

Modélisation numérique et étude expérimentale du moulage par transfert de résine

M. Hattabi

Equipe de Recherche Appliquée sur les Polymères, Département de Génie Mécanique, ENSEM,
Université Hassan II Aïn Chok, BP 8118, Oasis, Casablanca, Maroc

m.hattabi@ensem-uh2c.ac.ma

Tél. 212 22 231280, Fax 212 22 231299

J. Echaabi

Equipe de Recherche Appliquée sur les Polymères, Département de Génie Mécanique, ENSEM, Université
Hassan II Aïn Chok, BP 8118, Oasis, Casablanca, Maroc

M. O. Bensalah

Laboratoire de mécanique et des matériaux, Avenue Inb Batouta BP 1014,
Faculté des Sciences, Rabat, Maroc

A. Saouab

Laboratoire de Mécanique Physique et Géosciences du Havre, Université du Havre,
25, rue Philippe Lebon, BP 540, 76058 Le Havre Cedex, France

J. Bréard

Laboratoire de Mécanique Physique et Géosciences du Havre, Université du Havre,
25, rue Philippe Lebon, BP 540, 76058 Le Havre Cedex, France

Résumé

Le but de ce travail est la simulation du suivi du front d'écoulement dans les procédés de moulage des composites liquides tel que le RTM (Resin Transfer Moulding). La méthode numérique développée est basée sur une discrétisation en différences finies sur un maillage curviligne, évolutif et adapté à la géométrie de la zone saturée. Les résultats numériques de la présente méthode sont ensuite comparés aux résultats expérimentaux obtenus par un dispositif expérimental élaboré au sein de notre laboratoire. Ce dernier permet de réaliser des injections en 1D et 2D pour différentes porosités et de suivre et d'enregistrer la cinétique du front de l'écoulement. Les résultats numériques et expérimentaux sont ensuite comparés à ceux de la littérature où une excellente concordance a été constatée. Enfin, nous proposons d'utiliser le nombre capillaire pour expliquer les variations de la perméabilité obtenues.

Abstract

The aim objective of this work is the simulation of the flow front in the liquid composites moulding such as the RTM (Resin Transfer Moulding). The developed numerical method is based on a discretization of differences finies on a curvilinear grid, evolutive and adapted to the geometry of the saturated zone. The numerical results of this method are then compared with the experimental results obtained by the experimental device elaborated within our laboratory. The experimental device makes it possible to carry out 1D and 2D injections for various porosities and to follow and record the kinetics of the flow front. The numerical and experimental results

obtained are then compared with those of the literature and a good agreement is noted. Lastly, the capillary number is used to explain the variations of the permeability obtained.

1. INTRODUCTION

Le moulage des composites par voie liquides (LCM) consiste en l'injection d'une résine therm durcissable dans un moule fermé contenant un renfort fibreux de verre ou de carbone. Cette famille de procédés de fabrication englobe, entre autres, l'injection à moule fermé communément appelée RTM (Moulage par Transfert de Résine). Le moulage des composites liquides est une technique de plus en plus utilisée dans les industries aéronautique et automobile. Les applications de ce procédé sont de plus en plus pointues et permettent de réaliser des pièces de bonne qualité. La présente étude concerne la simulation numérique et expérimentale des procédés (LCM). Les méthodes de modélisation développées sont basées sur une approche de type éléments finis couplée à des volumes de contrôle [1-5]. Ce type d'approche semble bien adapté aux configurations complexes des pièces fabriquées, mais ne permet d'obtenir qu'une position approximative du front d'écoulement au cours du remplissage et nécessite un calcul sur un maillage du moule entier à chaque pas de temps. Contrairement à cette approche, nous adoptons dans ce travail une méthode numérique du type différences finies avec maillage curviligne, capable de mieux décrire la progression du front de la matière et dont le remaillage à chaque instant reste limité simplement à la partie saturée du moule [6]. La connaissance de la perméabilité des renforts fibreux est indispensable à la simulation du procédé RTM. Un dispositif expérimental permettant d'étudier les écoulements 1D et 2D a été mis au point. Nous mesurons la perméabilité en fonction des paramètres de contrôle du procédé et nous présentons l'expression du nombre capillaire et d'une longueur critique pour les deux modes d'injections (1D et 2D). Les mesures sont effectuées pour une injection radiale par une technique simple et l'analyse de la cinétique du front d'écoulement a permis d'effectuer l'identification du tenseur de perméabilité. Les résultats des mesures et l'examen du nombre capillaire ont mis en évidence une zone non saturée caractérisée par une longueur critique. Nous présentons dans ce qui suit les équations du problème et leurs solutions, le dispositif expérimental et la modélisation de l'effet capillaire.

2. MODELISATION DU PROCEDE

L'objectif de cette étude est de simuler dans le plan du moule l'imprégnation du renfort par un fluide Newtonien (la résine) en condition isotherme. On suppose que le fluide est incompressible, les forces de pesanteur sont négligeables et les effets de surface sur les parois du moule sont négligés devant la résistance due au milieu poreux ainsi que les effets de capillarité et de mouillabilité des fibres devant les pressions d'écoulements.

A l'échelle macroscopique, l'écoulement de la résine à travers un renfort fibreux est gouverné par l'équation de continuité et la loi de Darcy :

$$\operatorname{div}(\vec{V}) = 0 \quad (1)$$

$$\vec{V} = -\frac{\overline{K}}{\mu} \operatorname{grad}(P) \quad (2)$$

Où : \vec{V} , μ , $\overrightarrow{\text{grad}P}$ et $\overline{\mathbf{K}}$ représentent respectivement le vecteur vitesse d'infiltration, la viscosité de la résine, le gradient de la pression et le tenseur de la perméabilité. Dans notre cas, nous nous intéressons à suivre le front d'écoulement dans un plan suivant les directions principales.

Dans ce cas la perméabilité prend la forme suivante :

$$\overline{\mathbf{K}} = \begin{bmatrix} K_x & 0 \\ 0 & K_y \end{bmatrix} \quad (3)$$

La substitution de l'équation (2) et (1) donne:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{K_x}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{K_y}{\mu} \frac{\partial P}{\partial y} \right) = 0 \quad (4)$$

La simulation du remplissage du moule est obtenue par la résolution numérique de l'équation elliptique (4) du champ de pression, avec les conditions aux limites prises comme suit : sur le seuil d'injection $P = P_{inj}$ ou $Q = Q_{inj}$ avec P_{inj} et Q_{inj} sont respectivement la pression et le débit d'injection.

Aux parois du moule $\partial P / \partial n = 0$ et au front d'écoulement $P_{front} = P_{atmosphérique}$.

3. PROCEDURE DE RESOLUTION

La difficulté majeure dans ce problème ne réside pas tant dans la résolution numérique de l'équation elliptique (4), mais plutôt dans le fait que la géométrie du domaine de résolution varie au cours du temps. En effet, à chaque pas de temps, on doit résoudre cette équation dans la partie saturée du moule. La configuration d'une telle géométrie dépend donc de l'avancement du fluide et par conséquent de la forme du front de l'écoulement. On choisit alors une discrétisation spatiale à l'aide d'un système de coordonnées curvilignes adapté à la forme complexe du domaine où les lignes du maillage coïncident avec le front de matière et la ligne d'injection. Si $\xi(x,y)$ et $\eta(x,y)$ représentent le réseau des lignes du maillage, un tel système de coordonnées peut être obtenu en résolvant dans la zone saturée, le système elliptique suivant [7]:

$$\Delta \xi(x, y) = S \quad ; \quad \Delta \eta(x, y) = T \quad (5)$$

Avec les conditions aux limites traduisant le passage de lignes de maillage sur le bord de la zone saturée. Les fonctions S et T permettent la maîtrise du contrôle de l'espacement dans le maillage. Dans ces conditions, on montre que la résolution du système (5) est équivalente à la résolution dans un domaine rectangulaire R du système quasi-linéaire elliptique ci-dessous [6] :

$$A X_{\xi\xi} + B X_{\eta\eta} + 2 C X_{\xi\eta} = -J^2 (S X_{\xi} + T X_{\eta}) \quad (6)$$

Où : $X = (x; y)^T$, $J = x_{\xi}y_{\eta} - x_{\eta}y_{\xi}$, $A = |X_{\eta}|^2$, $B = |X_{\xi}|^2$ et $C = X_{\xi} \cdot X_{\eta}$.

Les conditions aux limites sont données par la spécification des frontières de la zone saturée. Bien que la forme de ce système soit plus compliquée que celle du système de Poisson (5), les conditions aux limites sont formulées le long des frontières rectilignes du domaine rectangulaire. Sa discrétisation se

réalise sur un réseau cartésien et permet de générer un système de coordonnées curvilignes adapté à la géométrie de la région saturée.

La discrétisation de l'équation (4) est réalisée sur les noeuds du maillage obtenus par des différences finies centrées puis l'équation approchée obtenue est résolue à l'aide d'une méthode itérative utilisant de la sur-relaxation successive. La distribution de pression calculée permet avec la loi de Darcy (2) d'estimer la vitesse du front de l'écoulement et de déterminer sa nouvelle position à chaque pas de temps. Même si le remplissage n'est pas un processus stationnaire, on considère l'imprégnation comme un phénomène quasi-stationnaire et on la simule donc par une succession d'états permanents prise sur des incréments de temps relativement petits. Une nouvelle répartition des noeuds sur la nouvelle position du front est adoptée en fonction de sa longueur et de sa forme puis un remaillage est de nouveau généré. On itère ainsi cette séquence jusqu'à l'imprégnation complète du renfort. Les résultats obtenus seront présentés après la description du dispositif expérimental.

4. DISPOSITIF EXPERIMENTAL

L'installation est développée pour réaliser une injection centrale sur une cavité parallélépipédique dont les dimensions sont : $270 \times 270 \times 3.4 \text{ mm}^3$. Le moule est composé d'une partie inférieure en acier et d'une partie supérieure en verre ou en Plexi glass permettant ainsi de suivre visuellement la progression du front de l'écoulement. L'injection se fait à l'aide d'une buse positionnée au centre du moule et reliée à un vérin par un flexible équipé d'un distributeur pour évacuer les bulles d'aires. Le vérin contenant le fluide (la glycérine) est actionné par une machine de traction. Le fluide imprègne le renfort placé à l'intérieur de la cavité avant d'être évacué par un évent placé sur la partie inférieure du moule. Le dispositif expérimental permet de suivre l'évolution du front d'écoulement en fonction du temps et de mesurer la chute de la pression d'injection entre deux positions successives du front à l'aide d'un capteur de pression placé au seuil d'injection. Une plaque supérieure transparente comportant plusieurs cercles de différents diamètres et des lignes à différents angles pour visualiser les formes et mesurer simultanément les rayons du front de l'écoulement au cours du remplissage [8]. Une caméra permet de suivre et d'enregistrer la progression du front de l'écoulement. Les images enregistrées par cette caméra sont numérisées et transférées pour traitement sur un ordinateur. Sur les différentes images aux différents intervalles de temps, les points sur la circonférence du cercle sont identifiés avec leurs coordonnées. Dans le cadre de cette étude, le renfort employé est constitué par des renforts isotropes de différentes porosités. Les essais sont réalisés à l'aide d'un fluide non réactif, la glycérine dont la viscosité est de l'ordre de 1 Pa.s à la température ambiante ($20 \text{ }^\circ\text{C}$). La glycérine est diluée avec de l'eau distillée jusqu'à l'obtention de la viscosité des systèmes habituellement rencontrés dans la mise en oeuvre du procédé. La viscosité de ce fluide est mesurée avec un viscosimètre de type Brook Field. Les essais que nous décrivons dans ce qui suit concernent un renfort mat de fibres de verre.



Figure 1 : Système de mesure

5. RESULTATS ET DISCUSSIONS

5.1 Validation des résultats numériques

Dans la première application, on considère une cavité rectangulaire dans laquelle est placée un renfort isotrope de perméabilité K et de porosité ϕ . La résine de viscosité μ est injectée à travers la section (largeur * épaisseur) de la cavité sous la pression constante P_{inj} . La forme du front d'écoulement prend alors l'allure d'une droite tout en progressant dans la direction longitudinale et on parle par la suite d'écoulement à injection droite. Dans ces conditions, la cinétique du front (position du front x_f au cours du temps) peut être obtenue analytiquement comme suit :

$$x_f(t) = \sqrt{\left(\frac{2KP_{inj}}{\phi\mu} t\right)} \quad (7)$$

Dans notre cas, les exemples présentés sont relatifs à une cavité rectangulaire de dimension (600x170) mm². Le premier exemple, concerne la confrontation de nos résultats numériques avec les résultats analytiques (équation (7)) et d'autres résultats numériques [5]. Ici, la résine est injectée sous la pression $P_{inj}=1,5 \cdot 10^5$ (Pa) à travers un renfort isotrope, le rapport de la perméabilité sur la viscosité est de $K/\mu=300$ mm²/mPa.s et la porosité $\phi=0,4$. Dans la figure 2, nous présentons la comparaison des cinétiques du front obtenu.

Dans la seconde application, on considère un renfort anisotrope de porosité $\phi=0,453$ et on se place dans les directions principales du déplacement du fluide notées Ox et Oy associées au sens chaîne et trame du tissage de ce renfort. Le tenseur de perméabilité $\overline{\overline{K}}$ est donc diagonal et se résume à $K_x = 2 \cdot 10^{-11} m^2$ et $K_y = 2 \cdot 10^{-12} m^2$. Pour une résine de viscosité $\mu=0,109$ Pa.s, injectée sous une pression $P_{inj}=2,035 \cdot 10^5$ Pa par un rayon d'injection $R_0 = 2$ mm au centre du renfort, le front progresse selon une ellipse caractérisée par ses rayons R_x, R_y on parle par la suite d'écoulement à injection

centrale. Sur la figure 3, on décrit la progression au cours du temps de ses deux rayons et on présente la comparaison de nos résultats numériques avec les résultats expérimentaux de la littérature [9]. Les résultats de la simulation numérique obtenus montrent une parfaite concordance avec les résultats analytiques, expérimentaux et numériques de la littérature. On note l'efficacité du modèle numérique développé dans le traitement du front de ce type d'écoulement. Une excellente reproduction de la forme du front ainsi qu'une bonne précision dans son positionnement sont obtenues. L'avantage de la méthode est qu'elle ne nécessite le remaillage que de la zone saturée et non du moule entier comme dans le cas des éléments finis.

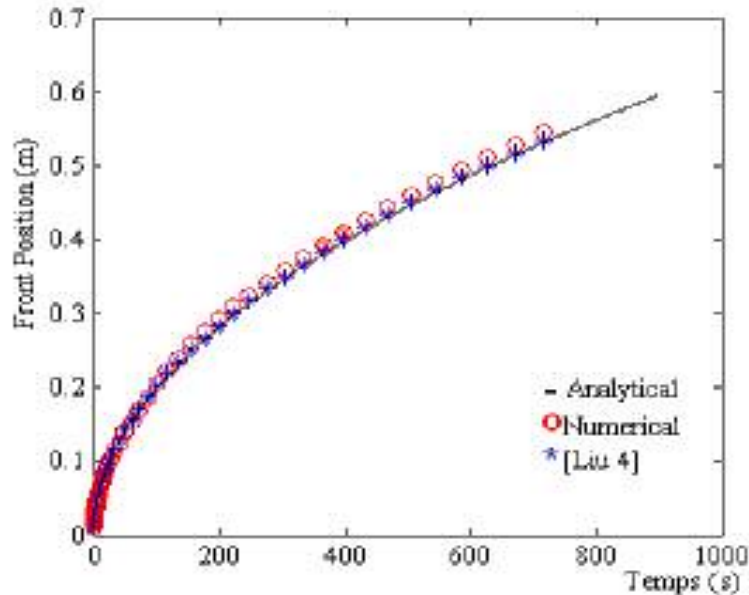


Figure 2 : Position du front d'écoulement en fonction du temps en injection droite (en ligne).

Dans la figure 4, nous présentons un maillage de 2500 nœuds, on observe une concentration des nœuds au voisinage de la cellule d'injection avec une répartition régulière. La dernière ligne du maillage coïncide avec le front.

La figure 5, présente des exemples de maillages associés à différentes zones saturées au cours de la progression du front. Une concentration des nœuds du maillage au voisinage du front et le long d'une paroi du moule est adoptée dans ce cas.

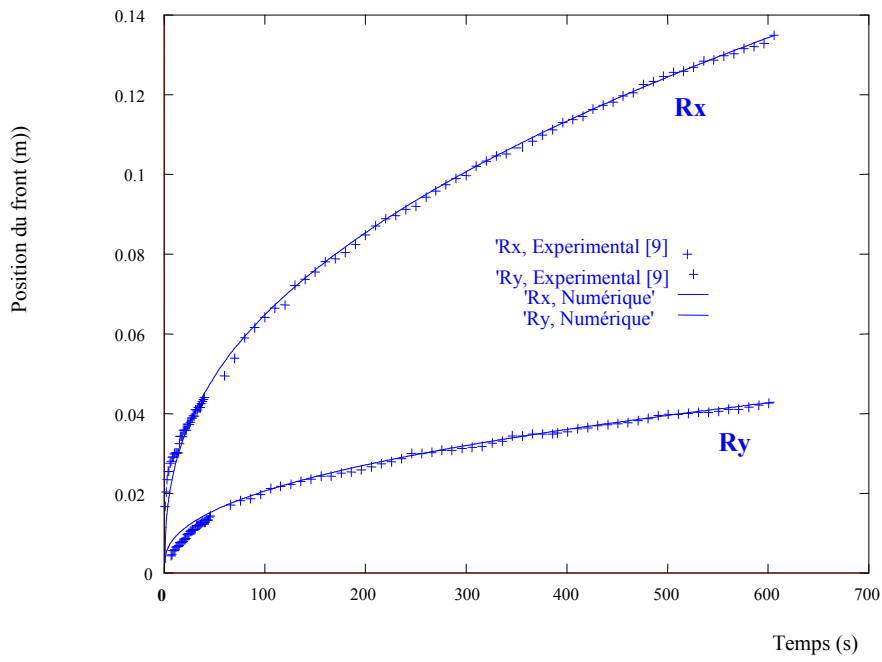


Figure 3 : Cinétique du front ($R_x(t)$, $R_y(t)$) en injection radiale.(centrale).

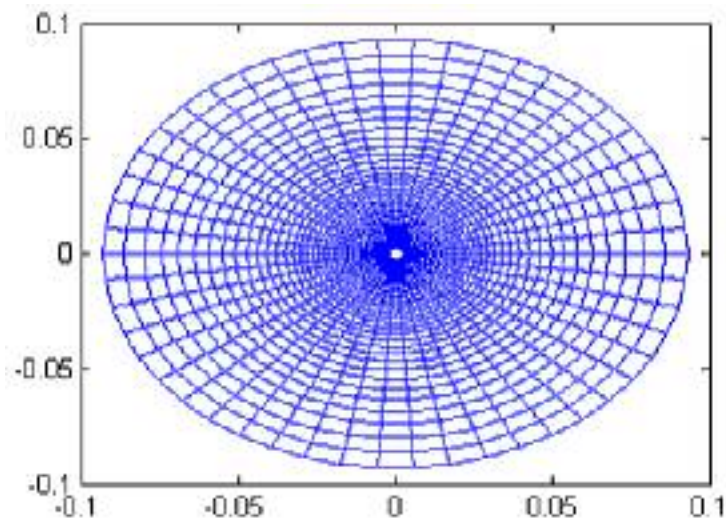


Figure 4 : Exemple d'un maillage (2500 nœuds)

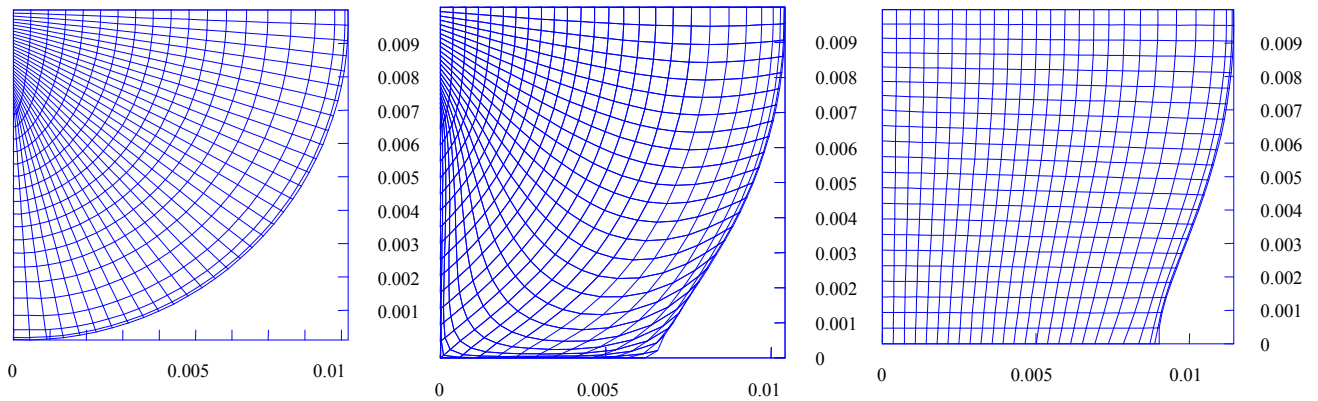


Figure 5 : Evolution du maillage au cours du remplissage

5.2 Identification de la perméabilité et effet capillaire

La perméabilité est un paramètre clé pour produire une simulation réaliste des fronts d'écoulement. La mesure de cette dernière et de sa variation au cours du processus de remplissage de moule sont importantes pour l'estimation du phénomène de la non saturation responsable de la formation des micro-vides. La formation des micro-vides dépend de la compatibilité résine-renfort (mouillabilité) et des paramètres du procédé en particulier la pression d'injection, le débit et l'architecture du renfort.

La démarche expérimentale que nous avons développée est particulièrement adaptée à une détermination précise de la perméabilité pour les renforts utilisés. Bien que son principe de mesure soit simple, sa mise en œuvre est particulièrement compliquée. Dans le cas d'une injection à débit constant, nous mesurons la chute de pression (ΔP), la position du front d'écoulement et le temps correspondant (t). La perméabilité K est alors calculée par les équations (8) et (9) ci-dessous connaissant la porosité du renfort ϕ et la viscosité du fluide μ .

Pour une injection rectiligne (1D) :

$$K = \frac{\mu Q x_f}{S \phi \Delta P} \quad (8)$$

Pour une injection radiale (2D) :

$$K = \frac{\phi \mu (r_f^2 - r_0^2) \ln(r_f/r_0)}{2 t \Delta P} \quad (9)$$

S , μ , ϕ , Q , $\Delta P(t)$, x_f , r_0 et r_f sont respectivement la section du moule (m^2), la viscosité de l'écoulement (Pa.s), la porosité du renfort, le débit (m^3/s) d'injection, la chute de pression (Pa), la longueur de l'écoulement (m), le rayon du seuil d'injection et le rayon du front d'écoulement (m).

Nous présentons sur la figure 6, la perméabilité calculée en fonction de la pression d'injection mesurée pour deux porosités différentes et pour deux modes d'injections. Les résultats montrent que lorsque la chute de pression augmente, la perméabilité diminue. Cette dernière devient constante à partir d'un certain gradient de pression [10]. Cette variation de la perméabilité est expliquée par un comportement non linéaire de la loi de Darcy, et aussi par une non saturation du milieu poreux. Dès que le front dépasse la position correspondante au milieu du moule, nous observons une zone où l'écoulement devient stable et cela pour les deux porosités. Cela est expliqué par la présence d'un régime transitoire au début de l'injection. Il est alors nécessaire de tenir compte des effets capillaires qui existent au

voisinage du front qui induisent la non saturation du renfort. Plusieurs chercheurs se sont focalisés sur l'étude de la forme unidimensionnelle de la loi de Darcy en tenant compte de l'effet de la pression capillaire au front de l'écoulement [8, 11-15].

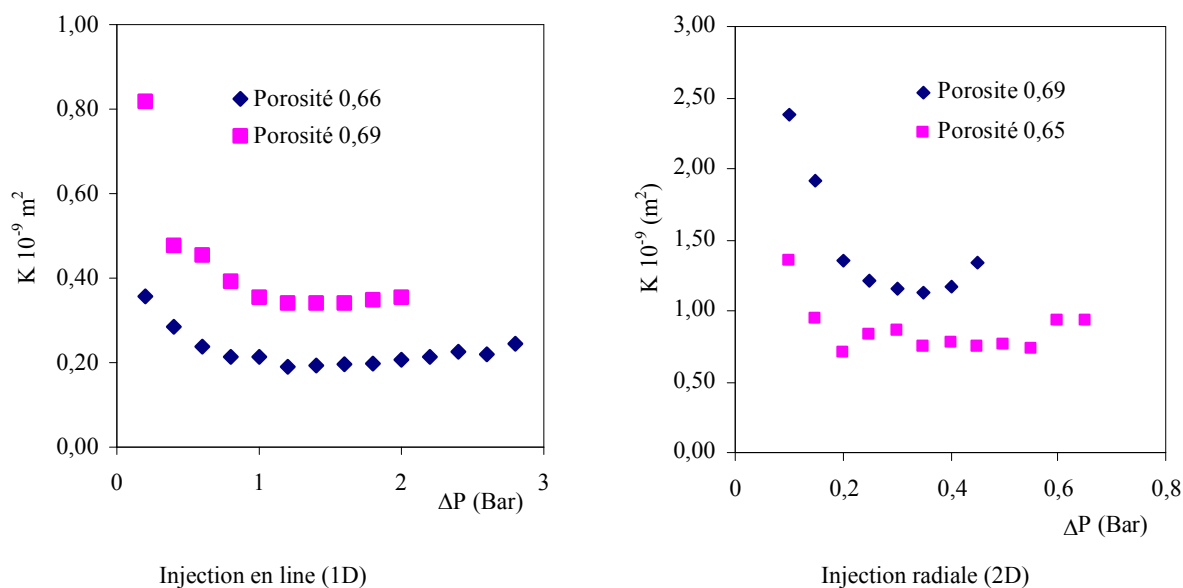


Figure 6 : Evolution de la perméabilité vs de la chute de pression.

Il en résulte que la description rigoureuse et précise de l'écoulement au voisinage du front ne peut être traitée sur la base seule de la loi de Darcy [16]. En effet, celle-ci ne prend en compte que les forces motrices dues à la pression ou au débit imposé. Au niveau du front et du fait de la non saturation du renfort, il est impératif de tenir compte de la contribution de la pression capillaire. Wong [17], définit une longueur critique de l'écoulement L_{cv} (Cross-over length) pour quantifier l'effet de la pression capillaire. Cette approche a été reprise par Weitzenböck [18] pour redéfinir cette longueur par :

$$L_{cv} = \left(\frac{D_f}{C_a} \right) \tag{10}$$

Où : C_a est le nombre capillaire et D_f (m) le diamètre de la fibre ou le pore situé au niveau du front de la matière qu'on suppose soumis à la chute de pression $\square P = P_{inj} - P_{fr}$. (avec P_{inj} , pression d'injection et P_{fr} , pression au front). Sur la base des travaux d'Ahn [11], l'auteur Weitzenböck évalue la pression capillaire P_c (Pa), en fonction de la porosité \square et un paramètre F appelé «Facteur de Forme». Ce facteur, souvent mesuré expérimentalement, dépend de l'alignement des fibres et de la direction de l'écoulement. La pression capillaire pour un renfort fibreux est définie par :

$$P_c = \left(\frac{F}{D_e} \right) \gamma \cos(\theta) \tag{11}$$

Avec

$$D_e = D_f \left(\frac{\phi}{1-\phi} \right) \quad (12)$$

Où : γ est la tension superficielle du fluide (N/m), θ est l'angle de contact liquide solide, D_e est le diamètre équivalent du pore et F est le facteur de forme ($F = 4$ pour un écoulement le long des fibres et $F = 2$ pour un écoulement transversal aux fibres). Un important avantage de la relation 10 est qu'elle permet de tenir compte d'une éventuelle affinité entre les fibres et le fluide utilisé pour les mesures de la perméabilité à travers leur angle de contact.

Les expressions de la longueur critique que nous avons calculé pour un écoulement unidirectionnel et bidimensionnel sont [8] :

Pour 1D :

$$L_{cv} = D_f \left[\frac{\mu Q_{inj}}{LA \phi^2 \gamma \cos(\theta)} x_f \right]^{-1} \quad (13)$$

Pour 2D :

$$L_{cv} = D_f \left[\frac{\mu Q_{inj} (r_f^2 - r_0^2)}{2 t} \text{Ln} \left(\frac{r_f}{r_0} \right) \right]^{-1} \quad (14)$$

La longueur critique permet d'apprécier l'importance de l'effet de la pression capillaire pour un essai donné. Afin d'estimer l'importance de l'effet capillaire dans nos expériences d'injection radiales, nous avons calculé le nombre capillaire modifié en fonction de la chute de pression, des propriétés physiques du fluide et des caractéristiques du renfort.

Ce nombre s'écrit :

$$C_a = \frac{\mu u}{\gamma \cos(\theta)} \quad (15)$$

Où u est la vitesse relative d'écoulement lorsque le fluide imprègne des fibres sèches.

En utilisant la loi de Darcy, le nombre capillaire devient :

$$C_a = \frac{K}{\phi \gamma \cos(\theta)} \frac{\Delta P}{L} \quad (16)$$

où $\frac{\Delta P}{L}$ est la chute de pression à travers le renfort de perméabilité K . L'équation (16) a été aussi utilisée par Foley et al. [19] qui ont trouvé une transition où la perméabilité diminue avec un nombre capillaire de l'ordre de 0,01.

L'analyse de l'écoulement à travers un milieu fibreux (particulièrement dans le cadre de la mesure de la perméabilité) peut être examinée en employant la longueur critique, qui mesure l'importance de l'effet capillaire au cours de l'imprégnation du renfort. Cet effet dépend du nombre capillaire et du type de renfort.

Par la suite, les valeurs des paramètres utilisées dans cette étude sont : une vitesse d'injection $U_{inj.} = 0,35$ cm/s ou $U_{inj.} = 1,5$ cm/s, un facteur de forme $F = 2$, $\mu = 0,12$ Pa.s (glycérine), une tension superficielle du fluide $\gamma = 60 \cdot 10^{-3}$ N/m [20] et un angle de contact liquide solide $\theta = 0^\circ$ [20].

Nous présentons d'abord l'évolution de la longueur critique d'écoulement en fonction du nombre capillaire pour deux configurations d'écoulement ; injections en ligne et radiale (figure 7). Les résultats montrent que lorsque le nombre capillaire augmente, la longueur critique de l'écoulement diminue considérablement. On note qu'à partir d'un nombre capillaire de l'ordre de 10^{-3} la longueur critique de l'écoulement devient très petite. Cette valeur dépend des conditions d'injection et plusieurs auteurs ont trouvé des valeurs différentes [16,20]. Des valeurs de $Ca > 0,01$ favorisent la formation des macro-vides. Alors que des valeurs $Ca < 0,01$ engendrent la formation de micro-vides.

La figure 8 présente le rapport entre la longueur critique de l'écoulement et la position du front en fonction de la cinétique du front pour deux configurations (en ligne et radiale).

Nous observons au début des expériences une diminution importante du rapport de L_{cv} et la position du front. Ce dernier est plus important pour 1D que 2D.

Nous pouvons dire que l'effet capillaire est plus important pour une injection en ligne que radiale. Son importance dépend des paramètres de moulage. Ainsi, cet effet diminue si le temps de remplissage diminue c'est-à-dire si la pression où le débit d'injection augmente. Il diminue aussi si la porosité diminue.

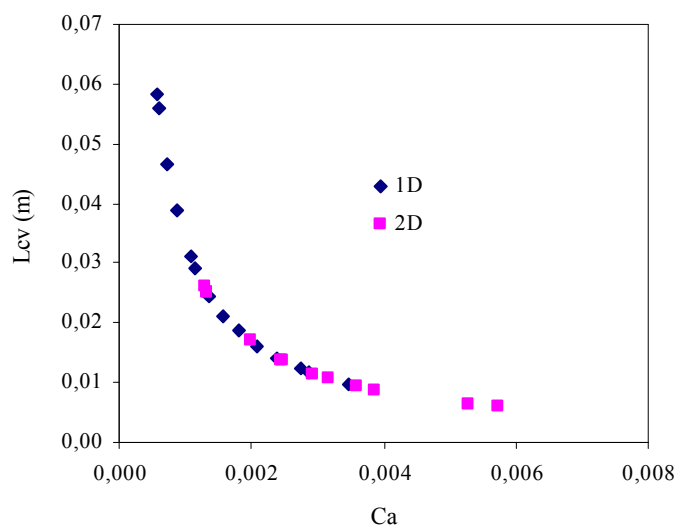


Figure 7 : Evolution de la longueur critique en fonction du nombre capillaire pour les injections unidirectionnelle et radiale.

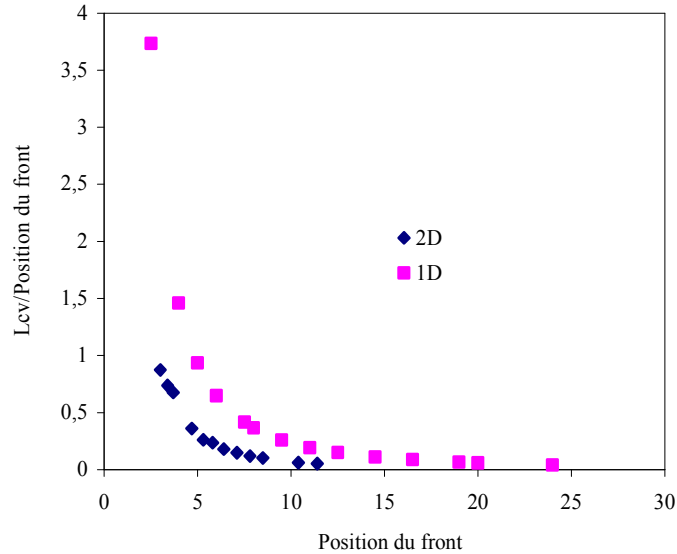


Figure 8 : Evolution du rapport de la longueur critique et la position du front pour les injections unidirectionnelle et radiale.

7. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Dans cette étude, nous avons développé un modèle numérique pour simuler le remplissage d'un moule dans le cadre des procédés d'injection type RTM. Ce modèle est basé sur une méthode de différences finies associée à un maillage curviligne, évolutif et adapté à la géométrie de la zone saturée.

Les résultats de la simulation numérique obtenus montrent une parfaite concordance avec les résultats analytiques, expérimentaux et numériques de la littérature. On note l'efficacité du modèle numérique développé dans le traitement du front de ce type d'écoulement. Une excellente reproduction de la forme du front ainsi qu'une bonne précision dans son positionnement sont obtenues. Le montage expérimental mis au point nous permet d'étudier certains paramètres du moulage.

De plus, nous avons montré l'importance de l'évaluation de l'effet capillaire pour les tests effectués. Cet effet capillaire est donné par la longueur critique dont l'expression a été calculée en configuration d'injections en ligne et radiale.

Dans nos prochaines études, nous identifierons le rapport entre les perméabilités saturée et insaturée. De plus, nous allons nous intéresser à des moules de géométries complexes proches de la forme réelle des pièces industrielles. Dans ce cas, il faudra prendre en considération les effets de bords qui se produisent à l'interface renfort-moule et qui sont responsables d'écoulements préférentiels.

RÉFÉRENCES

1. Bruschke M.V., Advani S.G., "A finite element/control volume approach to mold filling in anisotropic porous media", *Polymer composites* 11, 398-405, 1990.
2. Trochu F., R. Gauvin, "Comparison between numerical and experimental results for mold filling in resin transfer molding", *Plastics, rubber and composites processing and applications*, 19 (3), 1993.

3. Young W.B., Han K., Fong L.H., Lee L.J. & Liou M.J., "Flow simulation in molds with preplaced fiber mats", *Polymer Composites*, 12, 391, 1991.
4. Liu X.L., "Isothermal flow simulation of liquid composite molding", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Volume 31, Issue 12, pp. 1295-1302, December 2000.]
5. Shojaei A., Ghaffarian S.R., Karimian S. M. H., "Numerical simulation of three-dimensional mold filling process in resin transfer molding using quasi-steady state and partial saturation formulations", *Composites Science and Technology*, 62, 861–879, 2002.
6. Hattabi M., Snake I., Echaabi J. & Bensalah M.O., "Simulation du front d'écoulement dans les procédés de moulage des composites liquides », *Comptes Rendus de Mécanique*, Ed. Elsevier, pp. 585-591, Juillet 2005.
7. Saouab A, Génération de maillage adaptatifs par une méthode variationnelle, thesis Université de Rouen, 1991.
8. Hattabi M., Echaabi J., Bensalah M.O, J. Bréard & A. Saouab, « Analysis flow during on-line Injections and Radial Application in the Measure of Permeability», *Journal of Reinforced Plastics & Composites*, 24, pp. 1909-1920, 2005.
9. A. Saouab, J. Bréard & G. Bouquet, « Modélisation numérique de l'injection d'une résine à travers un renfort de composite à matrice polymère », 4ème Congrès de mécanique, FST de Mohammadia Avril 1999, Maroc.
10. Byoung Yoon Kim & Gi Joon Nam, Ho Sok Ryu and Jae Wook Lee, "Optimization of filling process in RTM using genetic algorithm", *Korea-Australia Rheology Journal*, Vol. 12, N° 1, pp. 83-92, March 2000.
11. Ahn, K.J., Seferis, J. C. & Berg, J.C., "Simultaneous measurement of permeability and capillary pressure of thermosetting", *Polymer Composites*, 12 (3), pp. 146-152, 1991.
12. Lundström T.S., R. Stenberg, R. Bergström, H. Partanen & P.A. Birkeland, "In-plane permeability measurements: a Nordic round-robin study", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 31 (1), pp. 29-43, 2000.
13. Lee G.W., N.J. Lee, J. Jang, K.J. Lee & J.D. Nam, "Effects of surface modification on the resin-transfer moulding (RTM) of glass-fibre/unsaturated-polyester composites", *Composites Science and Technology* 62, pp. 9–16, 2002.
14. Z. Dimitrovova & S.G. Advani, "Analysis and Characterization of Relative Permeability and Capillary Pressure for Free Surface Flow of a Viscous Fluid across an Array of Aligned Cylindrical Fibers", *Journal of Colloid and Interface Science* 245, pp. 325–337, 2002.
15. Z. Dimitrovova & S.G. Advani, "Mesolevel analysis of the transition region formation and evolution during the liquid composite molding process", *Computers and Structures*, 82, pp. 1333–1347, 2004.
16. Pillai K.L. & S.G. Advani, "Numerical Simulation of Unsaturated Flow in Woven Fiber Preforms During the Resin Transfer Molding Process", *Polymer Composites*, Vol. 19 (1), 1998.
17. Wong P.Z., "flow in porous media: permeability and displacement patterns, *MRS Bull.*, pp. 32-38, 1994.
18. Weitzenböck J.R. & Sheno RA, "Wilson PA. Measurement of three dimensional permeability", *Composites-Part A: Applied Science and Manufacturing* 1998; 29A (1-2):159–169.
19. Foley, M.F. & Gutowski, T. 23rd International SAMPE Technical Conference, 23, 326-340, 1991.
20. Patel N. & L. James Lee, "Effects of fiber mat architecture on void formation and removal in liquid composite molding", *Polymer Composites*; 16(5): pp. 386–399, 1995.