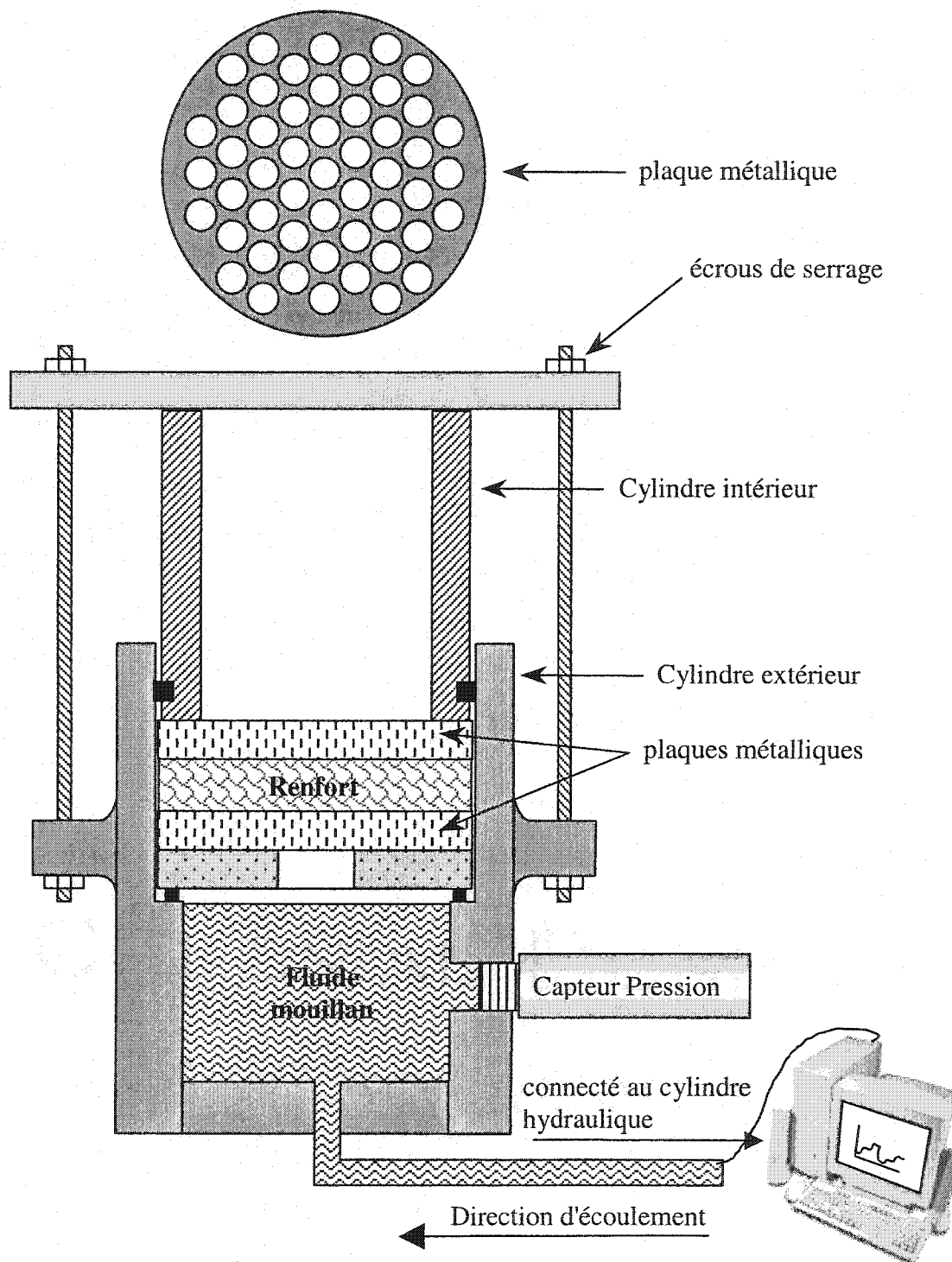


Figure II-8 : Schéma du dispositif de mesure de perméabilité transverse

Pour clore cette section sur la perméabilité transverse, quelques remarques d'ordre pratique peuvent être ajoutées. Tout d'abord, comme dans toutes les expériences de mesure de la perméabilité, la manipulation est une opération traumatisante pour l'échantillon de renfort, et cela s'en ressent sur la précision finale des résultats. Une découpe franche et nette du tissu est bien entendu souhaitable. Mais outre cet aspect évident, les expériences menées au CRASP ont aussi montré que la mesure en elle-même était traumatisante pour le renfort. En effet, il semblait parfois utile de laisser le renfort en place une journée afin de réaliser d'autres expériences identiques le lendemain. Or, les résultats ont différé énormément plus le temps passait. Après vérification, il s'est avéré que la circulation de l'huile de silicone dans le renfort n'était pas sans conséquence. L'hypothèse la plus plausible se rapporte à l'ensimage du tissu et qui fait que l'huile de silicone sèche dans le tissu jusqu'à former des agglomérats visqueux. La perméabilité augmente alors de manière très significative comme le montrent les deux figures suivantes réalisées à partir du même renfort après une journée d'intervalle.

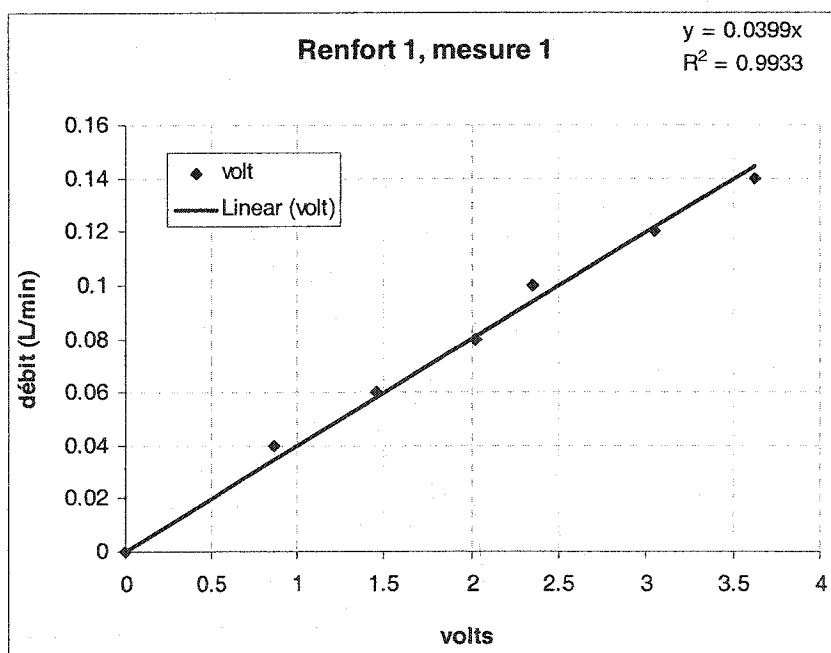


Figure II-9 : Courbe des résultats de mesure au premier essai

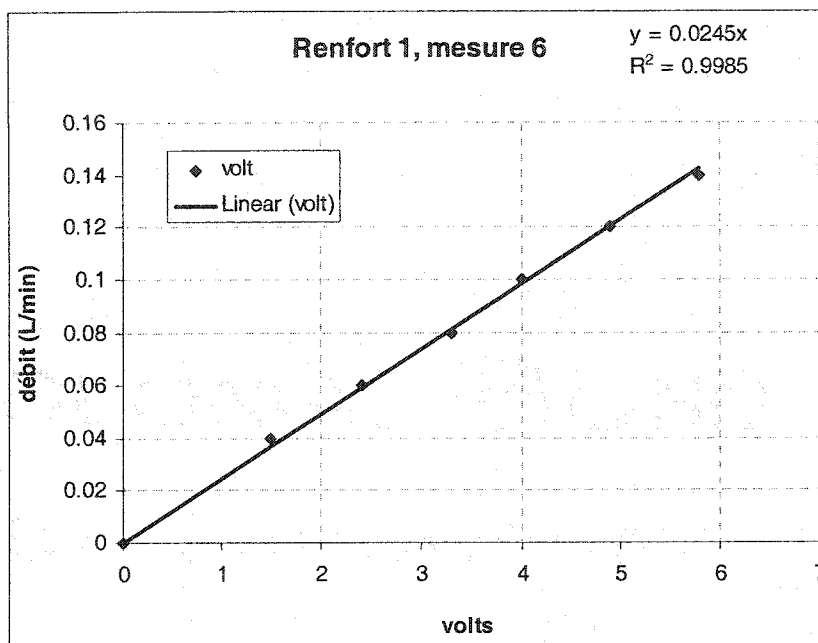


Figure II-10 : Courbe des résultats de mesure au sixième essai

La valeur de la pente varie de 0.040 à 0.025. Or cette pente est directement proportionnelle à la perméabilité. Cette variabilité entraîne une erreur de 40 % sur le résultat final.

II.5 Mesure de la perméabilité sous moule flexible

Introduction

Ce document est destiné à guider un utilisateur du laboratoire du CRASP de l'École Polytechnique de Montréal dans la mesure de la perméabilité flexible d'un matériau. Les diverses étapes nécessaires à cette mesure sont détaillées dans ce guide mais les définitions et connaissances théoriques sur cette perméabilité flexible sont contenues dans l'article de Joubaud et al. [17].

L'objectif de la mesure de cette perméabilité est, le plus souvent, d'effectuer des simulations numériques de procédés de fabrications de matériaux composites de type "Vacuum Assisted Resin Infusion" (VARI) tel que présenté à la figure II-11.

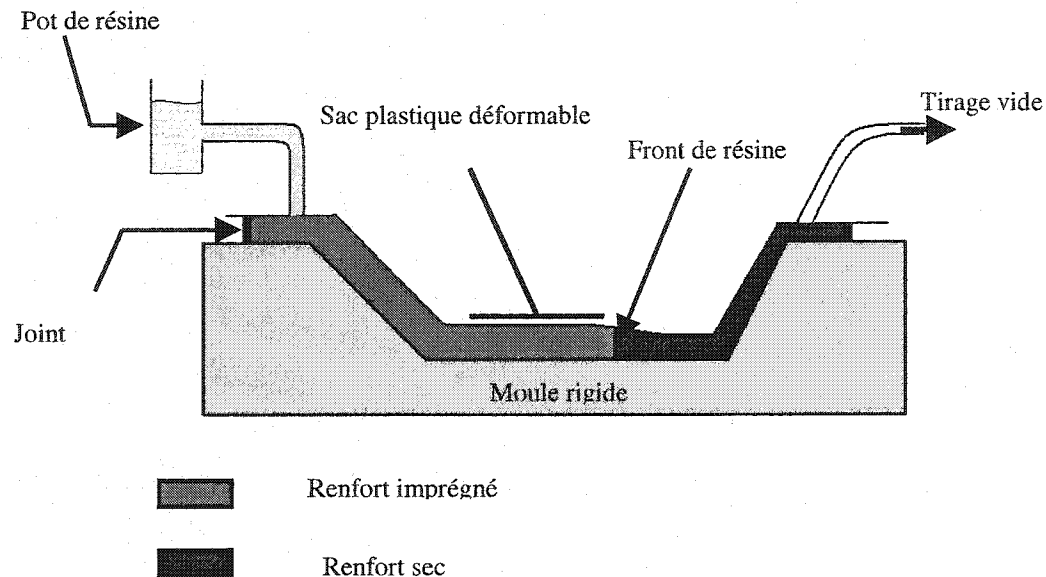


Figure II-11 : Schéma de principe de l'injection sous vide (VARI)

La perméabilité flexible dépend du taux de vide appliqué dans la cavité contenant le tissu, c'est pourquoi une caractérisation complète du tissu nécessite des mesures sur une gamme de taux de vide voisin de celui utilisé au cours de l'infusion à simuler. Par caractérisation complète, on entend l'obtention de la loi exponentielle (9) de la perméabilité flexible K_{flex} en fonction du taux de vide P_{vide} :

$$K_{flex} = A(P_{vide})^b \quad (9)$$

Il faut également noter que toute la procédure décrite ici concerne la mesure d'une perméabilité unidirectionnelle. Il faudra donc être très attentif à découper le matériau suivant une direction toujours identique. Si l'on souhaite caractériser la perméabilité

flexible dans deux directions, il faudra alors répéter la procédure pour deux séries d'échantillons soigneusement découpés dans ces deux directions.

L'objectif de cette mesure étant d'obtenir une perméabilité la plus proche possible de la perméabilité effective du tissu au cours de l'infusion, certains choix sur le contre-moule, la taille des échantillons de préforme par exemple doivent être adaptés aux cas étudiés.

Choix des mesures à réaliser

La suite de ce document présente la méthodologie utilisée étape par étape dans une caractérisation complète. Nous allons supposer que le taux de vide utilisé au cours de l'injection à simuler est de $P_0 = 50\text{kPa}$.

Il est alors nécessaire d'effectuer des mesures pour trois taux de vides voisins de cette valeur. Nous choisirons ici $P_1 = 30\text{ kPa}$, $P_2 = 50\text{ kPa}$ et $P_3 = 80\text{ kPa}$. Une simple interpolation permettra alors d'obtenir les constantes A et b de l'équation (9) pour le matériau étudié. Afin de limiter au maximum les erreurs expérimentales, il est également important d'effectuer trois mesures par taux de vide, la valeur retenue étant une simple moyenne des résultats de mesure. On aura donc 9 expériences au total à réaliser.

Procédure à suivre pour réaliser une mesure

- Etape 1: Préparation des renforts et du contre moule (Figure II-12).

Il faut commencer par découper, **toujours selon la même direction**, 9 préformes de largeur 10 cm. La longueur peut être adaptée mais il est bon de faire la mesure sur une longueur correspondant à la longueur caractéristique de l'infusion à simuler. Nous choisissons ici des renforts de taille 40 x 10 cm.

Le contre-moule correspond dans le cas d'infusion de type VARI à une bâche plastique. Il faut alors utiliser le **même plastique** que dans l'infusion réelle. Il est nécessaire de découper le sac à une taille sensiblement plus grande que le renfort afin de faciliter la fermeture et l'étanchéité du moule. Entre 15 et 10 cm de plus de chaque côté sont conseillés. Dans notre cas particulier le sac aura donc une taille de 70 x 30 cm. On doit également tracer sur le sac des marques espacées de 2 cm au marqueur afin de réaliser la mesure.

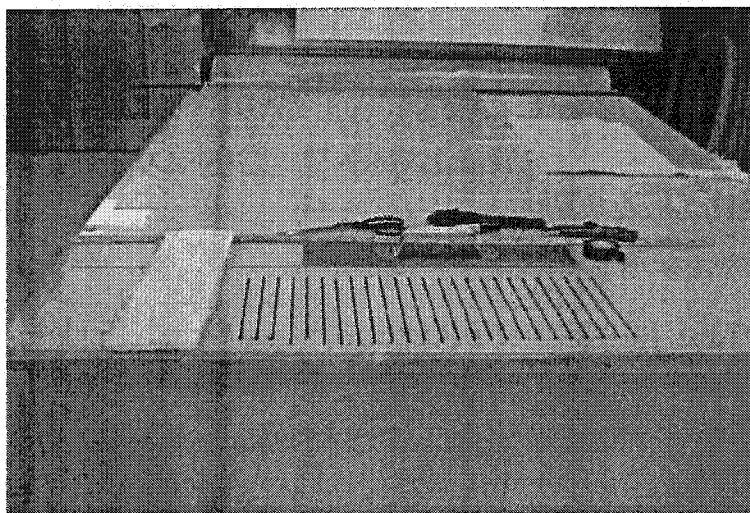


Figure II-12 : La bâche plastique et le renfort

- Etape 2: Préparation de la pompe à vide (Figure II-13) et du système d'injection.

Le vide est réalisé au moyen d'un "pot de vide" et ce afin d'obtenir un taux de vide aussi constant que possible au cours de l'injection. Il faut s'assurer avant tout de la présence d'un **réceptacle amovible** dans le pot de vide pour récupérer les éventuels excès de silicone injectés. Le pot doit ensuite être fermé hermétiquement puis relié à la pompe. A la sortie du pot, placer un tuyau de diamètre $\frac{1}{4}$ de pouce. Il est important de s'assurer de l'étanchéité des joints avec du caoutchouc type dom-dom.

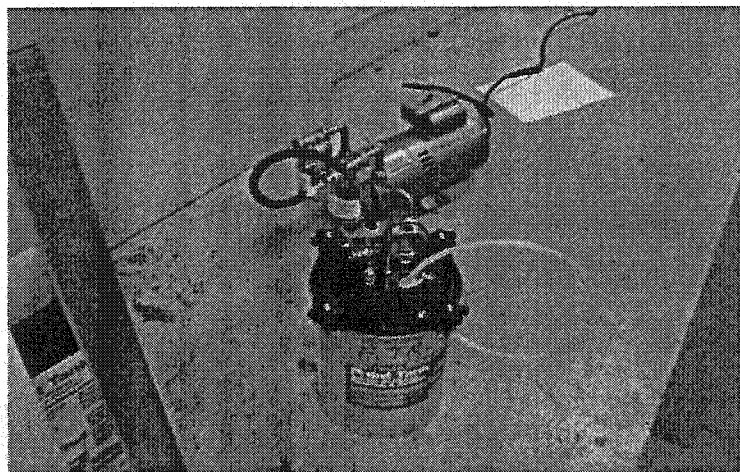


Figure II-13 : Le système de tirage du vide

Le système d'injection utilisé est le pot de pression utilisé pour les mesures de perméabilité "classique". Il doit être rempli d'huile silicone. Un tuyau de diamètre $\frac{1}{4}$ de pouce est plongé dedans et est fixé au pot par une pince; le tuyau est fermé par une pince.

- Etape 3: Mise en place du cadre de caoutchouc (Figure II-14).

Le cadre de caoutchouc qui assurera l'étanchéité du moule est ensuite à mettre en place. Il est conseillé, afin de limiter toute fuite, de faire 2 niveaux de vide du côté où passeront les tuyaux d'injection et de tirage du vide. Le cadre doit être de taille légèrement inférieure à la taille de la bâche plastique. Les tuyaux d'injections et de vide sont fixés à la plaque de verre (l'utilisation de Duck-Tape pour ce faire est la plus appropriée), et ensuite entre dans le moule créé par le cadre de caoutchouc par un système dit de "petit bonhomme".

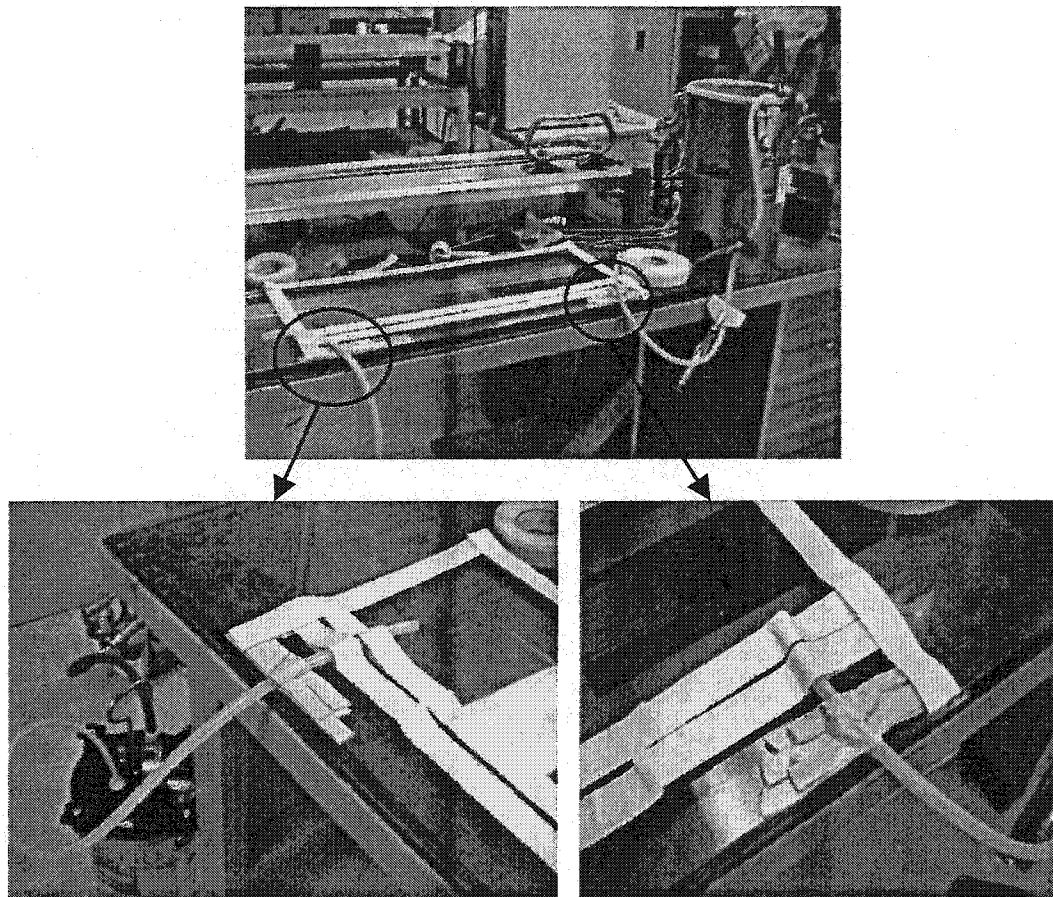


Figure II-14 : Le cadre de caoutchouc

- Etape 4: Mise en place des lignes de vide et d'injection (Figure II-15).

Des lignes de vide et d'injection sont créées grâce à des “tuyaux troués” placés à la sortie des tubes d'injection et de vide. Il est important de placer la ligne d'injection **au contact du tissu** ceci afin d'éviter la fermeture de la bâche lorsque le vide sera imposé dans le moule. On peut éventuellement aider à fixer de la ligne d'injection avec du caoutchouc. En ce qui concerne la ligne de vide, l'idéal est également qu'elle soit directement au contact du tissu, mais si nécessaire, l'utilisation d'un feutre est possible.

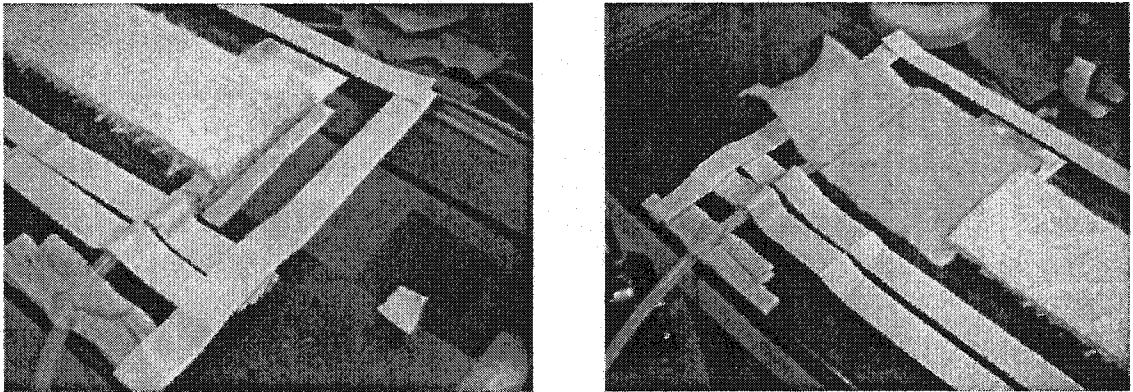


Figure II-15 : Les lignes d'injection et de vide

- Etape 5: Fermeture du moule par la bâche (figure II-16)

C'est la partie la plus délicate au niveau manipulation. Il faut en effet essayer d'éviter au maximum les fuites lors de l'application de la bâche. Il s'agit simplement de coller le sac plastique sur le cadre de caoutchouc. Il est nécessaire, en particulier, de s'appliquer à ce qu'aucune fibre provenant du tissu ne vienne se coller entre le caoutchouc et le sac. Une fois le sac mis en place, il faut faire des tests en faisant le vide et repérer les éventuelles fuites afin de les arrêter.

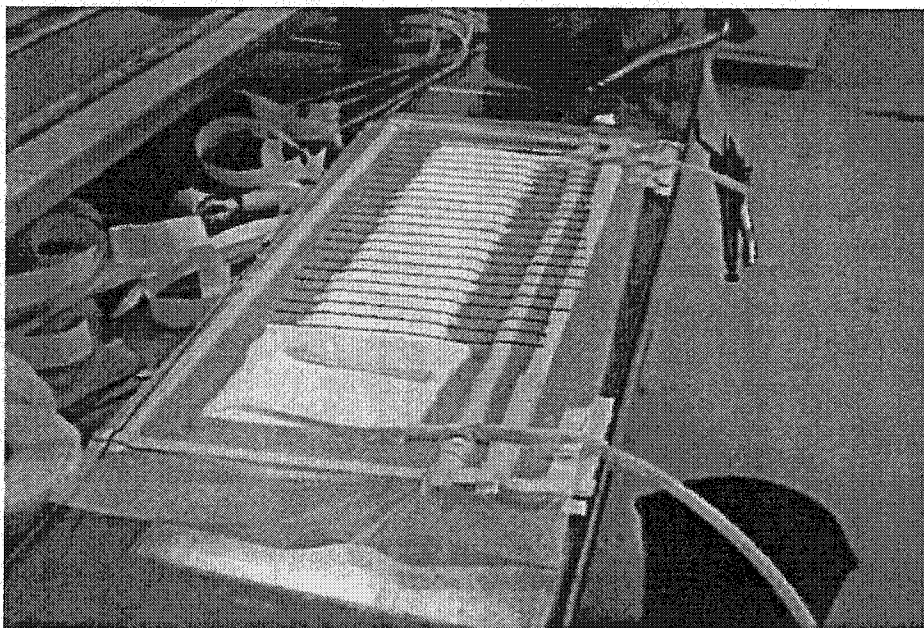


Figure II-16 : Le moule avant injection

- Etape 6: L'injection.

Lors de l'injection il faut repérer les temps de passage du front de silicone sur chaque ligne tracée sur le sac. Ceci peut se faire avec le logiciel Labview, mais également à l'aide d'un simple chronomètre. Il faut repérer la valeur du taux de vide **avant** et **après** l'injection. Une mesure de bonne qualité demande de bien connaître les valeurs du taux de vide. Noter également la présence d'éventuelles bulles d'air ou bien les effets de bords qui peuvent fausser les résultats. Un film d'injection est disponible dans le fichier : film_perm_flex.ppt

Interprétation des résultats obtenus:

Le traitement des résultats de mesure se fait par application de la méthode d'interpolation des moindres carrés pour évaluer une perméabilité globale K_{int} . Il est nécessaire pour cela de disposer d'un modèle de compressibilité du tissu afin de déterminer l'épaisseur de la cavité. Cette épaisseur peut éventuellement être mesurée avant l'injection.

L'utilisation du logiciel d'Eduardo Ruiz "Permeability program" disponible au CRASP permet de faciliter cette interprétation et donne une valeur de perméabilité flexible pour chaque expérience. Après avoir écarté les résultats aberrants éventuels dus aux erreurs expérimentales, on obtient pour chaque taux de vide une valeur de perméabilité flexible. Une simple interpolation permet alors d'obtenir la caractérisation de la perméabilité flexible en fonction du taux de vide qui est donnée en général par un modèle exponentiel.

ANNEXE III : SIMULATIONS NUMÉRIQUES D'ANISOTROPIE COMPLEXE

On présente ici les résultats des simulations numériques réalisées avec LCMFlot concernant l'anisotropie complexe présentée au chapitre 3. Le tableau III-1 rappelle les résultats obtenus, alors que les figures III-1 à III-8 illustrent les mesures réalisées.

Les figures contiennent chacune 6 simulations pour un degré d'anisotropie donné. Le maillage du moule est représenté ainsi que l'avancée du front pendant le régime stationnaire. Sur ces images, il est possible de déterminer l'angle observé nommé δ pour des angles de mesure respectivement de 1.4, 1.15, 0.9, 0.6, 0.3 et 0.1 radians. Les simulations pour 0 et $\pi/2$ qui montrent des angles observés nuls, n'ont pas été représentées ici.

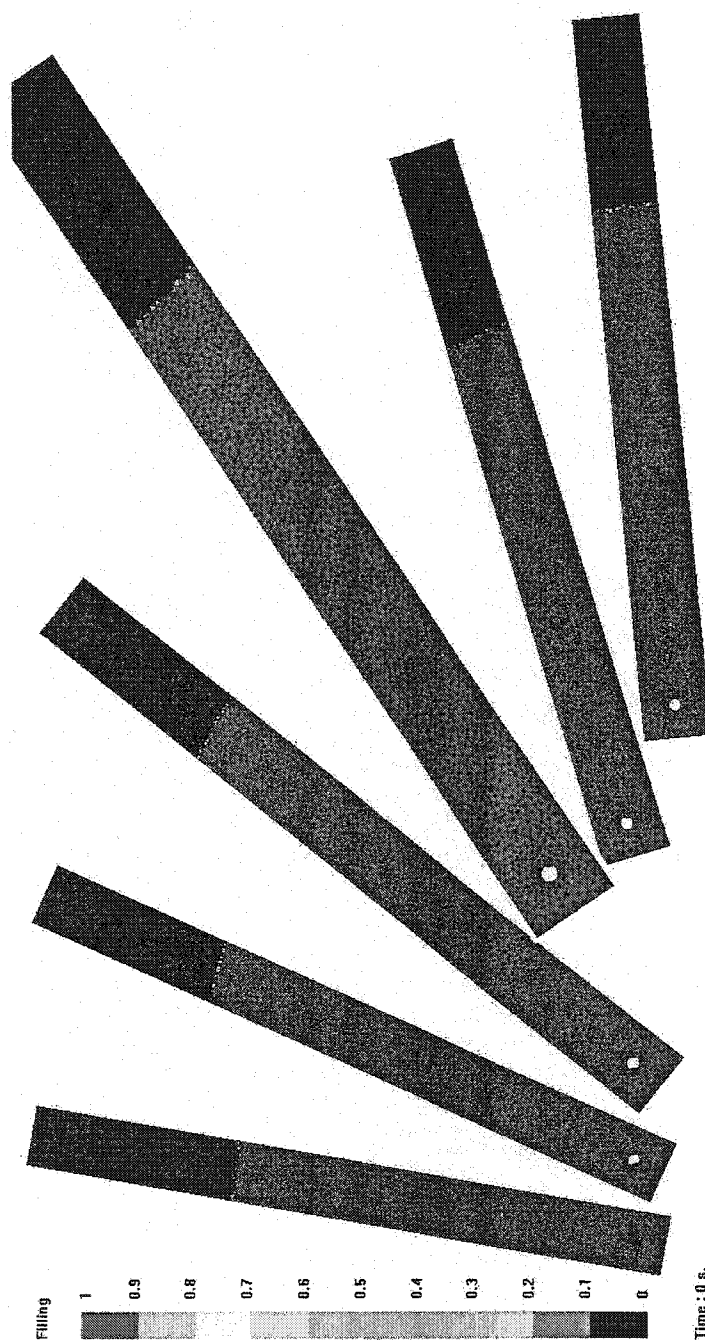


Figure III-1 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 1,5

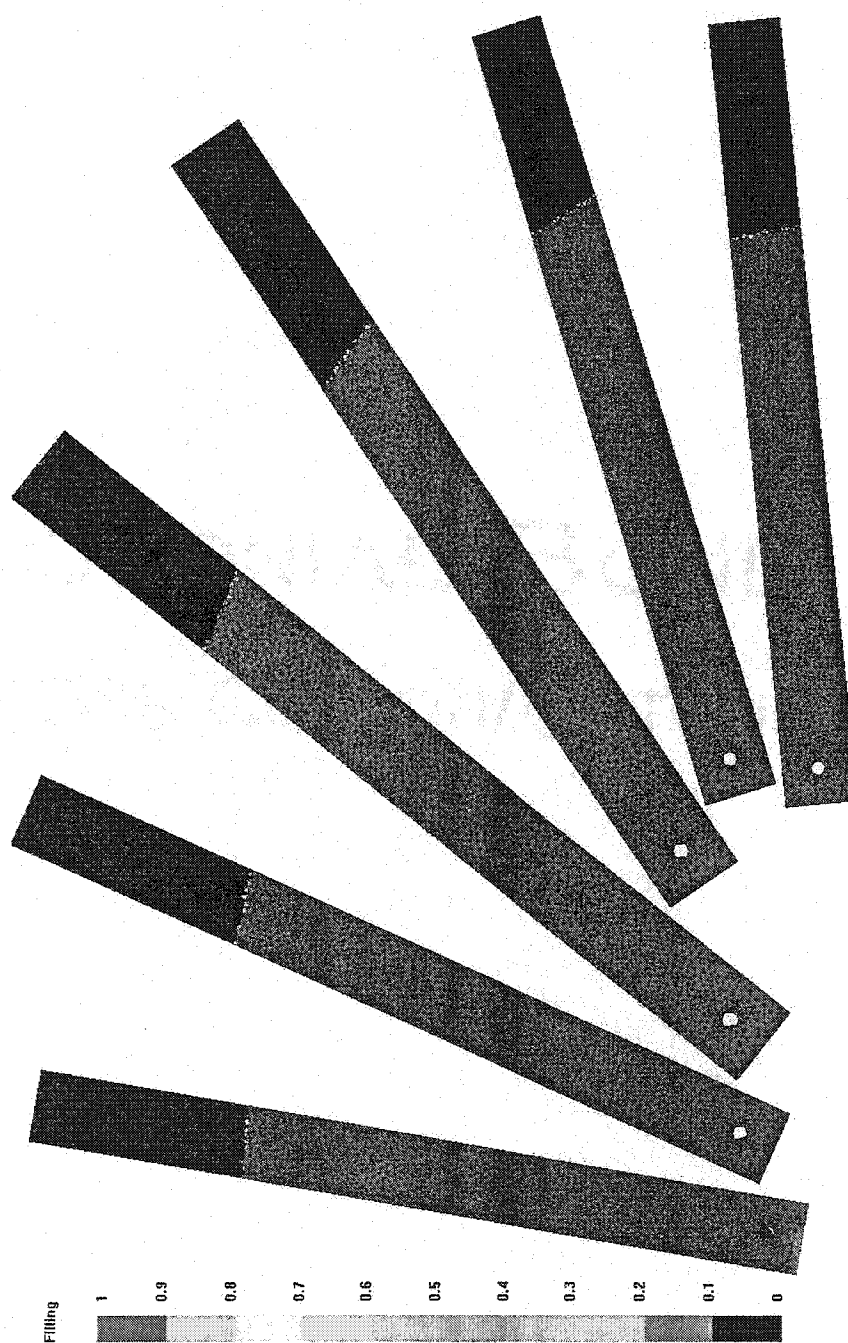


Figure III-2 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 2

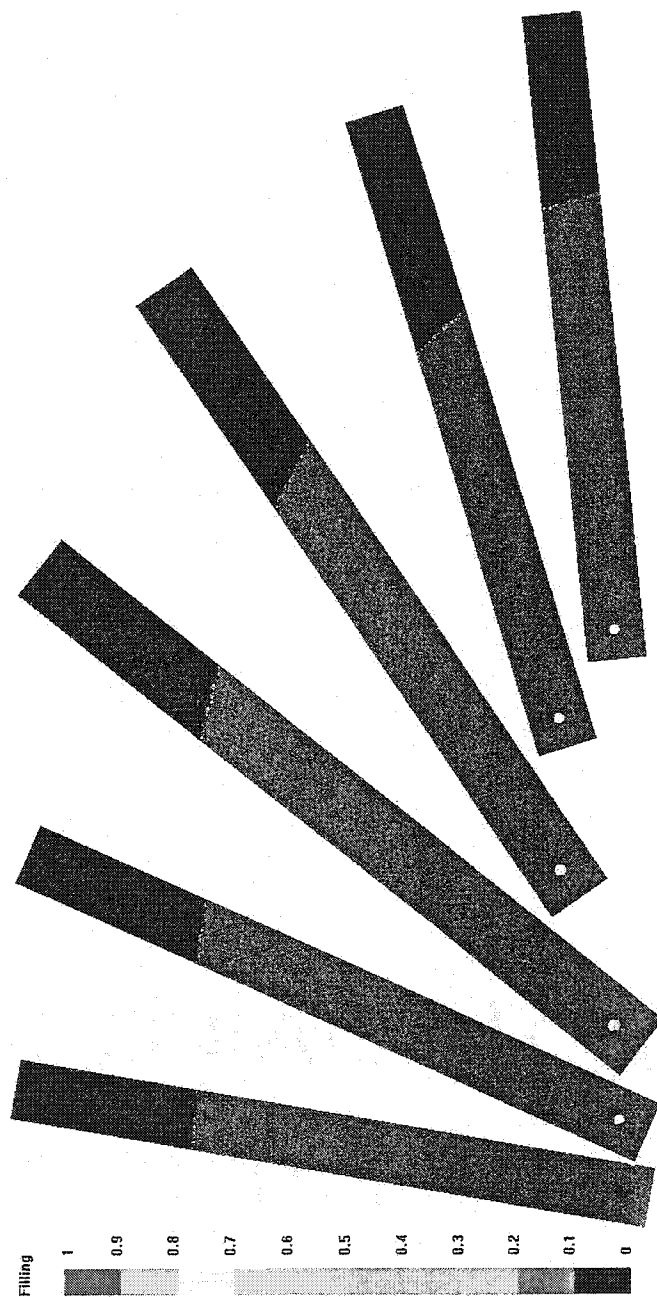


Figure III-3 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 3

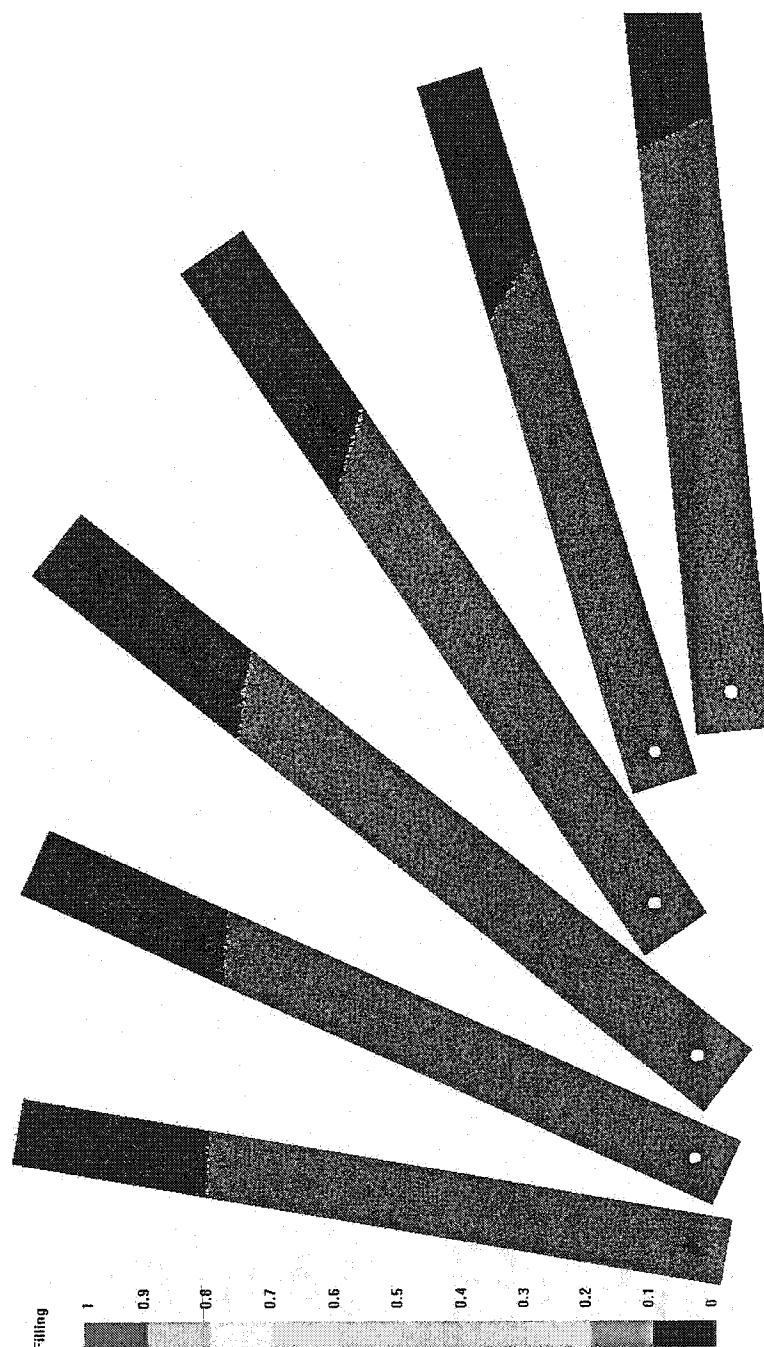


Figure III-4 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 5

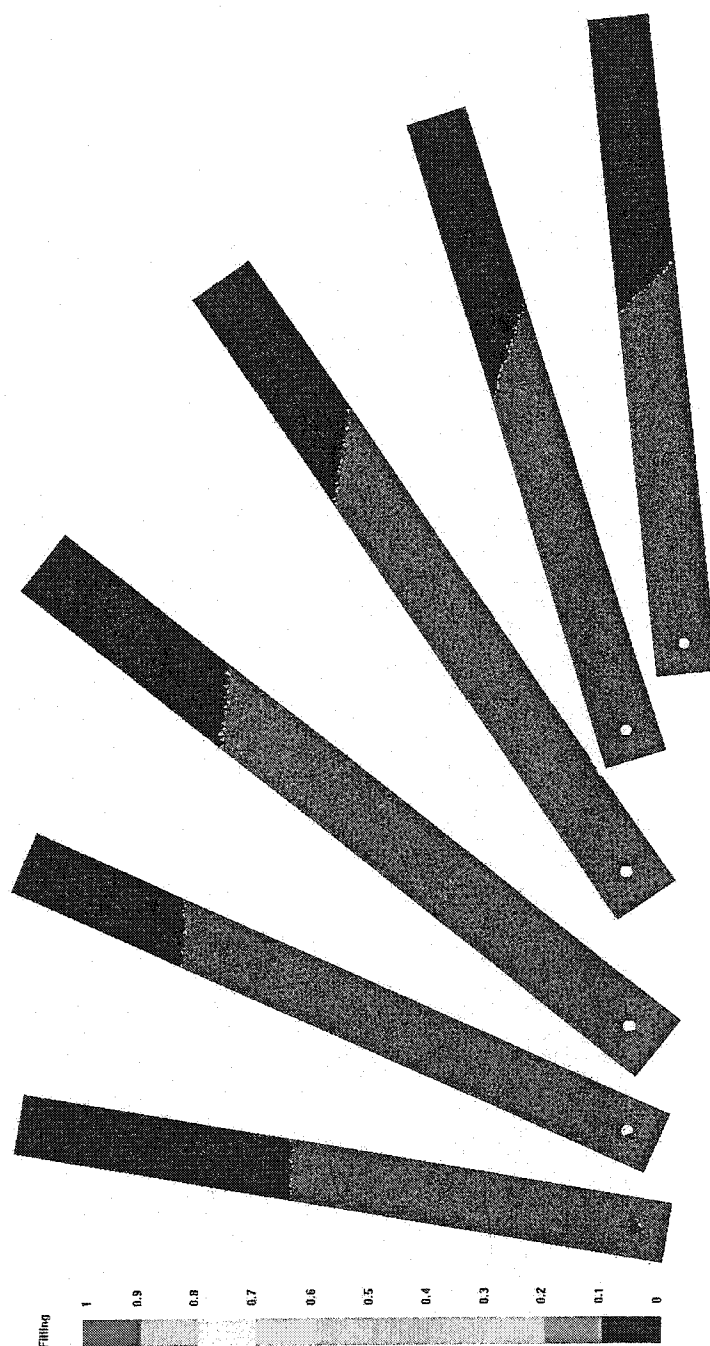


Figure III-5 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 10

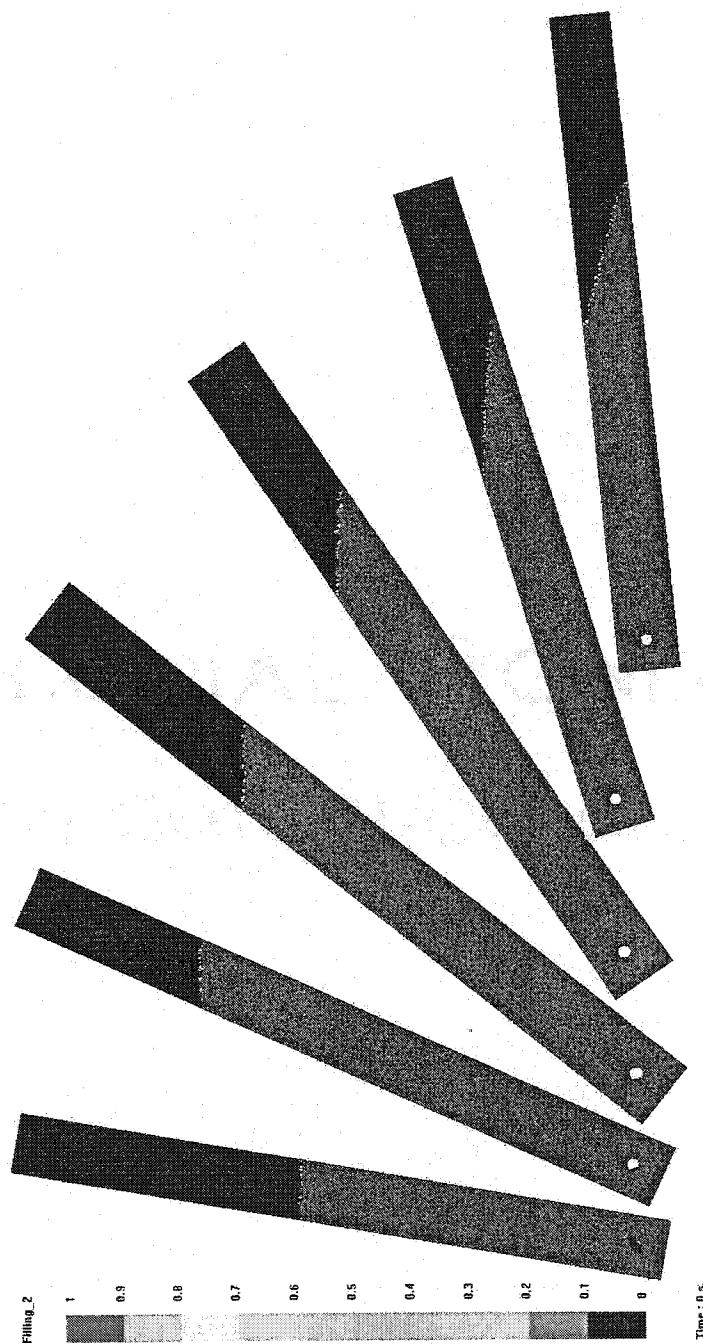


Figure III-6 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 50

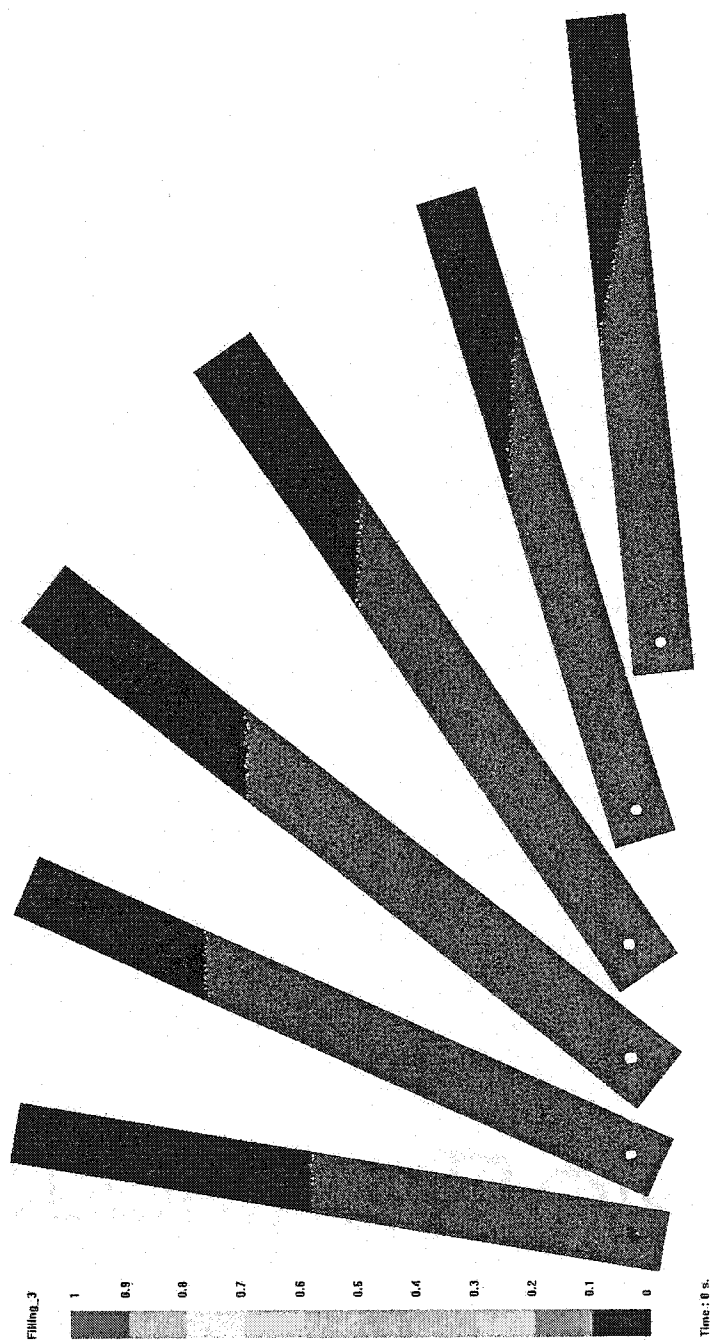


Figure III-7 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 100

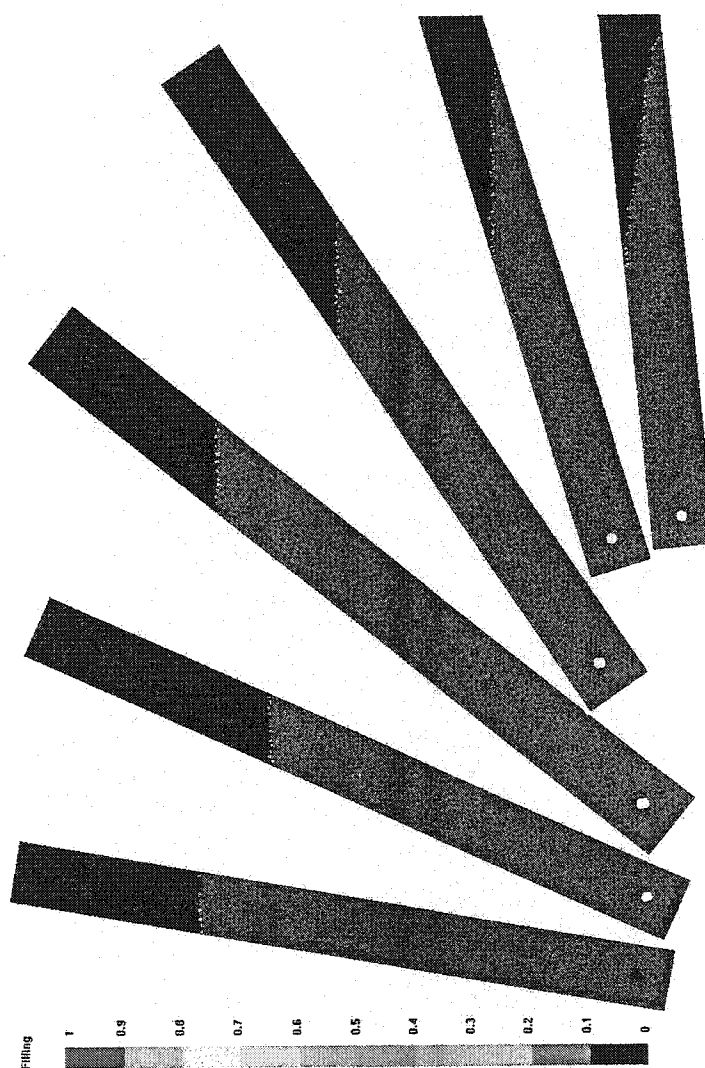


Figure III-8 : simulation numérique pour un degré d'anisotropie de 300