UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DES VIBRATIONS MÉCANIQUES DANS LA FABRICATION DES COMPOSITES PAR INJECTION SUR RENFORT

JULIAN GUTIÉRREZ

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIÆ DOCTOR

(GÉNIE MÉCANIQUE)

DÉCEMBRE 2013

© Julian Gutiérrez, 2013.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée:

ÉTUDE DES VIBRATIONS MÉCANIQUES DANS LA FABRICATION DES COMPOSITES PAR INJECTION SUR RENFORT

présentée par : GUTIÉRREZ Julian

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

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

Mme ROSS Annie, Ph.D., présidente

M. RUIZ Eduardo Antonio Julian, Ph.D., membre et directeur de recherche

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

M. FUAMBA Musandji, Ph.D., membre

M. LEBRUN Gilbert, Ph.D., membre

DÉDICACE

A la memoria de mi tío Raúl,

a mis abuelas, a mis padres, a mis hermanos

y a mis mas grandes amores, Cynthia y Penélope.

À la mémoire de mon oncle Raúl,

à mes grand-mères, à mes parents, à mes frères

et à mes plus grands amours, Cynthia et Penélope.

REMERCIEMENTS

Je tiens à exprimer toute ma gratitude envers mon directeur de recherche, le professeur Eduardo Ruiz, pour m'avoir ouvert les portes de la chaire CCHP et pour avoir encadré cette thèse. Je lui suis reconnaissant pour son soutien inconditionnel, ses enseignements, son enthousiasme et ses innombrables idées. J'ai beaucoup appris à ses côtés et je le remercie pour cela.

J'adresse des chaleureux remerciements à mon codirecteur de recherche, le professeur François Trochu, pour m'avoir accueilli au sein de l'équipe et pour la confiance qu'il m'a témoigné depuis le début de ce projet. J'ai apprécié son appui et ses conseils avisés qui ont grandement contribué à la réussite de cette thèse.

Je remercie également la professeure Annie Ross et les professeurs Gilbert Lebrun, Musandji Fuamba et Pierre Langlois qui ont aimablement accepté d'évaluer cette thèse et de faire partie du jury.

Je tiens à mentionner le plaisir que j'ai eu à travailler au sein du CCHP et j'en remercie ici toutes les personnes formidables qui j'ai eu la chance de côtoyer. Je remercie donc François Lebel, Nicolas Vernet, Philippe Causse, Cristian Demaria, Vincent Achim, Roland Fotsing, Catherine Billote, Robin Dubé, Jean-François Désilets, Jean-François Alexandre, Laura Mouret, Matthieu Sola, Amir Ershad, Paul Trudeau, Mouhcine Rifay, Farida Bensadoun, Audrey Favre, Nadir Kchit, Dina Rakoto, Florent Cloutier, Chakib Boushel, Chafik Abdellaoui, Tarik Daqoune, Isabelle Ortega, Bruno Croteau-Labouly, Alexandre Ferreira-Benevides, Christophe Ravey, Joffrey Renaud, Vincent Loiselle, Cédric Pupin, Alvaro Ramirez, Emilie Charette, Antonin Leclair-Maréchal, Alex Bourgeois, Michaël Cantin, Christian Martel, Laura Razafinjanahary, Josée Dugas, Myriam Fortin et Carole Fraser.

Mes remerciements à tous les stagiaires qui m’ont courageusement accompagné sur les terrains hostiles mais amusants des essais exploratoires. Je remercie Benoît Ferrand, Simon Dulong, Loïc Lelievre, Benjamin Costa-Drolon, Luc Andrianirina, Matthieu Comeau, Hakim Settache, Lamine Koanda, Enric Corbeil et Kévin Guibert.

Enfin, j’adresse toute mon affection à ma famille, qui même loin, a toujours été là pour me conforter. Un grand merci à mes amis pour leur support quotidien et une mention spéciale à Cynthia et Penélope, leur amour est mon élément moteur.

RÉSUMÉ

Les procédés de mise en forme des composites par injection sur renfort (LCM – Liquid Composite Molding) sont devenus très populaires grâce à leurs nombreux avantages : milieu de travail sans émissions de COV (Composés Organiques Volatils); idéal pour fabriquer des pièces de grande taille, de géométrie complexe et de haute performance; faible coût de production pour des pièces de bonne qualité. Les composites fabriqués par les procédés LCM sont constitués d'un empilement de couches d'un renfort textile et d'une résine polymérique thermodurcissable à l'état liquide. Durant la mise en œuvre, le renfort sec est préformé et placé à l'intérieur d'un moule avant d'être compacté par la fermeture du moule ou en effectuant le vide sous une bâche étanche. La résine est ensuite injectée ou infusée sous vide à travers le renfort jusqu'à ce que le moule soit complètement rempli. La mise en œuvre s'achève lorsque la résine a complètement réticulée et que la pièce est finalement démoulée. Le présent travail s'intéresse à la réponse du renfort durant les étapes de préformage et de compaction. Notons que la compréhension du comportement des renforts sous compaction est très utile lors de la fabrication de composites car elle peut permettre de prédire l'épaisseur finale de la pièce et la force de fermeture du contre-moule, ainsi que de contribuer à calculer la perméabilité du renfort, le temps de fabrication et les propriétés mécaniques inter-laminaires de la pièce.

Durant l'étape de la fermeture du moule (i.e., compaction) des procédés de fabrication LCM une pression statique constante est appliquée en général sur le renfort. Cette compaction assure l'étanchéité du moule, sert à uniformiser l'épaisseur du renfort, et lorsqu'elle est élevée, des taux volumiques de fibres importants peuvent être atteints. L'étude de la compaction des renforts fibreux a révélé que les préformes possèdent des caractéristiques viscoélastiques-plastiques dont il est possible de tirer parti pour atteindre des taux volumique de fibres plus élevés sans augmenter la force de compression. Ceci peut être fait en appliquant aux renforts des forces de compaction répétitives au moyen de cycles de compaction (amplitude élevée-basse fréquence) ou des procédures de compaction vibratoire (basse amplitude-fréquence élevée). Le présent travail s'intéresse à l'usage des charges vibratoires pour améliorer la compaction des renforts fibreux. À cette fin, un viscoanalyseur ou analyseur mécanique dynamique (DMA, de par ses sigles en

anglais), a été adapté pour appliquer des vibrations contrôlées sur des empilements de renforts fibreux de différentes architectures. Les premiers essais ont montré que les vibrations agissaient avantageusement sur la réorganisation de la structure fibreuse en permettant d'atteindre des niveaux de compaction très élevés avec des forces de compaction relativement faibles. Des essais additionnels ont permis d'identifier les paramètres gouvernant les mécanismes de déformation et de réorganisation du renfort fibreux soumis aux vibrations.

L'usage de vibration dans la phase de compaction de préformes fibreuses a été étudié suivant des perspectives différentes. La première approche a consisté à utiliser les vibrations comme outil de préformage, avant l'application d'un protocole de compaction typique d'un procédé de fabrication de composites par injection sur renfort. Dans ce cas, les renforts ont été d'abord soumis à une sollicitation sinusoïdale en déplacement et fréquence contrôlée au moyen d'un viscoanalyseur. Ensuite, ils ont été compactés à une pression de 1 bar à la suite duquel le taux volumique de fibres était calculé. Trois fréquences et trois amplitudes différentes ont été ainsi évaluées. Le taux volumique de fibres des échantillons de référence soumis à une compaction statique de 1 bar a été aussi calculé. L'étude comparative entre ce couple d'expériences a donné les premiers indices sur l'influence des vibrations dans la réponse en compaction du renfort fibreux. Les résultats ont montré que les échantillons exposés aux vibrations atteignaient des taux volumiques de fibres plus élevés que ceux qui ne l'étaient pas. Bien que les résultats fussent encourageants, il a été très difficile d'identifier une corrélation entre les conditions expérimentales, telles que l'amplitude et la fréquence de vibration, et le taux volumique de fibres obtenu. Il a été conclu que ceci résulte de la variabilité intrinsèque des renforts, du caractère aléatoire de l'emboîtement entre les couches et dans certains cas, de la perte de contact entre l'outil de compression et l'échantillon.

Contrairement à l'étude précédente, la deuxième approche a consisté à utiliser les vibrations par contrôle de la force et non de l'amplitude. Dans ce cas, une force combinée ayant des composants statiques et dynamiques a été appliquée sur les renforts. La réponse en compaction a été observée et comparée avec celle des échantillons de référence soumis à une force statique équivalente. Les résultats ont montré que la réduction de l'épaisseur est plus élevée dans les échantillons exposés à la force combinée par rapport à celle des échantillons soumis à une force statique de la même

grandeur. Un progrès important a été fait en termes de la définition des valeurs limites des conditions expérimentales et de l'établissement d'une procédure de compaction assistée par vibration. Finalement, ces expériences ont démontré que le paramètre ayant la plus grande influence sur la réduction de l'épaisseur est le rapport entre la force dynamique et la force statique.

Une fois que la procédure de compaction assistée par vibration a été mise au point, une nouvelle campagne expérimentale a été réalisée dans laquelle les paramètres contrôlés ont été limités à la force statique, la force dynamique, la fréquence de vibration et au temps d'application des vibrations. Le principal paramètre évalué a été la déformation du renfort à travers l'épaisseur, décomposée en trois composantes : instantanée, transitoire et oscillatoire. Les résultats de ces expériences ont permis d'établir des relations entre les contraintes générées par la combinaison des forces (dynamique et statique) et la déformation du renfort. Finalement, ces relations ont été utilisées pour générer un modèle phénoménologique qui prédit la réponse des renforts soumis à la compaction assistée par vibration.

En plus de la caractérisation réalisée au laboratoire avec le viscoanalyseur, un montage a été développé afin de reproduire la procédure de compaction assistée par vibration dans un cadre proche à celui de la fabrication d'une pièce composite. Ce montage qui permettait de contrôler la force statique, la force dynamique et la fréquence de vibration, est composé d'un moule plat, d'une bâche à vide et d'un vibrateur pneumatique. Les résultats des essais réalisés avec ce prototype sont apparus cohérents avec les observations du viscoanalyseur. De plus, il fut possible d'identifier les avantages et les inconvénients d'utiliser une telle procédure dans la fabrication de pièces composites par des procédés LCM.

Le travail de cette thèse démontre que l'utilisation des vibrations mécaniques durant la compaction d'un renfort fibreux sec aide à réorganiser le réseau fibreux vers une structure plus compacte et moins tortueuse. Bien que des défis technologiques restent à relever en vue d'éventuelles applications, cette nouvelle approche reste prometteuse pour améliorer les étapes de préformage et de compaction dans les procédés de fabrication des composites par injection sur renfort.

ABSTRACT

Liquid Composite Molding (LCM) is a broadly used manufacturing process of composite components that have gained its popularity due to its numerous advantages: emissions-free work environment; ability to produce large, complex and good quality components; excellent high-performance cost ratio. Composite parts manufactured by LCM processes are made from stacked layers of textile reinforcements and a liquid thermoset polymer resin. During manufacturing, the preformed fabric is placed inside the cavity mold before being compacted by the mold clamping force or the vacuum bagging. The resin is then injected or infused under vacuum through the reinforcement until the cavity mold is completely filled. Afterwards, the polymer resin cures and finally, the component is demolded. The present work focuses on the reinforcement response during preforming and compaction stages. Understanding the fabrics behavior under compaction is crucial to predict important features such as the part thickness, the required clamping force, the fiber bed permeability, the filling time and the inter-laminar properties.

During the mold closure (i.e., compaction) stage of LCM processes a constant static force or deformation is generally applied to the preform. This compaction provides mold sealing, levels the thickness of the reinforcement, and for high magnitudes, allows achieving high fiber volume contents. The study of the compaction behavior of fibrous reinforcements reveals that preforms exhibit viscoelastic-plastic characteristics, from which it is possible to take advantage in order to attain higher fiber volume fractions without increasing the compressive load. This can be done by applying repetitive loads to the fabrics by means of compaction cycles (high amplitude-low frequency) or vibratory compaction (small amplitude-high frequency) procedures. The present work focuses on the use of vibratory loads to improve the compaction behavior of fibrous reinforcements. Therefore, a dynamic mechanical analyzer (DMA) was adapted so that one may apply controlled vibrations on stacks of fibrous reinforcements from different architectures. Early tests have shown that vibrations improve the fiber network reorganization resulting in high fiber volume fractions with relatively low compaction forces. Further experimental programs allowed identifying the governing parameters on the deformation and translation mechanisms of fibrous reinforcements subject to vibrations.

The usage of vibrations on the compaction stage of fibrous preforms was studied from different perspectives. The first approach consisted of using vibrations as a preforming step, prior to a compaction protocol typical from a LCM process. In this case, the fibrous reinforcements were firstly subjected to a frequency-amplitude controlled sinusoidal excitation applied by a DMA. Then, they were compacted at a pressure of 1 bar at which the fiber volume fraction was calculated. Three different frequencies and amplitudes were thus evaluated. The fiber volume fraction of baseline samples, simply subjected to the 1 bar compaction, was also calculated. The comparison between these two observations gave the first hints of how vibrations may affect the compaction response of fibrous samples. Results have shown that samples exposed to vibrations prior to compaction reached fiber volume fractions higher than those that were simply compacted. Although the results were encouraging, the identification of a correlation between the input conditions (frequency and amplitude) and the obtained fiber volume fractions was not obvious. It was concluded that this occurred due to the intrinsic variability of fibrous materials, the stochastic nature of fiber nesting and in some cases, because of the loss of contact between the sample holder and the fibrous material.

The use of vibrations during the second approach changed from displacement-controlled to force-controlled. Hence, in this case a complex compressive load composed of static and dynamic components was applied to fibrous samples. The compaction response was monitored and compared to the one of fabrics subjected to a static force of equal magnitude. Results have shown that the thickness reduction is higher on samples exposed to the complex compressive load. Important progress was made in terms of the definition of the boundary testing values and the creation of a vibration-assisted compaction procedure. Finally, these tests allowed concluding that the key parameter influencing thickness reduction has been the ratio between dynamic and static forces.

After setting the vibration-assisted compaction procedure, a new experimental program was carried out in which the input parameters were limited to the static force, the dynamic force, the vibratory frequency and the loading time. The output parameter was mainly the through-thickness deformation of the fibrous samples, which was decomposed into instantaneous, transient and

oscillatory components. Results allowed establishing relationships between the stresses created by the combined force (dynamic and static) and the reinforcement deformation. Finally, these relationships were used to create a phenomenological model able to predict the response of fibrous materials during the vibration-assisted compaction procedure.

In addition to the laboratory characterization performed using the DMA, an experimental setting was conceived with the aim to reproduce the vibration–assisted compaction procedure in a practical framework close to composite manufacturing. The setting, which allowed controlling the input parameters (static force, dynamic force and vibratory frequency), was made of a flat mold, a vacuum bagging and a pneumatic ball vibrator. Experimental results were consistent with previous observations using the DMA. Moreover, experimentation using this setting disclosed the main assets and disadvantages of using the vibration-assisted compaction procedure for the manufacturing of composite parts by LCM process.

The work accomplished in this thesis demonstrated that the use of mechanical vibrations during the compaction of dry fibrous reinforcement contributes to the rearrangement of the fibrous network to achieve a highly compacted structure. This approach, which raises technological challenges for potential applications, remains a promising option to improve fabric preforming and compaction stages during composite manufacturing by liquid composite molding.

« The best way to have a good idea is to have a lot of ideas »

Linus Pauling

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ VI

ABSTRACT IX

TABLE DES MATIÈRES XII

LISTE DES TABLEAUX XVIII

LISTE DES FIGURES XIX

INTRODUCTION 1

Problématique 1

Hypothèse du projet 2

Objectifs 2

Organisation de la thèse 3

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE 6

1.1 Mise en forme des matériaux composites par injection sur renfort 6

1.2 Vibrations mécaniques dans la fabrication des composites 10

1.2.1 Vibrations à haute fréquence 11

1.2.2 Les vibrations à basse fréquence 21

1.3 Conclusion de la revue de littérature 38

CHAPITRE 2 ÉTUDE PRÉLIMINAIRE SUR LES VIBRATIONS DANS LA FABRICATION DE COMPOSITES PAR LCM 39

2.1 Infusion avec ultrason 39

2.1.1 Introduction 39

2.1.2 Protocole expérimental 40
2.1.3 Description du montage 41
2.1.4 Résultats 44
2.1.5 Conclusions 48
2.2 Infusion avec micro-vibrateurs 49
2.2.1 Introduction 49
2.2.2 Protocole expérimental 49
2.2.3 Description du montage 52
2.2.4 Résultats 53
2.2.5 Conclusion 54
2.3 Infusion avec moule vibrant 55
2.3.1 Introduction 55
2.3.2 Protocole expérimental 55
2.3.3 Description du montage 56
2.3.4 Résultats 56
2.3.5 Conclusions 58
2.4 RTM Light avec contre-moule vibrant 59
2.4.1 Introduction 59
2.4.2 Description du montage 60
2.4.3 Protocole expérimental 64
2.4.4 Résultats 67
2.4.5 Conclusion 79
2.5 Conclusion générale de l'étude préliminaire 80
CHAPITRE 3 ARTICLE 1: HIGH-FREQUENCY VIBRATIONS ON THE COMPACTION OF DRY FIBROUS REINFORCEMENTS 82

3.1 Abstract 82

3.2 Introduction 83

3.3 Compaction of fibrous reinforcements 85

3.3.1 Geometric and mechanical behavior 85

3.3.2 Fiber nesting 86

3.4 Materials and experimental techniques 88

3.4.1 Testing equipment 88

3.4.2 Reinforcement materials 89

3.4.3 Compaction experiments 90

3.5 Results and discussion 93

3.5.1 Nesting study 93

3.5.2 Static compaction tests 95

3.5.3 Vibration-Assisted compaction tests 97

3.6 Conclusion 101

3.7 Acknowledgments 102

3.8 References 102

CHAPITRE 4 ARTICLE 2: EXPLORING THE BEHAVIOR OF GLASS FIBER REINFORCEMENTS UNDER VIBRATION-ASSISTED COMPACTION 106

4.1 Abstract 106

4.2 Introduction 107

4.3 Analogy with Soil Dynamics 108

4.4 Experimental procedure 110

4.4.1 Testing equipment 110

4.4.2 Reinforcement materials 111

4.4.3 Static compaction experiments 112

4.4.4 Vibration-assisted compaction experiments 113

4.5 Experimental results and discussion 116

4.5.1 Impact of the dynamic/static force ratio 118

4.5.2 Impact of frequency 120

4.5.3 Impact of the number of layers 123

4.5.4 Geometric changes at the mesoscopic scale 125

4.6 Conclusions 126

4.7 Acknowledgments 127

4.8 References 127

CHAPITRE 5 ÉTUDE DE LA RÉORGANISATION DES RENFORTS FIBREUX SOUS COMPACTION ASSISTÉE PAR VIBRATION 130

5.1 Introduction 130

5.2 Protocole expérimental 131

5.2.1 Description de l'instrument et du renfort utilisé 132

5.2.2 Procédures de compaction 133

5.2.3 Traitement d'images 135

5.3 Résultats 137

5.3.1 Espaces interstitiels 137

5.3.2 Largeur de torons 140

5.3.3 Taux volumique de fibres 141

5.3.4 Observations au microscope numérique 143

5.4 Conclusion 145

CHAPITRE 6 PROTOTYPE DE COMPACTION ASSISTÉE PAR VIBRATION 146

6.1 Introduction 146

6.2 Protocole expérimental 146

6.3 Description du prototype 147

6.4 Procédures de compaction 149

6.5 Résultats 150

6.5.1 Traitement d'images 150

6.5.2 Variation de l'épaisseur 151

6.6 Conclusion et recommandations 152

CHAPITRE 7 ARTICLE 3: CHARACTERIZATION OF THE VISCOELASTIC BEHAVIOR OF PLAIN WEAVE FABRICS DURING VIBRATION-ASSISTED COMPACTION 154

7.1 Abstract 154

7.2 Introduction 156

7.2.1 Vibration-assisted compaction 156

7.2.2 Linear viscoelasticity 157

7.2.3 Time-stress superposition 158

7.3 Vibration-Assisted Compaction 159

7.3.1 Operating principle 159

7.3.2 Reinforcement materials 162

7.3.3 Testing equipment 162

7.3.4 Testing protocols 163

7.4 Experimental results 165

7.4.1 Instantaneous strain (ε_0) 165

7.4.2 Creep strain (ε_{creep}) 167

7.4.3 Dynamic creep (ε_{dyn}) 171

7.5 Model development 174

7.5.1 Problem statement 174

7.5.2 Instantaneous strain (ε_0) 174

7.5.3 Creep (ε_{creep}) 177

7.5.4 Dynamic creep (ε_{dyn}) 182

7.5.5 Total strain (ε_{total}) 189

7.6 Conclusions 190

7.7 Acknowledgments 192

7.8 References 192

CHAPITRE 8 DISCUSSION GÉNÉRALE ET RECOMMANDATIONS 195

8.1 Discussion générale 195

8.1.1 Étude de la compaction assistée par vibration 196

8.1.2 Déformation des renforts soumis à la compaction assistée par vibration 196

8.1.3 Compaction assistée par vibration et compaction cyclique 199

8.2 Recommandations 201

CONCLUSION 203

BIBLIOGRAPHIE 205

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 : Conditions de vibration (Lee & Kim, 2007). 17

Tableau 1-2 : Résultats VIARTM (Pantelelis, 2004). 31

Tableau 2-1 : Analyse des effets des ultrasons dans l'infusion. 40

Tableau 2-2 : Conditions de mise en forme du premier plan d'expériences. 65

Tableau 2-3 : Conditions de mise en forme du deuxième plan d'expériences. 67

Tableau 2-4 : Résumé de résultats du premier plan d'expériences. 72

Table 3-1 : Specifications of reinforcing material. 90

Table 3-2 : Parameters of the compaction and creep tests 95

Table 3-3 : Parameters used in the vibration-assisted compaction and creep tests 98

Table 4-1 : Specifications of reinforcing materials 111

Table 4-2 : Parameters for static compaction tests 113

Table 4-3 : Parameters of the vibration-assisted compaction tests for 6 layer stacks at 1, 90, 220 and 370 Hz (BNCF & PWF reinforcements) 114

Table 4-4 : Parameters of vibration-assisted compaction tests at 370 Hz 116

Table 4-5 : Fiber volume content of multi-layer samples subjected to static and vibration-assisted compaction at 370 Hz with a force ratio of 0.8 124

Tableau 5-1 : Plan expérimental pour l'étude de la réorganisation de fibres sous compaction. .. 134

Tableau 6-1 : Plan expérimental du simulateur de vibro-compaction. 150

Table 7-1 : First plan of experiments on 6 layer stacks of PWF 163

Table 7-2 : Second plan of experiments on 6 layer stacks of PWF 165

Table 7-3: Instantaneous strain parameters 176

Table 7-4 : Dependent parameters of the creep compliance (see Equations (7-16a) and (7-16b)) 180

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 : Étapes du procédé LCM : (1) préformage, (2) mise en place, (3) compaction des renforts, (4) imprégnation, consolidation et réticulation de la résine, (5) démoulage. 7

Figure 1-2 : Phénomènes impliqués dans la fabrication des composites par injection sur renfort. .8

Figure 1-3 : Éléments associant les vibrations mécaniques à la fabrication des composites par moulage liquide. 11

Figure 1-4 : Traitement aux ultrasons d'une résine thermodurcissable (Huang et al., 2002). 12

Figure 1-5 : Traitement aux ultrasons des fibres préimprégnées (Huang et al., 2002). 13

Figure 1-6 : Surface spécifique en fonction du rayon des particules cylindriques (Nikolakis, 2006).....14

Figure 1-7 : Géométrie du domaine d'analyse du flux avec vibrations ultrasonores (Lee & Kim, 2007).....16

Figure 1-8 : Distribution de viscosité dans le plan moyen x-y [Pa·s] (Lee & Kim, 2007). 17

Figure 1-9 : « Ultrasonic Tape Lamination » sur l'enroulement filamentaire (Player, Roylance et al., 2002).....18

Figure 1-10 : Montage expérimental pour la consolidation des pré-imprégnés par ultrason (Grewell, Zhou et al., 2004). 19

Figure 1-11 : Montage pour le procédé de cuisson à l'aide des ultrasons. 20

Figure 1-12 : Cycles de cuisson d'un pré-imprégné carbone/époxy : (a) cycle de cuisson traditionnel en autoclave; (b) cycle de cuisson modifié aux ultrasons.....21

Figure 1-13 : Description schématique de l'appareil expérimental pour mesurer le débit d'un fluide dans une tuyauterie oscillante (Manero & Mena, 1977). R : conteneur, P : pompe, B : accumulateur hydraulique, M : système vibratoire, T : section d'essai, W : chronomètre. 22

Figure 1-14 : Appareil de seconde génération développé pour le procédé « Vibration-Assisted Liquid Composite Molding (VALCM) » (Ghiorse & Jurta, 1991). 24

Figure 1-15 : Solution de polyacrylamide/eau à 1% sur une tige en verre avec un taux de fibres de 40% : (a) variation de l'amélioration du débit en fonction de la fréquence; (b) évolution de l'amélioration du débit en fonction de l'amplitude des vibrations (Song, 2004). 25

Figure 1-16 : Solution de polyacrylamide/eau à 1% sur une tige en verre : (a) effet de la perméabilité sur l'avancement du front; (b) variation de l'avancement du front en fonction de l'amplitude pour différents V_f (Song, 2004). 25

Figure 1-17 : Pression de vide cyclique (Kruckenberg et al., 2008). 27

Figure 1-18 : Compaction par vibration à l'aide d'un rouleau compacteur (Kruckenberg et al., 2008).....27

Figure 1-19 : Vibrations durant le remplissage d'un moule RTM : (a) section transversale du moule RTM à plat lequel, durant l'expérience, est disposé verticalement sur une table vibrante; (b) taille de porosités en fonction de la fréquence de vibration (Stabler, Tatterson et al., 1992).....29

Figure 1-20 : Banc d'essai du « Vibration-Assisted Resin Transfer Moulding (VIARTM) » (Pantelelis, 2004).....30

Figure 1-21 : Moule RTM utilisé dans le « Vibration-Assisted Resin Transfer Moulding (VIARTM) » (Pantelelis, 2004). 30

Figure 1-22 : « Vibration-Assisted Vacuum Composite Processing (VAVCP) »: 32

Figure 1-23 : « Vibration and vacuum-assisted curing » : (a) montage Quickstep avec la source de vibration (cf. texte pour détails); (b) graphique représentant la relation entre la pression de vide, le taux de vide et la fréquence des vibrations (Muric-Nesic et al., 2011). 34

Figure 1-24 : Montage expérimental pour la visualisation de la migration des bulles résultant de l'application des vibrations (Gangloff Jr et al., 2012).....35

Figure 1-25 : Temps d'évacuation des vides en fonction de la fréquence de vibration appliquée (Gangloff Jr et al., 2012). 36

Figure 1-26. Procédé de fabrication par injection flexible : (a) composants d'un moule d'injection flexible; (b) consolidation du renfort imprégné (Abdellaoui, 2009). 37

Figure 1-27 : Fluctuation des pressions du fluide de compaction et de la résine (Abdellaoui, 2009).....38

Figure 2-1 : Photo du montage réalisé pour la fabrication de plaques par infusion avec ultrason : (1) bac à ultrason Elma Transsonic TI-H5; (2) pot de résine; (3) ligne d'entrée de résine; (4) intérieur du bac d'infusion; (5) ligne d'évent vers la pompe à vide; (6) thermocouple.....42

Figure 2-2 : Schéma du montage réalisé pour la fabrication des plaques par infusion avec ultrason. 42

Figure 2-3 : Séquence de fabrication d'une plaque à l'intérieur du bac à ultrason : a) stratifié dans le moule VARI avant immersion; b) début de l'infusion à 0'01"; c) infusion à 0'12"; d) infusion à 0'35"; e) infusion à 1'01"; f) infusion à 1'31"; g) infusion à 2'11"; h) fin de l'infusion à 3'14"; i) plaque fabriquée après démoulage. 43

Figure 2-4 : Comparaison des temps de remplissage des renforts avec et sans ultrasons.....44

Figure 2-5 : Comparaison des épaisseurs des plaques fabriquées avec et sans ultrasons. 45

Figure 2-6 : Propriétés mécaniques de plaques fabriquées avec et sans ultrasons.....46

Figure 2-7 : Essais au rhéomètre pour observer la variation de la viscosité de la résine (24°C) en fonction du temps d'exposition aux ultrasons. 47

Figure 2-8 : Mesure de la viscosité en fonction du taux de cisaillement. 50

Figure 2-9 : Première configuration : les micro-vibrateurs sont placés sur un côté de la préforme. 51

Figure 2-10 : Deuxième configuration : infusion de plaques en parallèle avec et sans vibration : (1) ligne d'injection de résine; (2) évent; (3) plaques en verre; (4) boîte d'alimentation; (5) micro-vibrateurs. 52

Figure 2-11 : Troisième configuration : fixation des micro-vibrateurs sur une plaque acrylique. 52

Figure 2-12 : Séquence d'infusion de plaques avec et sans les micro-vibrateurs; (a) préformes sous vide avant le début de l'infusion; (b) infusion à 0'25"; (c) infusion à 0'37"; (d) infusion à 0'55"; (e) infusion à 2'11". 53

Figure 2-13 : Schéma du montage pour la fabrication des plaques par infusion sous vibrations. .56

Figure 2-14 : Comparaison des temps de remplissage des plaques avec et sans vibrations. 57

Figure 2-15 : Comparaison des épaisseurs des plaques avec et sans vibrations mécaniques. 58

Figure 2-16 : Montage RTM-Light avec source de vibration. 61

Figure 2-17 : Photo du montage RTM-Light fabriqué. 62

Figure 2-18 : Schéma du montage RTM-Light avec vibrateur: (1) vibrateur pneumatique; (2) moule en aluminium; (3) contre-moule en composite; (4) préforme; (5) port d'injection de résine; (6) ports d'évent; (7) application du vide total; (8) cavité périphérique (vacuum); (9) joint d'étanchéité de type champignon; (10) joint d'étanchéité de type lèvre; (11) capteurs de position linéaire (5 au total); (12) manomètre; (13) vacuomètre; (14) pieds amortisseurs; (15) pot de résine; (16) balance. 63

Figure 2-19 : Numérotation et emplacement des capteurs de position linéaire sur le montage lors de la fabrication d'une plaque composite avec vibration. 64

Figure 2-20 : Protocole de fabrication utilisé au cours du premier plan expérimental (pré-compaction avec vibration). 65

Figure 2-21 : Protocole de fabrication utilisé durant le deuxième plan expérimental (avec vibration). 67

Figure 2-22 : Outils employés pour mesurer l'épaisseur des plaques: (a) micromètre numérique à étrier profond; (b) jauge de mesure analogique de la hauteur au-dessus de la plaque fabriquée avec vibrations. 69

Figure 2-23 : Système de coordonnées polaires utilisé pour mesurer l'épaisseur des plaques (48 points de mesure). 70

Figure 2-24 : Relevé d'épaisseur des plaques; (a) sans vibration; (b) avec vibration. 71

Figure 2-25 : Variation de l'épaisseur des plaques du premier plan d'expériences. 71

Figure 2-26 : Séquence de remplissage du moule RTM-Light sans vibration. Début de l'injection à 6'53". 74

Figure 2-27 : Séquence de remplissage du moule RTM-Light avec vibration. Début de l'injection à 7'26". 75

Figure 2-28 : Suivi de la déformation du contre-moule - sans vibration. 76

Figure 2-29: Suivi de la déformation du contre-moule - avec vibration. 76

Figure 2-30 : Plaque fabriquée sous l'effet des vibrations dans le moule RTM-Light; (a) surface en contact avec le contre-moule; (b) surface en contact avec le moule en aluminium. 79

Figure 3-1 : Typical thickness-pressure compaction curve of fibrous material. 86

Figure 3-2 : Nesting of plain weave fabric layers : (a) stacked plies; (b) after nesting 87

Figure 3-3 : Main factors affecting fiber nesting 87

Figure 3-4 : Dynamic Mechanical Analyser DMA *+450*: (a) photograph of the actual instrument; (b) schematic of the apparatus. 88

Figure 3-5 : Reinforcing materials investigated : (a) BNCF reinforcement; (b) PWF fabric from JB Martin Ltd. 89

Figure 3-6 : Description of the static compaction followed by creep. 91

Figure 3-7 : Description of the vibration-assisted compaction and creep. 92

Figure 3-8 : Evolution of the thickness per layer for BNCF preforms containing one, three, and six layers. 93

Figure 3-9 : Evolution of the thickness per layer for PWF preforms containing one, three, and six layers. 94

Figure 3-10 : Increase in fiber volume fraction with the number of layers for the PWF and BNCF reinforcements at a compression pressure of 200 kPa. 95

Figure 3-11 : Results of static compaction tests on the two reinforcements investigated 96

Figure 3-12 : Increment in fiber volume fraction after static compaction 97

Figure 3-13 : Results of the vibration-assisted compaction for the BNCF. 99

Figure 3-14 : Increment in the fiber volume fraction during static and vibration-assisted compaction for the BNCF reinforcement. 99

Figure 3-15 : Results of vibration-assisted compaction tests for the PWF reinforcement. 100

Figure 3-16 : Increment in fiber volume fraction during static and vibration-assisted compaction for the PWF reinforcement. 100

Figure 4-1 : Diagram showing interaction between vibrations in soils and engineering fabrics. 109

Figure 4-2 : Dynamic Mechanical Analyser DMA+450: (a) photograph of the actual instrument and (b) schematics of the apparatus. 110

Figure 4-3 : Studied reinforcing materials: (a) BNCF reinforcement, and (b) PWF fabric from JB Martin Ltd. 112

Figure 4-4 : Applied compressive force and thickness response for the two experimental procedures: (a) and (b) static compaction; (c), and (d) vibration- assisted compaction. 115

Figure 4-5 : Compaction behavior of fabrics under static and vibration-assisted stress: (a) BNCF reinforcement and (b) PWF fabric. All frequencies combined. 117

Figure 4-6 : Fraction gain ΔVf_2 as a function of the dynamic-static force ratio for the BNCF reinforcement and the PWF fabric. All frequencies combined. 119

Figure 4-7 : Impact of vibration frequency on the fraction gain ΔVf_2: (a) BNCF reinforcement and (b) PWF fabric. 122

Figure 4-8 : Scanned images of a PWF layer before compaction. 125

Figure 4-9 : Scanned images of a PWF layer after vibration-assisted compaction at 370 Hz with a force ratio of 0.8. 125

Figure 5-1 : Protocole de traitement d'images : (a) numérisation des renforts avec un scanner optique à haute résolution; (b) renfort bidirectionnel et définition de paramètres analysés. 131

Figure 5-2 : Placement des échantillons dans le viscoanalyseur DMA+450 : (1) partie mobile de l'excitateur électrodynamique; (2) plateau de compression; (3) échantillon; (4) pinces pour manipuler les échantillons; (5) barrage flexible pour éviter l'éparpillement des fibres durant les tests; (6) support de porte-échantillon et (7) capteur de force statique. 133

Figure 5-3 : Procédures de compaction étudiées: (a) compaction statique; (b) compaction assistée par vibration. 134

Figure 5-4 : Procédure de binarisation d'un renfort non compacté : (a) image originale; (b) image binarisée sous un seuil. 136

Figure 5-5 : Fragment d'une image binarisée et identification des espaces interstitiels et de la largeur de torons dans les sens chaîne et trame. 136

Figure 5-6 : Technique de traitement d'images pour déterminer l'espace interstitiel des renforts. 138

Figure 5-7 : Pourcentage d'espace interstitiel en fonction du temps de fluage et de la procédure de compaction. 139

Figure 5-8 : Pourcentage d'espace interstitiel selon la position de la couche du renfort dans la préforme. 140

Figure 5-9 : Augmentation de la largeur des torons : (a) en fonction du temps de fluage et de la procédure de compaction; (b) selon la position de la couche du renfort dans la préforme. .141

Figure 5-10 : Taux volumique de fibres en fonction du temps de fluage et de la procédure de compaction. 143

Figure 5-11 : Échantillon ayant subi la procédure de compaction statique. 144

Figure 5-12 : Échantillon ayant subi la procédure de compaction assistée par vibration. 144

Figure 6-1: Prototype de compaction assistée par vibration : (1) vibrateur pneumatique; (2) plaque métallique; (3) préforme (6 couches du PWF); (4) bâche à vide; (5) feutre de drainage; (6) ruban à joint; (7) moule plat en acier; (8) pieds amortisseurs; (9) capteurs de position linéaire; (10) point d'accotement du capteur de position; (11) manomètre; (12) vacuomètre. 148

Figure 6-2 : Photo de l'ensemble du prototype de vibro-compaction. 149

Figure 6-3 : Mesures effectuées à partir du traitement d'images : (a) espace interstitiel des couches avant et après vibro-compaction; (b) augmentation de la largeur de torons. 150

Figure 6-4 : Variation de l'épaisseur de la préforme : (1) début d'application de la pression de vide; (2) mise en marche du vibrateur pneumatique. 152

Figure 7-1 : Creep: stress σ and strain ε versus time *t*.....157

Figure 7-2 : Strain versus stress at constant times (isochronals) for linear and nonlinear viscoelastic materials: (a) in linear materials, isochronal straight lines are obtained; (b) nonlinear materials exhibit isochronal curves [14]. 158

Figure 7-3 : Vibration-assisted compaction: (a) applied sinusoidal stress; (b) resulting sample strain (the oscillatory strain has been exaggerated). 160

Figure 7-4. Strain response: instantaneous ε_0, transient ε_{creep} and oscillatory ε_{dyn} components....162

Figure 7-5 : Loading conditions used for the first plan of experiments. 164

Figure 7-6 : Instantaneous compaction strain ε_0 obtained in the first plan of experiments.....166

Figure 7-7 : Instantaneous compaction strain ε_0 for different frequencies at a stress ratio φ = 1 (see Table 7-2).....167

Figure 7-8 : Creep strain ε_{creep} under vibration-assisted compaction at 10 Hz: (a) for different stress ratios φ; (b) versus effective stress $\boldsymbol{\sigma eff}$ at constant times (isochronals).....169

Figure 7-9 : Creep strain ε_{creep} under vibration-assisted compaction at 355 Hz: (a) for different stress ratios φ; (b) versus effective stress $\boldsymbol{\sigma eff}$ at constant times (isochronals).....170

Figure 7-10 : Creep deformation at different compaction frequencies after a loading time of 15 minutes (see Table 7-2). 171

Figure 7-11 : Dynamic creep ε_{dyn} under vibration-assisted compaction at 10 Hz: (a) different stress ratios φ; (b) versus dynamic stress $\boldsymbol{\sigma dyn}$ at constant time (isochronals). 172

Figure 7-12 : Dynamic creep ε_{dyn} under vibration-assisted compaction at 355 Hz: (a) different stress ratios φ; (b) versus dynamic stress $\boldsymbol{\sigma dyn}$ at constant time (isochronals). 173

Figure 7-13 : Instantaneous compliance at 10 and 355 Hz (first plan of experiments). 175

Figure 7-14 : Instantaneous compaction deformation: (a) stress-dependent nonlinear parameter $g0$; (b) experimental and predicted instantaneous strain. 177

Figure 7-15 : Calculated and predicted creep compliance for samples at 10 and 355 Hz (first plan of experiments).....179

Figure 7-16 : Creep prediction after a loading time of 15 minutes (second plan of experiments). 180

Figure 7-17 : Sum of the instantaneous and creep strains under vibration-assisted compaction: (a) 10 Hz and (b) 355 Hz. 181

Figure 7-18 : Storage compliance of samples tested in the first plan of experiments: (a) at 10 Hz; (b) at 355 Hz.....183

Figure 7-19 : Frequency dependent storage compliance (second plan of experiments). 184

Figure 7-20 : Time-stress superposition principle for tests at 10 Hz: (a) storage compliance master curve; (b) shift factor. 185

Figure 7-21 : Time-stress superposition principle for tests at 355 Hz: (a) storage compliance master curve; (b) shift factor. 185

Figure 7-22 : Measured and predicted storage compliances for samples under vibration-assisted compaction. 187

Figure 7-23 : Measured and predicted local dynamic creep ε_{dyn}: (a) 10 Hz and (b) 355 Hz. 188

Figure 7-24 : Measured and predicted total strain for samples at 10 Hz and stress ratios φ of 0.2 and 1.0. 190

Figure 8-1 : Compaction assistée par vibration : (a) contraintes subis par le renfort; (b) déformation résultante et (c) déphasage entre la contrainte et la déformation.....197

Figure 8-2 : Synthèse de la réponse des renforts soumis à la compaction assistée par vibration.199

Figure 8-3 : Porte-échantillons pour la compaction assistée par vibration sur des plans inclinés; (a) 30°; (b) 45°; (c) 60°. 202

INTRODUCTION

Depuis son apparition en tant qu'activité industrielle au milieu du siècle dernier, le domaine de matériaux composites à base des renforts textiles et de matrices polymériques thermodurcissables n'a pas cessé de croître dans les dernières années. À l'heure actuelle, les composites sont utilisés principalement dans l'industrie du transport grâce à leur faible poids et leurs propriétés mécaniques élevées. Ils sont aussi employés dans l'industrie nautique, du sport et des loisirs, dans l'industrie de la construction et dernièrement dans le domaine de la médecine orthopédique. Bien que les matériaux composites soient généralement associés à des technologies de pointe, maintenant le grand public souhaite les intégrer dans des objets d'usage courant comme le mobilier, par exemple. Cet engouement pour les matériaux composites conduit les industriels et les chercheurs à trouver des solutions innovatrices pour répondre à ces demandes croissantes. À ce propos, les techniques de fabrication de composites par injection sur renfort (LCM – Liquid Composite Molding) offrent la possibilité d'explorer de nouvelles approches visant à les rendre plus performants.

Problématique

Durant la mise en œuvre des composites par les procédés LCM, le renfort textile sec est d'abord préformé, puis compacté à l'intérieur d'un moule. Par la suite, le renfort est imprégné par une résine polymère thermodurcissable à l'état liquide qui, une fois réticulée, constituera le nouveau matériau composite. Dans un grand nombre d'applications industrielles, les technologies LCM sont d'un intérêt particulier car elles offrent la possibilité de fabriquer des pièces de géométrie complexe à faible coût. Dans le cas de pièces de grande dimension, l'infusion est l'un des procédés le plus utilisés car il offre un bon rapport qualité-prix. Un seul moule est nécessaire (sans contre-moule rigide). En outre, le procédé ne nécessite ni de presses de compaction, ni de systèmes d'injection complexes. Néanmoins, puisque la compaction du renfort est accomplie par la pression atmosphérique, les pièces ainsi fabriquées se limitent à des taux volumiques de fibres entre 35 et 45%. Certes, ce taux est adéquat pour de nombreuses applications, toutefois il est insuffisant pour des composants nécessitant des propriétés mécaniques élevées dont le taux de

fibres doit dépasser 50%. La pression atmosphérique n'est pas suffisamment importante pour exploiter tout le potentiel de déformation d'un renfort fibreux. Sous l'effet de la pression atmosphérique, les tissus expérimentent une compaction partielle qui mène à des taux de fibres relativement bas. L'objectif étant de profiter de toute la capacité de compaction du renfort, il était donc nécessaire de trouver des moyens pour densifier les renforts fibreux tout en gardant la pression atmosphérique comme moyen de compaction.

Hypothèse du projet

Le présent travail de thèse s'inscrit dans le cadre d'une recherche exploratoire et porte sur l'impact des vibrations dans la fabrication de composites par injection sur renfort. Diverses techniques ont été étudiées pour appliquer des vibrations aux pièces composites avant et durant la mise en œuvre. Ces études sont concentrées plus particulièrement sur l'étape de préformage et de compaction d'un renfort sec avant son imprégnation. Dans ce document, une nouvelle approche de compaction est proposée dans laquelle **on suppose que l'application des vibrations mécaniques sur un renfort textile sec cause la réorganisation de la structure fibreuse qui devient hautement compactée et moins tortueuse**. Ainsi, un renfort compacté par la pression atmosphérique et exposé aux vibrations mécaniques aura un taux volumique de fibres plus élevé qu'un autre renfort compacté seulement à l'aide de la pression atmosphérique.

Objectifs

L'objectif général de cette thèse vise à étudier l'emploi des vibrations mécaniques dans la fabrication de pièces composites par injection sur renfort. Ce sujet qui, par sa nature exploratoire était initialement très vaste fut par la suite simplifié grâce à la revue de littérature et à des essais expérimentaux permettant d'évaluer diverses approches. L'objectif principal s'est ainsi orienté vers l'étude de l'impact des vibrations mécaniques sur la compaction et le réarrangement du réseau fibreux dans des préformes en fibres de verre. Afin d'atteindre cet objectif principal et éventuellement confirmer l'hypothèse proposée ci-dessus, les objectifs spécifiques suivants ont été poursuivis :

1. Adapter un viscoanalyseur afin d'appliquer sur un renfort fibreux une compaction statique et des excitations dynamiques contrôlées en amplitude et en fréquence.
2. Identifier expérimentalement les conditions d'excitation dynamique qui gouvernent la réponse de divers renforts fibreux.
3. Développer une procédure de compaction assistée par vibration afin de caractériser la réponse des renforts fibreux à des contraintes statiques et dynamiques.
4. Concevoir un montage pour reproduire les conditions de compaction assistée par vibration au moyen d'une source de vibration simple.
5. Créer un modèle phénoménologique afin de décrire la déformation à travers l'épaisseur des renforts soumis à la procédure de compaction assistée par vibration.

Organisation de la thèse

La revue de littérature présentée dans le premier chapitre offre un sommaire de l'ensemble des éléments associés à la fabrication de composites par les procédés LCM et dresse un état de l'art des recherches relatives à l'emploi des vibrations mécaniques dans la mise en œuvre des matériaux composites.

Le deuxième chapitre recueille les résultats des techniques expérimentales explorées dans le but d'intégrer les vibrations mécaniques aux procédés de mise en forme des composites par LCM. Ces techniques ont visé principalement l'infusion car c'est un procédé dans lequel il est possible de visualiser facilement des variations au niveau de l'avancement du front de résine et de l'épaisseur. De plus, l'adaptation d'un système vibratoire peut être réalisée relativement facilement dans le cas de l'infusion. Ainsi, quatre montages ont été conçus dont les moyens de vibration utilisés ont été respectivement des ultrasons, des micromoteurs vibratoires et finalement un vibrateur pneumatique.

Le troisième chapitre est un article publié dans la revue *Advanced Composite Materials*. La première partie du chapitre est consacrée à la description des mécanismes de déformation et de

réorganisation du réseau fibreux au sein des renforts textiles durant leur compaction. Le chapitre continue avec la première tentative d'utiliser des vibrations dans un procédé de mise en œuvre de composites. Cette approche consiste à soumettre les renforts aux vibrations avant leur compaction, ce qui est comparable à un traitement de préformage avant la fermeture du moule. Les vibrations, appliquées au moyen d'un viscoanalyseur, sont composées d'un déplacement dynamique contrôlé en fréquence et en amplitude. Cette étude expérimentale démontre pour la première fois que l'utilisation des vibrations peut être avantageuse dans un procédé de mise en œuvre des composites.

Le quatrième chapitre est un article publié dans la revue *Journal of the Textile Institute*. Cette publication commence par dresser une analogie entre les techniques de compactage des sols par vibration et l'incorporation des vibrations dans une procédure de compaction des renforts. Ce parallèle est ensuite utilisé pour définir les paramètres expérimentaux et les conditions limites qui constitueront la nouvelle procédure de compaction assistée par vibration. Ces paramètres sont la force statique, la force vibratoire et la fréquence de vibration. Le chapitre conclut avec les résultats des expériences montrant l'impact des paramètres d'entrée sur la réponse des renforts en termes du taux volumique de fibres, du bilan énergétique et de l'aplatissement de fibres.

Le cinquième chapitre présente les résultats d'une étude mettant en évidence la déformation et la réorganisation des renforts secs soumis aux procédures de compaction statique et assistée par vibration. Pour y parvenir, une technique de traitement d'images a été mise au point afin de mesurer l'étalement des fibres au sein des mèches. Deux paramètres géométriques ont été ainsi évalués : l'espace interstitiel et la largeur de torons.

Le sixième chapitre est dédié à la description et à l'utilisation d'un prototype de compaction assistée par vibration qui a été développé dans le but de reproduire la procédure sur des échantillons de plus grande taille avec une source de vibration autre que le viscoanalyseur. Ce montage a permis d'évaluer une application possible de la procédure dans un cadre industriel.

Le septième chapitre est un article soumis à la revue *Polymer Composites*. Cet article utilise les apprentissages des études précédentes pour planifier deux plans expérimentaux qui serviront à caractériser la déformation des renforts soumis à la procédure de compaction assistée par vibration. Ainsi, des relations contrainte-déformation obtenues lors de cette caractérisation serviront à développer un modèle phénoménologique capable de prédire la déformation d'un renfort fibreux compacté à l'aide des vibrations. Cette étude avancée a permis de progresser considérablement dans la compréhension des phénomènes impliqués dans la déformation des renforts par vibration.

Enfin, le dernier chapitre comporte une discussion générale des résultats en lien avec la méthodologie adoptée et les contributions scientifiques de la thèse. Des recommandations sont formulées pour la poursuite des travaux.

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE

Cette revue de littérature présente, en premier lieu, un sommaire de l'ensemble des éléments associés à la mise en œuvre de matériaux composites par injection sur renfort. La compréhension des phénomènes physiques qui gouvernent les étapes de fabrication est le premier pas vers l'intégration des vibrations mécaniques dans la mise en œuvre des composites. Par la suite, un état de l'art a été dressé comportant des recherches principalement exploratoires sur l'utilisation des vibrations mécaniques dans la fabrication des matériaux composites. Ce chapitre conclut avec une analyse des diverses stratégies explorées, qui a permis de définir la voie de recherche sur laquelle cette thèse a été bâtie. Les références consultées durant la réalisation de cette étude sont citées au fur et à mesure dans les articles scientifiques présentés dans la suite de ce document.

1.1 Mise en forme des matériaux composites par injection sur renfort

Un matériau composite est un matériau formé principalement par un arrangement des renforts fibreux imprégnés par une matrice polymère. Une des particularités des composites, par rapport aux matériaux traditionnels, vient du fait que le matériau et la pièce elle-même sont fabriquées pendant la mise en forme. La maîtrise des techniques de mise en œuvre est donc primordiale pour arriver à construire des matériaux performants.

Les principales techniques de mise en œuvre des matériaux composites sont le moulage au contact, la pultrusion, l'enroulement filamentaire, les procédés par autoclave, les pré-imprégnés hors autoclave et le moulage liquide par injection sur renfort. Cette dernière, appelée LCM par son sigle en anglais « Liquid Composite Molding » constitue une famille de techniques de mise en forme où une résine thermodurcissable à l'état liquide imprègne une préforme fibreuse placée à l'intérieur d'un moule. Les étapes du procédé sont décrites dans la Figure 1-1.

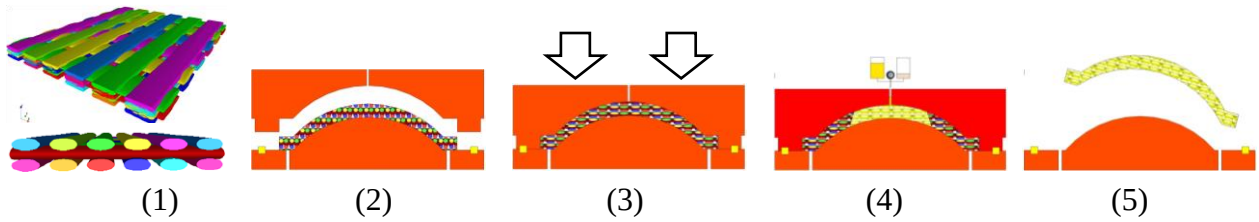


Figure 1-1 : Étapes du procédé LCM : (1) préformage, (2) mise en place, (3) compaction des renforts, (4) imprégnation, consolidation et réticulation de la résine, (5) démoulage.

Les différences entre les techniques LCM résident dans les moyens d'assurer la compaction et l'imprégnation des renforts. D'une part, le moulage par transfert de résine (RTM pour « Resin Transfer Molding ») (Seeman, 1990) emploie un moule rigide fermé qui permet d'appliquer des pressions d'injection élevées et d'atteindre des taux de fibres importants. D'autre part, les procédés d'infusion (LRTM « Light Resin Transfer Molding », VARTM « Vacuum Assisted Resin Transfer Molding » et VARI « Vacuum Assisted Resin Infusion ») utilisent des moules semi-rigides et flexibles, où la pression de compaction et la perte de charge entraînant l'imprégnation sont fournies par la pression atmosphérique au moyen d'une pompe à vide (Williams, Summerscales et al., 1996).

Les technologies LCM sont d'un intérêt particulier car elles donnent la possibilité de fabriquer des pièces de grande taille et de géométrie complexe à des coûts relativement faibles, pour des volumes de production moyens entre 20 000 et 50 000 pièces par année (Kendall, Mangin et al., 1998; Ruiz, Achim et al., 2006; Ruiz & Trochu, 2005). De plus, étant donné qu'il s'agit de procédés à moule fermé, les opérateurs sont moins exposés aux émissions volatiles dégagées par les résines. Ces avantages ont soulevé un intérêt croissant des industriels et des chercheurs pour optimiser les procédés existants ou en créer de nouveaux. Tel est le cas des nouvelles technologies comme le CAPRI « *Controlled Atmospheric Pressure Resin Infusion » (Niggemann, Young et al., 2008),* le VIPR « Vacuum Induced Preform Relaxation » (Alms, Advani et al., 2011) et « Polyflex » (Causse, Ruiz et al., 2011).

Les technologies LCM sont des procédés qui résultent de la déformation des renforts fibreux, de l'écoulement d'une résine polymérique thermodurcissable et de sa réticulation. La Figure 1-2 montre l'interaction entre les éléments présents lors de la mise en forme des composites par moulage liquide isotherme et leur incidence sur la qualité finale de la pièce. Le premier niveau énumère les trois phénomènes impliqués dans la fabrication LCM, soit :

i. la réponse du renfort soumis à des forces de compaction lors de la fermeture du moule;

ii. les phénomènes de transport liés à l'écoulement de la résine à travers le renfort fibreux;

iii. la réaction chimique de la résine menant au changement d'un état liquide à l'état solide.

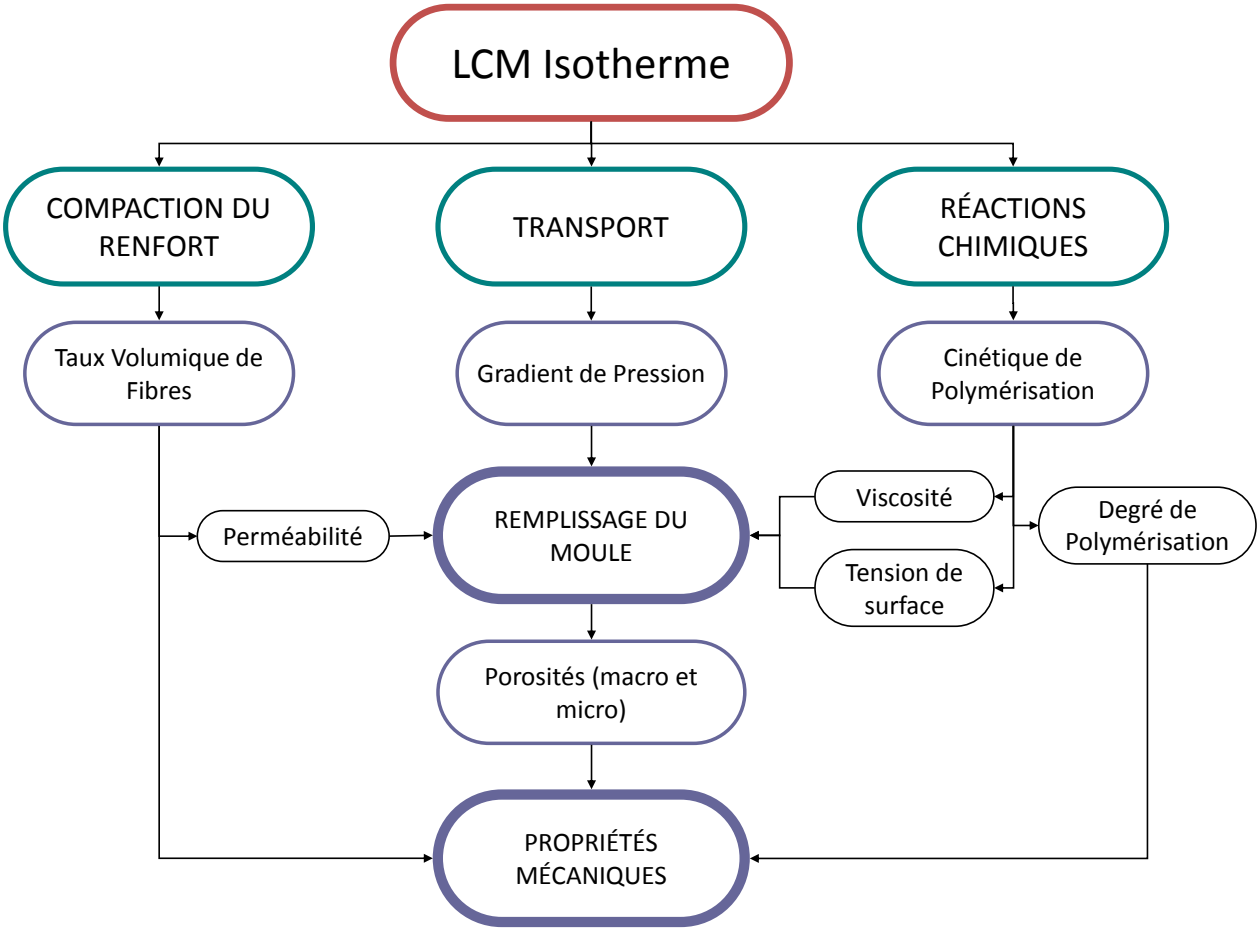


Figure 1-2 : Phénomènes impliqués dans la fabrication des composites par injection sur renfort.

La déformation transversale du renfort suite à la fermeture du moule modifie le taux volumique de fibres et en conséquence la perméabilité. Puisque les renforts sont des structures viscoélastiques, cette déformation ne dépend pas seulement de la pression appliquée, mais aussi de la vitesse de compaction et de sa durée. Selon le cas, force ou déplacement imposé, le renfort continue à se déformer en fluage ou expérimente une relaxation de contraintes. Un matériau fabriqué avec un taux volumique de fibres élevé aura de meilleures propriétés mécaniques.

Quant à l'écoulement de la résine, celui-ci est fonction du gradient de pression développé à l'intérieur du moule, de la viscosité de la résine et de la perméabilité des renforts. Durant le remplissage du moule, la résine doit idéalement imprégner la totalité de la préforme, ce qui n'est souvent pas le cas. Selon la stratégie d'infusion utilisée et les propriétés de la résine comme la viscosité et la tension superficielle, des zones sèches et des porosités peuvent apparaître au tour ou à l'intérieur des torons (i.e., porosités à l'échelle macroscopique et microscopique). Ces zones non imprégnées sont responsables d'une détérioration significative des performances mécaniques et de la durée de vie des pièces composites.

En ce qui concerne la réaction de polymérisation de la résine, celle-ci amène à la formation de réseaux chimiques tridimensionnels transformant la résine liquide en un matériau solide donnant la forme à la pièce. Les propriétés mécaniques du composite dépendent directement du degré de polymérisation de la résine et de sa température de transition vitreuse. On vise ainsi une réticulation à cent pour cent afin d'obtenir les meilleures ses propriétés mécaniques possibles.

En résumé, un matériau composite ayant de bonnes propriétés mécaniques résulte de l'obtention d'un taux volumique de fibres important, d'un degré de polymérisation élevé et d'un taux de vides proche de zéro. Dans le but non seulement d'atteindre ces conditions idéales, mais aussi d'augmenter les cadences de production, des chercheurs ont exploré de nouvelles approches qui font appel à divers outils, comme celui des vibrations mécaniques. La section suivante présente une revue des publications portant sur l'effet des vibrations dans la mise en œuvre des matériaux composites.

1.2 Vibrations mécaniques dans la fabrication des composites

L'idée d'utiliser des vibrations mécaniques dans les procédés de fabrication des composites n'est pas récente. Depuis près de vingt ans, plusieurs chercheurs ont exploré ce sujet sous diverses perspectives. En général, l'application des vibrations vise à réduire le temps de fabrication et à améliorer la qualité des pièces fabriquées. Dans l'état de l'art dressé ici-bas, les références relatives à l'usage des vibrations dans la fabrication des composites ont été regroupées en deux catégories : vibrations à basse fréquence et à haute fréquence. Les applications à basse fréquence se limitent à une dizaine d'Hertz, tandis que celles à haute fréquence s'inscrivent dans une plage de vibration au-dessus de 20 kHz appartenant au régime ultrasonore.

Le schéma de la Figure 1-3 présente une synthèse de l'impact des vibrations mécaniques dans la fabrication des composites. Ce schéma a été construit à partir de l'état de l'art afin de donner une image globale du sujet de la thèse. La figure montre, en premier lieu, les phénomènes associés à chaque catégorie de vibration qui ont un impact sur la fabrication des composites. Les phénomènes observables sont ensuite liés aux paramètres d'entrée comme la fréquence ou la puissance des vibrations. Ces paramètres ont un impact direct sur la résine et/ou le renfort et peuvent entraîner une diminution des propriétés rhéologiques de la résine ou une diminution des forces de frottement entre les fibres. Ces modifications dans les propriétés des matériaux induisent des modifications sur le procédé. Par exemple, la rhéologie de la résine domine le phénomène d'imprégnation des fibres et donc l'écoulement et le remplissage du moule. Une diminution des forces de frottement au sein du renfort a un impact direct sur la compaction des fibres et donc sur le remplissage du moule, mais aussi sur les propriétés mécaniques du composite. Cette vision globale des liens entre les phénomènes vibratoires et les propriétés finales de la pièce permet de mieux comprendre les travaux réalisés dans le passé, qui sont présentés dans la section suivante selon la catégorie de vibration à haute ou basse fréquence.

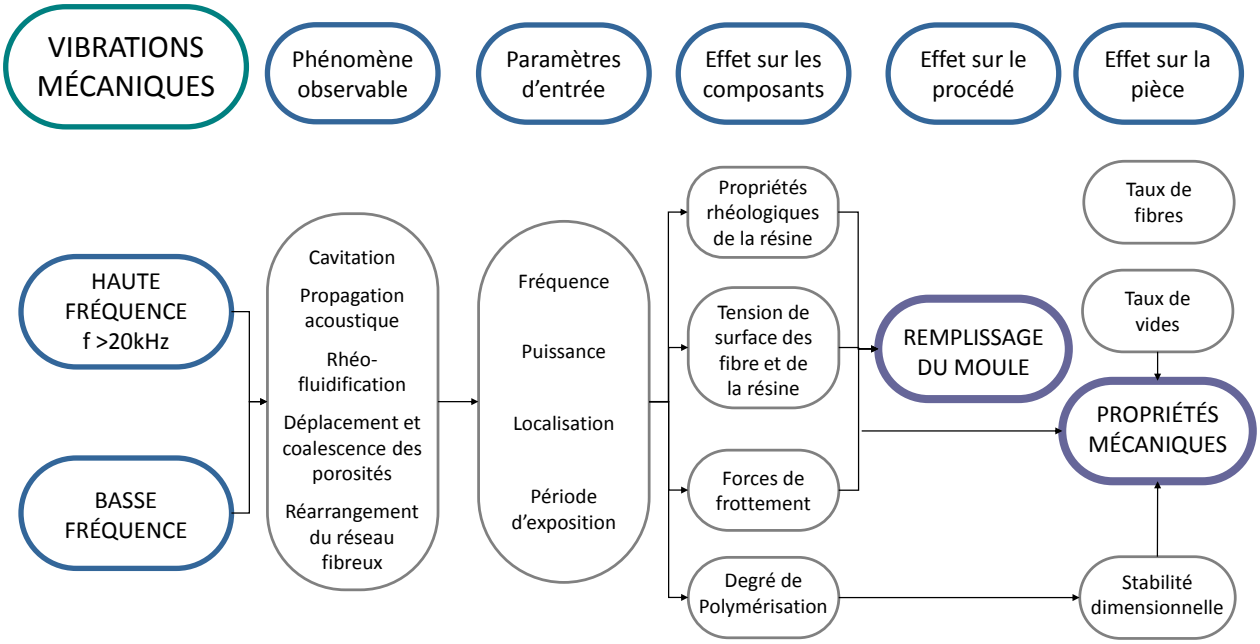


Figure 1-3 : Éléments associant les vibrations mécaniques à la fabrication des composites par moulage liquide.

1.2.1 Vibrations à haute fréquence

L'intérêt des ultrasons dans la fabrication des composites réside dans leur capacité à modifier le milieu dans lequel ils se propagent. Ainsi, il est possible de parler de leur utilisation à trois étapes différentes de la fabrication :

- avant la mise en œuvre;
- durant le remplissage du moule;
- lors de la consolidation et de la polymérisation.

1.2.1.1 Ultrasons avant la mise en œuvre (préparation des matières premières)

Fibres et résines

La résine époxy et les fibres de carbone et d'aramide ont fait l'objet de plusieurs travaux de recherche visant à étudier l'effet des ultrasons sur leurs propriétés physiques et principalement au niveau de leur interface avec la matrice (Huang, Liu et al., 2002; Liu, Huang et al., 2001; Liu,

Huang et al., 2008; Liu, Zhang, Huang, & Zhang, 2003; Qin, Zhang et al., 2003). Le premier élément associé à l'impact des ultrasons sur la résine est la diminution de sa viscosité et de sa tension de surface. Ce phénomène connu de la sonochimie s'explique par l'accélération des molécules et par la rupture des liaisons de van der Waals qui sont produites par l'énergie de cavitation acoustique (Huang et al., 2002; Petrier, Gondrexon et al., 2008). L'*acoustic streaming* ou « courant acoustique » est un autre phénomène présent qui s'explique par la création d'un écoulement adjacent au gradient de pression oscillant, pouvant être aussi responsable de la diminution de la viscosité (Liu et al., 2001). Le schéma de la Figure 1-4 montre comment une résine peut être soumise directement aux ultrasons par l'immersion d'un transducteur.

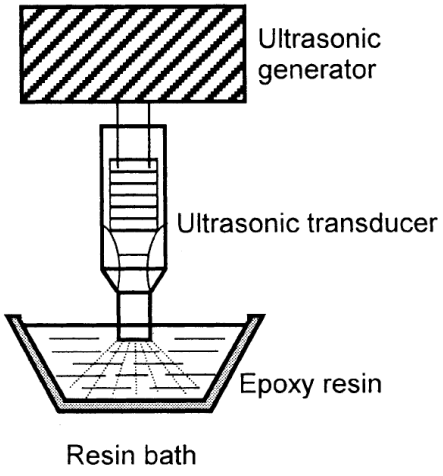


Figure 1-4 : Traitement aux ultrasons d'une résine thermodurcissable (Huang et al., 2002).

Il est connu que la diminution de la tension superficielle de la résine permet d'améliorer la mouillabilité des fibres, ces dernières ayant une tension de surface plus importante. À ce propos, les scientifiques ont observé qu'en soumettant les fibres aux ultrasons, les ondes de choc résultants de la cavitation ultrasonique ont un effet abrasif sur les fibres, augmentant leur rugosité de surface et améliorant ainsi l'adhésion de la résine aux fibres (Liu, Zhang, Huang, Jiang et al., 2003). Le procédé consiste à imprégner préalablement les fibres avant de les soumettre aux ultrasons, comme le montre la Figure 1-5.

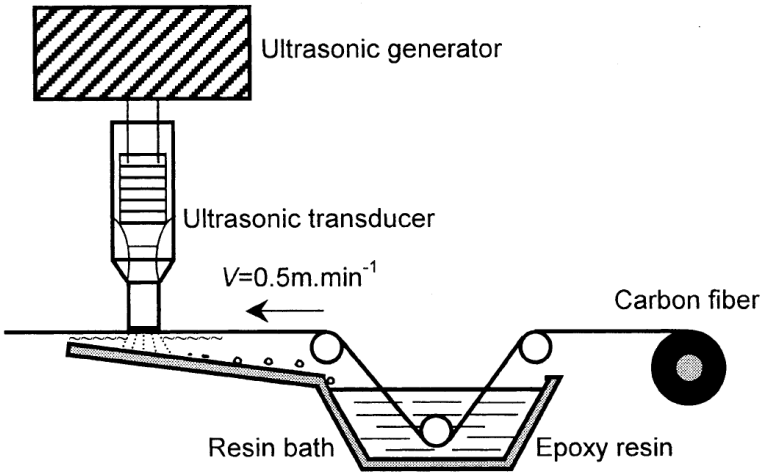


Figure 1-5 : Traitement aux ultrasons des fibres préimprégnées (Huang et al., 2002).

Les conséquences des affirmations précédentes ont été corroborées expérimentalement par l'amélioration des propriétés interlaminaires et interfaciales entre la résine et les fibres. Les chercheurs (Huang et al., 2002) ont constaté une augmentation de la contrainte de cisaillement interlaminaire (ILSS) de 15% ainsi qu'une diminution de la viscosité et de la tension superficielle de la résine de 45% et 22% respectivement. L'imbibition de la résine époxy par les fibres d'aramide est aussi améliorée grâce aux ultrasons (Liu, Huang et al., 2006). Les bénéfices de la cavitation acoustique sur l'imprégnation et la mouillabilité de la résine ont également été observés par d'autres centres de recherche (Liu, Zhang et al., 2002; Qin, Wu et al., 2004) avec des matériaux, procédés et conditions d'essai semblables.

L'application des ultrasons sur la résine semble être une voie prometteuse. Néanmoins, les paramètres associés à la cavitation acoustique, c'est-à-dire, la fréquence, l'amplitude, la puissance et le temps d'exposition restent peu connus. Par ailleurs, en étant conscient de la puissance destructrice liée à la cavitation acoustique, il est fondamental d'établir des limites à son utilisation.

Nanocomposites

Les nano-composites sont des matériaux qui incorporent des particules à l'échelle nanométrique dans la matrice pour améliorer ses propriétés mécaniques, électriques ou thermiques. La surface spécifique du renfort augmente considérablement si la taille des fibres diminue jusqu'à quelques nanomètres (voir Figure 1-6). Ceci permet d'accroître l'aire interfaciale entre les composantes et de promouvoir leur interaction. Ce rapprochement entre le polymère et les nanoparticules à l'échelle moléculaire donne au nouveau matériau des propriétés uniques (Koo, 2006).

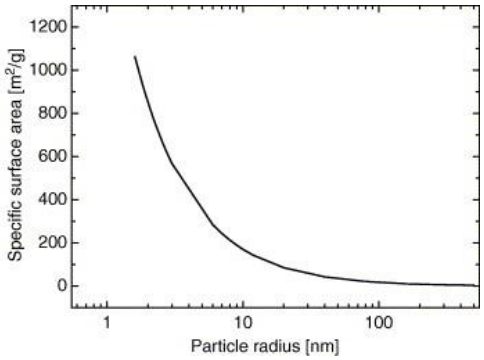


Figure 1-6 : Surface spécifique en fonction du rayon des particules cylindriques (Nikolakis, 2006).

Les matériaux nanocomposites comprennent normalement entre 0.5 et 5% en poids de nanocharges. La performance de ces matériaux dépend fortement de la distribution et de la dispersion des nanocharges. Cependant les nanoparticules ont tendance à s'agglomérer lorsqu'elles se mélangent avec la matrice. En effet, si le mélange n'est pas approprié, les agrégats formés agissent comme des défauts et compromettent les propriétés mécaniques du matériau (Ajayan, Shadler et al., 2003).

Les ultrasons sont souvent utilisés pour assurer l'exfoliation des nanoparticules dans un polymère, un sujet largement abordé par les chercheurs (Bernard, West et al., 2006; Choi, Lim et al., 2008; Du, 2007; Lam, Lau et al., 2005; Wang & Qin, 2007; West & Malhotra, 2004). La littérature explore principalement l'influence des ultrasons sur la dispersion et ses conséquences sur les propriétés mécaniques de la résine chargée de nanoparticules, laissant de côté l'impact des

ultrasons (cavitation, vibrations, hautes températures, etc.) sur les caractéristiques propres de la résine. De nombreux phénomènes ne sont pas pris en compte, comme la dégradation de la résine ou l'altération de ses propriétés thermiques. À ce propos, des chercheurs se sont intéressés à l'étude de l'influence de la durée de la stimulation ultrasonore sur la dispersion (Lam et al., 2005). Ils soutiennent que l'énergie fournie par les ultrasons doit être suffisante pour que les nanocharges puissent se libérer des forces qui les maintiennent sous forme d'agglomérats. Néanmoins, cette énergie ne doit pas être excessive, car cela peut générer des mouvements chaotiques en raison des multiples collisions entre les nanocharges. Dans le même sens, (Wang & Qin, 2007) ont constaté l'influence de la durée de la stimulation ultrasonore sur la température maximale de décomposition de la résine, sur la température de transition vitreuse et sur la cinétique de polymérisation. Plusieurs autres recherches visent à trouver la durée optimale pour atteindre la meilleure dispersion possible tout en minimisant les dommages sur la résine. Cependant, puisque la fréquence et la puissance des ultrasons sont difficilement contrôlables (ainsi que la cavitation), la durée optimale varie énormément en fonction des conditions de mise en forme et de la technologie utilisée. Ce temps peut aller de quelques minutes à plus d'une heure. Par exemple, (Du, 2007) utilise une isolation thermique à base de glace lors de la dispersion par ultrasons pour empêcher l'échauffement de la résine. Sa procédure de fabrication, qui emploi des résines époxy et polyester, est effectuée à un régime de stimulation ultrasonique intermittent d'une durée de 70 minutes. D'autres chercheurs ont trouvé qu'après seulement 2 minutes d'exposition d'une résine époxy aux ultrasons, il y avait une diminution considérable des propriétés mécaniques (Bernard, West et al., 2006). Cette disparité de résultats illustre la difficulté de trouver des repères dans ce domaine.

1.2.1.2 Application des ultrasons durant le remplissage d'un moule

L'application des technologies ultrasoniques aux méthodes de fabrication LCM n'a pas encore été traitée en profondeur. (Qin et al., 2004; Qin et al., 2003) ont trouvé, par exemple, que la vitesse d'imprégnation de fibres de carbone par une résine époxy avait augmenté de 20% à l'aide des ultrasons. L'expérience a été faite dans un moule RTM placé sur un assemblage de transducteurs dans lequel le moule supérieur transparent permettait d'observer l'écoulement de la résine. Bien qu'il y ait des signes qui montrent que le temps de remplissage peut être réduit, la

qualité des pièces reste incertaine. Le taux de vide et certaines propriétés mécaniques des pièces fabriquées avec stimulation ultrasonique sont, pour le moment, toujours inconnus. Une grande limitation de cette technologie est liée à la difficulté de créer un champ acoustique homogène sur toute la surface de la préforme. Ceci représente un défi technologique majeur. Il serait nécessaire de faire appel aux techniques de contrôle non-destructif pour mieux comprendre la nature de la propagation des ondes dans un renfort fibreux imprégné par la résine.

Dans l'industrie des composites ainsi que d'injection de thermoplastiques, améliorer le temps de remplissage des moules est un facteur décisif pour accroître la productivité. À partir de l'hypothèse que les thermoplastiques fondus sont non-Newtoniens, Lee et Kim (2007) ont fait une analyse numérique sur le flux de matière pour prédire l'effet des vibrations ultrasoniques sur le remplissage. L'analyse considère qu'il s'agit d'un écoulement non-stationnaire, incompressible et laminaire. Quand le moule vibre, le champ de vitesses dans la cavité varie selon le mode de vibration et la fréquence naturelle du moule. De par la complexité de l'analyse, les auteurs ont choisi un champ de vitesses sinusoïdal simple s'appliquant selon les directions *x* (largueur) et *y* (épaisseur). La Figure 1-7 et le Tableau 1-1 montrent respectivement le volume de contrôle et les conditions de vibration utilisées.

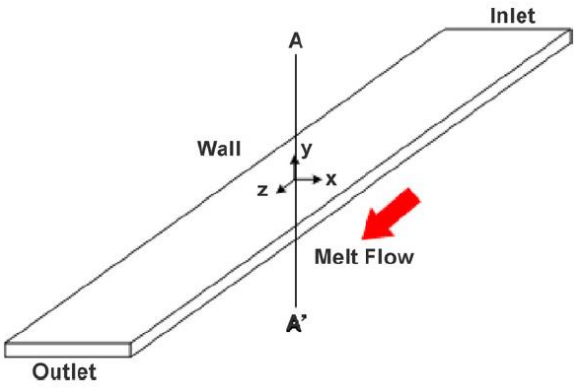


Figure 1-7 : Géométrie du domaine d'analyse du flux avec vibrations ultrasonores (Lee & Kim, 2007).

Tableau 1-1 : Conditions de vibration (Lee & Kim, 2007).

Essai	Direction de vibration	Vitesse maximale	Essai	Direction de vibration	Vitesse maximale
UV 1	y	10 m/s	**UV 5**	x	10 m/s
UV 2	y	5 m/s	**UV 6**	x	5 m/s
UV 3	y	2.5 m/s	**UV 7**	x	2.5 m/s
UV 4	y	1.25 m/s	**UV 8**	x	1.25 m/s

Les résultats de simulation montrent une augmentation considérable du débit lorsque le moule vibre dans la direction de l'épaisseur *y*. Dans la Figure 1-8, la diminution de la viscosité est visible sur les parois supérieure et inférieure. Ceci est à l'origine de l'augmentation du débit lors du remplissage. Selon les auteurs, la courte distance entre les deux surfaces de la cavité génère de plus grandes vitesses de cisaillement sur le polymère liquide. Cet avantage apporté par l'utilisation des ultrasons se limite aux écoulements laminaires et aux fluides avec comportement fortement non-Newtonien comme les thermoplastiques fondus. Dans le cas de résine thermodurcissables, les avantages des ultrasons n'ont pas encore été établis avec précision.

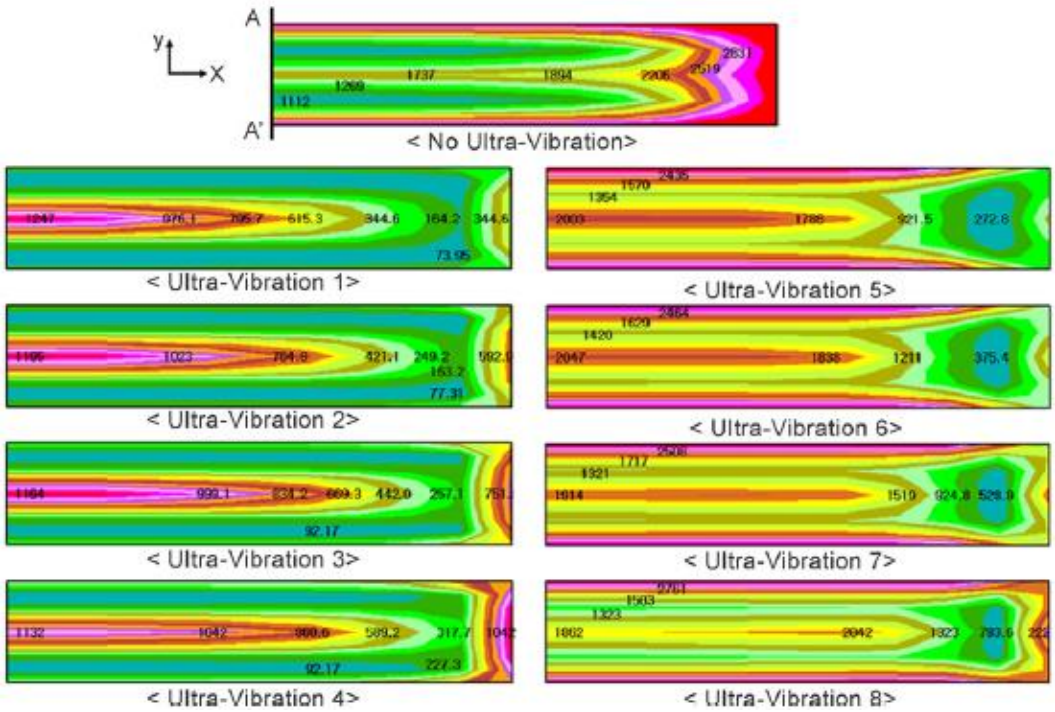


Figure 1-8 : Distribution de viscosité dans le plan moyen x-y [Pa·s] (Lee & Kim, 2007).

1.2.1.3 Les ultrasons pour assister la consolidation et la polymérisation

Les fibres pré-imprégnées ou « prepregs » sont constitués de couches de fibres préalablement imbibées de résine pré-catalysée. Elles sont employées dans les applications à haute performance où des conditions de fabrication très précises (haute température et haute pression) sont nécessaires pour assurer des taux de fibres très élevés et de faibles porosités. Généralement l'autoclave fournit ces conditions. Néanmoins à cause du coût élevé, d'autres procédés moins onéreux dits « out-of-autoclave (OOA) » se sont développés récemment. Les travaux de (Player, Roylance et al., 2000) ont démontré l'utilité des ultrasons dans ces nouveaux procédés. Le procédé UTL™ « *Ultrasonic Tape Lamination* » développé par la compagnie Foster Miller utilise un transducteur mobile pour assurer la consolidation et la polymérisation des composites dans les techniques d'enroulement filamentaire et de positionnement automatisé des bandes pré-imprégnées. Le transducteur « *ultrasonic horn* » s'appuie directement sur le matériau, exerçant la pression nécessaire pour évacuer les porosités et garantir une épaisseur constante (voir Figure 1-9). La polymérisation est contrôlée par l'énergie des ultrasons qui chauffe le matériau à travers l'épaisseur par dissipation viscoélastique de l'énergie mécanique de vibration. Un des problèmes rencontrés avec cette technique porte sur l'échauffement rapide et local à proximité du transducteur (Roylance, Player et al., 2004).

Figure 1-9 : « Ultrasonic Tape Lamination » sur l'enroulement filamentaire (Player, Roylance et al., 2002).

(Grewell, Zhou et al., 2004) ont accompli un travail expérimental pour étudier la consolidation des composites par ultrasons. Ils ont utilisé un appareillage composé d'une machine de soudage ultrason, d'un capteur de température infrarouge, d'un interféromètre laser et d'un contrôleur Proportionnel-Intégral-Dérivé (PID) (voir Figure 1-10). Suite aux observations, ces chercheurs ont effectué des corrélations entre l'épaisseur finale du renfort pré-imprégné et plusieurs variables d'entrée comme la vitesse de déplacement du transducteur, la pression d'appui, l'angle d'incidence et l'amplitude de l'onde. Le contrôle des paramètres préalablement mentionnés mène aux conditions appropriées pour augmenter le taux de fibres de la pièce et garantir une diminution des porosités. Des essais de flexion et de cisaillement interlaminaire menés par (Grewell, Benatar et al., 2005) montrent que le traitement ultrasonique ne nuit pas aux propriétés mécaniques du stratifié. Selon (Zhou, 2007) le taux de vide diminue grâce à l'énergie des ultrasons, car celle-ci regroupe les porosités de petite taille dans un seul volume qui se déplace facilement vers l'extérieur du pré-imprégné. D'ailleurs, la même hypothèse est exposée par (Ghiorse & Jurta, 1991) lors de l'utilisation des vibrations de basse fréquence dans la consolidation d'un pré-imprégné.

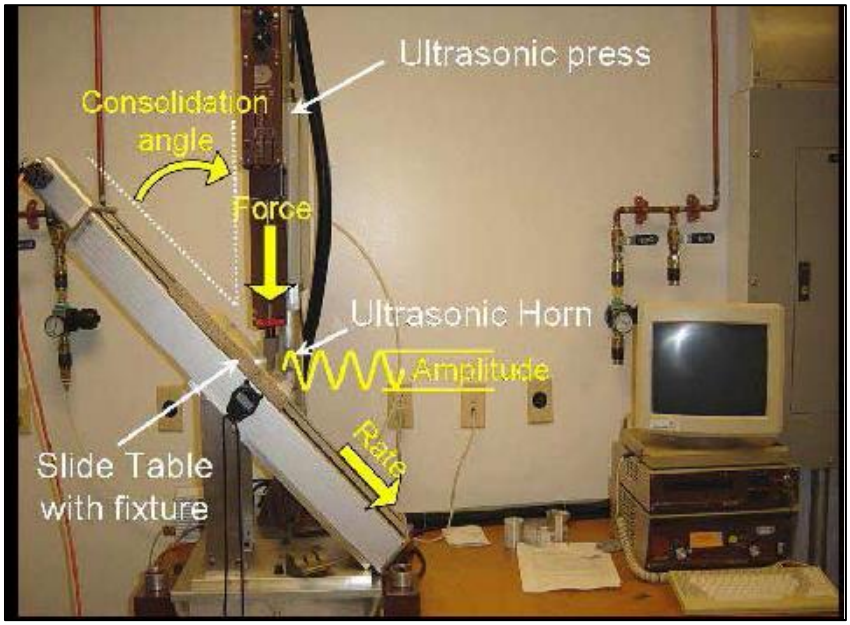


Figure 1-10 : Montage expérimental pour la consolidation des pré-imprégnés par ultrason (Grewell, Zhou et al., 2004).

Une autre technique visant à remplacer l'autoclave dans la fabrication des pré-imprégnés carbone/époxy par un cycle de cuisson modifié qui met à contribution l'énergie ultrasonore a été développé par (Whitney & Green, 1996). La Figure 1-11 montre un schéma du montage employé par les chercheurs.

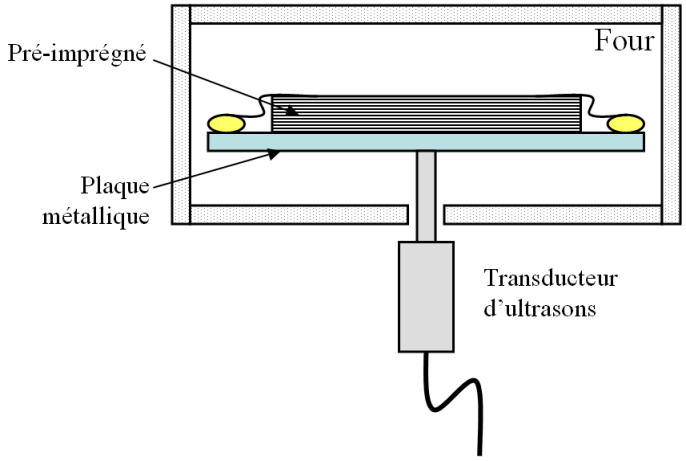
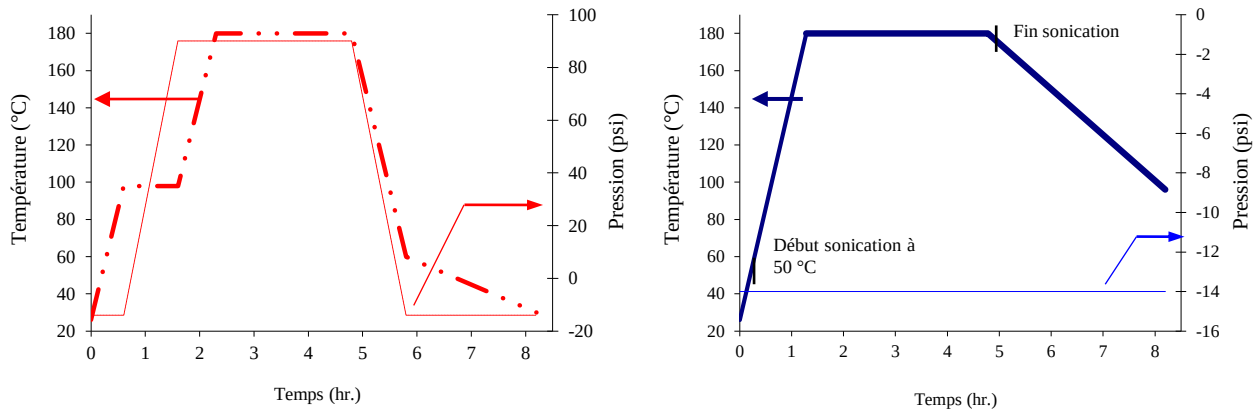


Figure 1-11 : Montage pour le procédé de cuisson à l'aide des ultrasons.

La Figure 1-12a présente le cycle de cuisson traditionnel pour un pré-imprégné carbone/époxy dans un autoclave où la pression de compaction atteinte 90 psi. Dans la Figure 1-12b on peut voir qu'il n'y a pas de pression de compaction positive et que l'application des ultrasons commence à 50 °C sur la pente d'échauffement du four et finit au bout de 5 heures à la fin de l'isotherme à 180 °C lorsque commence la période de refroidissement. Des résultats préliminaires ont démontré que les propriétés mécaniques des pièces fabriquées par ce procédé sont semblables à celles obtenues en autoclave.



(a) (b)

Figure 1-12 : Cycles de cuisson d'un pré-imprégné carbone/époxy : (a) cycle de cuisson traditionnel en autoclave; (b) cycle de cuisson modifié aux ultrasons.

Ces techniques exploratoires montrent bien le potentiel des ultrasons pour la fabrication de composites pré-imprégnés. Toutefois, à l'heure actuelle seulement des formes simples ont été étudiées. Il reste à savoir si ces techniques sont aussi viables pour la fabrication de pièces composites utilisées dans l'industrie.

1.2.2 Les vibrations à basse fréquence

Les travaux scientifiques précédents ont porté sur l'impact des vibrations à haute fréquence (20 kHz et plus) sur la mise en forme des composites et de pièces plastiques injectées. Par la suite, la littérature recueillie sur l'effet des vibrations dans la fabrication des matériaux composites sera présentée. Les applications à basse fréquence ont été classées comme pour la haute-fréquence, c'est-à-dire comme suit :

- avant la mise en œuvre;
- durant l'imprégnation des fibres;
- lors de la consolidation et la polymérisation.

1.2.2.1 Vibrations avant la mise en œuvre (préparation de matières premières)

Rhéofluidification à l'aide des vibrations

Certaines résines polymériques thermodurcissables utilisées dans la fabrication des matériaux composites sont des fluides non-Newtoniens, dont la viscosité dépend des conditions d'écoulement comme la contrainte et le taux de cisaillement. Dans le cas des fluides rhéofluidifiants, la viscosité apparente diminue lorsque le taux de cisaillement augmente. Afin d'exploiter cette propriété intrinsèque de certains fluides, (Manero & Mena, 1977; Manero, Mena et al., 1978) ont développé un montage qui, à l'aide des vibrations, augmente le débit d'une substance qui circule à l'intérieur d'un conduit. Ces auteurs ont fait circuler une solution aqueuse de polyacrylamide à l'intérieur d'une tuyauterie oscillante longitudinalement. La Figure 1-13 montre un schéma de l'appareil utilisé.

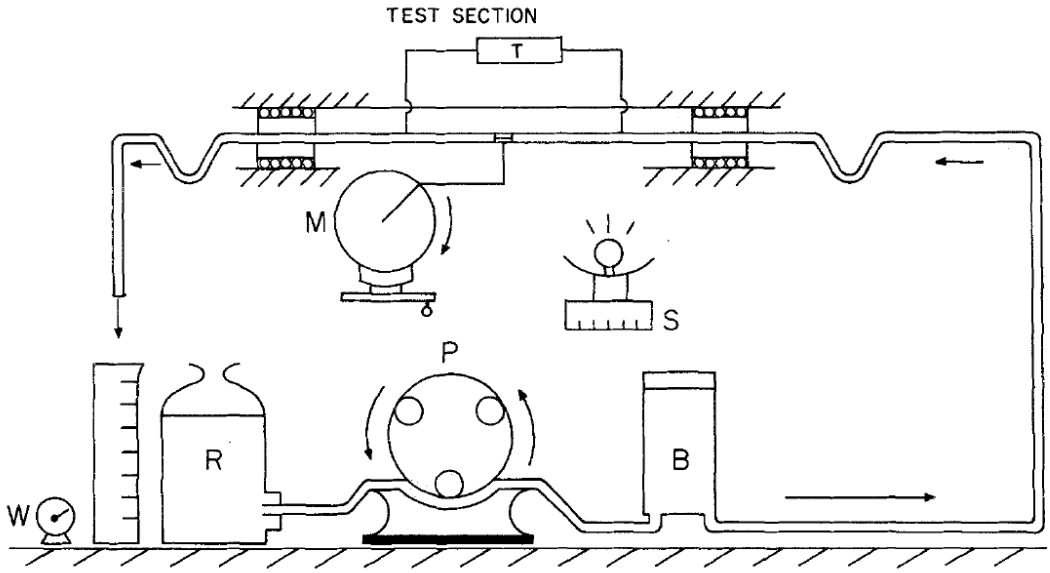


Figure 1-13 : Description schématique de l'appareil expérimental pour mesurer le débit d'un fluide dans une tuyauterie oscillante (Manero & Mena, 1977). R : conteneur, P : pompe, B : accumulateur hydraulique, M : système vibratoire, T : section d'essai, W : chronomètre.

Le système propulsé par une pompe péristaltique (P) fait passer le liquide à travers un accumulateur (B) pour l'homogénéiser avant que celui-ci n'arrive à la section d'essai. Cette

section est constituée d'un tuyau circulaire interchangeable, où le gradient de pression est mesuré par le capteur (T). Un moteur à vitesse variable (M) avec un axe excentrique fait osciller la section d'essai à plusieurs amplitudes et fréquences. La fréquence est mesurée par un stroboscope et le débit à l'aide d'un bécher et d'un chronomètre (W).

Les résultats expérimentaux ont montré que pour des fréquences de 3 à 9 Hz, une amplitude entre 1.3 et 2.6 cm et des gradients de pression faibles, le débit pouvait augmenter jusqu'à 800%. Les résultats laissent supposer une rhéofluidification de la solution. Cette étude n'était pas à l'origine orientée vers une application aux procédés de mise en œuvre des composites, toutefois elle a été par la suite reprise par d'autres chercheurs pour développer une méthode de fabrication des composites par injection sur renforts appelée « Vibration-Assisted Liquid Composite Molding ».

« Vibration-Assisted Liquid Composite Molding – (VALCM) »

Des chercheurs de l'Université Wayne State aux États Unis (Gibson, Ayorinde et al., 1996; Ayorinde, Gibson et al., 1997; Gibson & Ayorinde, 2004;) ont introduit la méthode et le terme qui associe les vibrations aux procédés de fabrication des composites par injection sur renfort. Cette technique cherche à tirer profit du comportement non-Newtonien de certaines résines pour provoquer une rhéofluidification tandis que la résine est à l'état liquide. Parmi les bénéfices potentiels de la procédure, ils ont cité: (a) une réduction de la viscosité de la résine et du temps de remplissage du moule; (b) une diminution des porosités et l'amélioration de la mouillabilité due à la mobilité accrue des molécules; (c) une amélioration de la polymérisation grâce à un mélange adéquat des molécules de résine et de catalyseur. Pour y parvenir ces chercheurs ont conçu et construit un appareil (voir Figure 1-14) qui leur a permis d'induire des vibrations de fréquence et d'amplitude contrôlées dans le fluide non-Newtonien avant qu'il n'imprègne la préforme. Inspirés par certains travaux passés (Manero & Mena, 1977), les chercheurs de l'Université Wayne State ont choisi l'amélioration du débit comme fonction objectif et ils ont étudié son évolution avec la perméabilité, le gradient de pression, la fréquence et l'amplitude. L'amélioration du débit était définie comme la différence entre le débit dans les conditions oscillatoires et le débit statique, divisée par le débit statique et multiplié par 100.

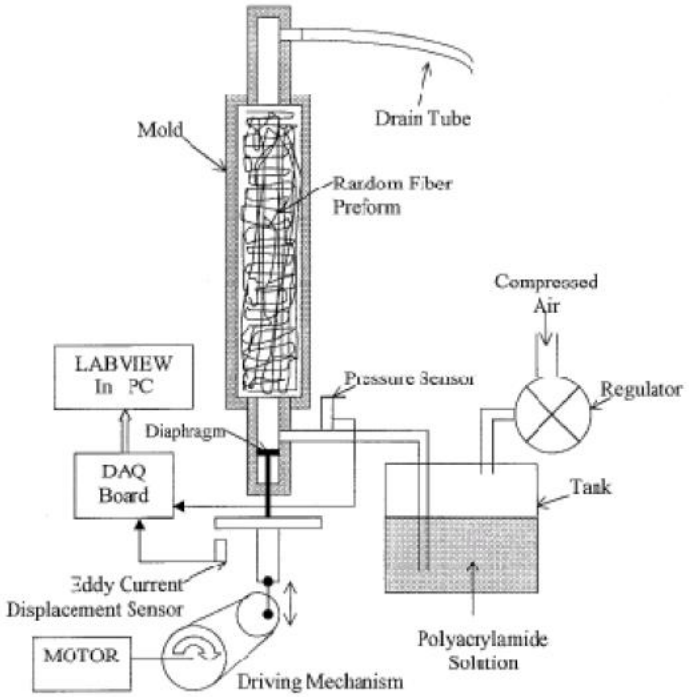
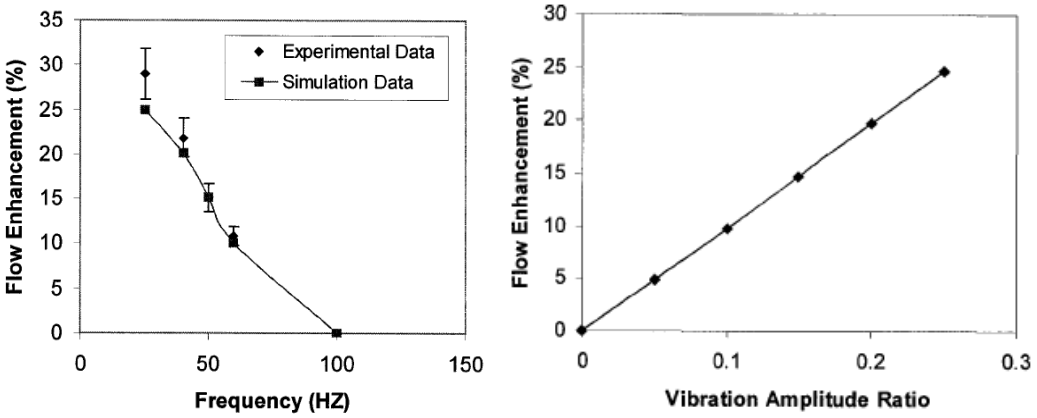


Figure 1-14 : Appareil de seconde génération développé pour le procédé « Vibration-Assisted Liquid Composite Molding (VALCM) » (Ghiorse & Jurta, 1991).

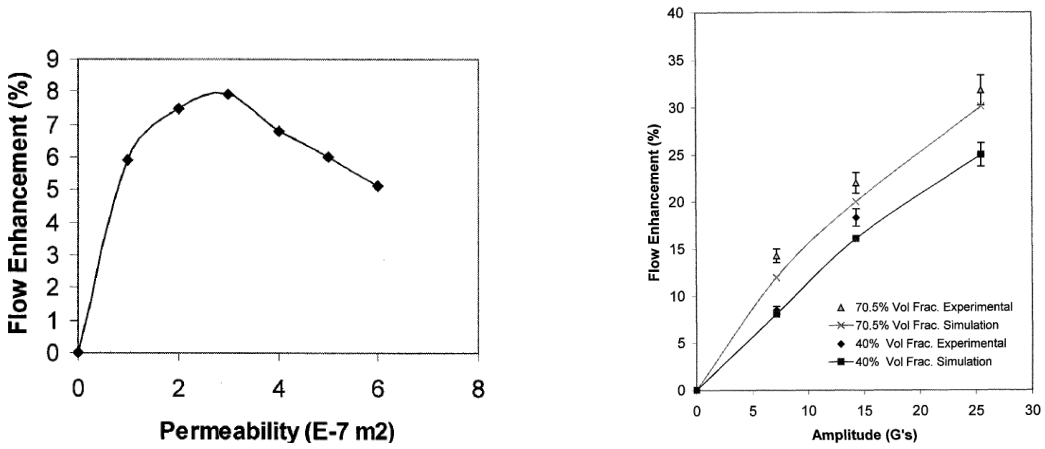
Des fibres de verre et une solution aqueuse contenant 1% à 3% de polyacrylamide ont été utilisées pour simuler une résine avec un comportement non-Newtonien. Lors des premières expériences, la plage des fréquences se situait entre 25 et 100 Hz, mais les résultats théoriques et expérimentaux ont laissé entrevoir une zone d'amélioration en-dessous de 30 Hz (voir Figure 1-15a). Un appareil de seconde génération a donc été conçu pour recréer des oscillations à partir de 1 Hz. Les résultats ont montré que la vitesse d'avancement du front était fortement influencée par la fréquence et l'amplitude des vibrations. Or ces valeurs dépendent fortement du seuil de rhéofluidification de la solution non-Newtonienne. Cette étude a montré que le temps de remplissage pouvait être amélioré jusqu'à 66% et que cette amélioration évoluait proportionnellement avec l'amplitude (voir Figure 1-15b).



(a) (b)

Figure 1-15 : Solution de polyacrylamide/eau à 1% sur une tige en verre avec un taux de fibres de 40% : (a) variation de l'amélioration du débit en fonction de la fréquence; (b) évolution de l'amélioration du débit en fonction de l'amplitude des vibrations (Song, 2004).

Les résultats expérimentaux ont montré des comportements qui diffèrent de ce que l'on connait aujourd'hui sur l'imprégnation des fibres, mais qui pourraient s'expliquer par la variation de la viscosité du fluide qui remplit le moule. La Figure 1-16a montre, par exemple, qu'à partir d'un certain seuil, l'amélioration du débit est inversement proportionnelle à la perméabilité.



(a) (b)

Figure 1-16 : Solution de polyacrylamide/eau à 1% sur une tige en verre : (a) effet de la perméabilité sur l'avancement du front; (b) variation de l'avancement du front en fonction de l'amplitude pour différents V_f (Song, 2004).

Dans la Figure 1-16b on peut aussi voir comment le débit augmente avec le taux des fibres. De façon similaire, d'autres résultats montrent un ralentissement du front avec des gradients de pression élevés. La simulation numérique de ce procédé a fait l'objet d'une thèse de doctorat (Song, 2004) qui s'est conclue par la création du code VALCMA II « Vibration-Assisted Liquid Composite Molding Analysis ». Les résultats de la simulation sont en accord avec certains résultats expérimentaux, pourtant, il n'y a pas eu une corrélation théorique claire entre les caractéristiques des vibrations et l'augmentation du débit. Bien que cette technologie de fabrication montre certains potentiels d'amélioration, il est à noter que la complexité du système peut limiter son intérêt industriel. En effet, il serait difficile d'implémenter une telle technique dans un système de fabrication commercial dans lequel la résine est souvent mélangée avant l'injection. En outre, la connexion entre la ligne d'injection et le moule doit être facilement démontable pour être nettoyée. Il y a toutefois des éléments d'intérêt de ces travaux, notamment en ce qui concerne l'impact des vibrations à basse fréquence sur l'écoulement. Il reste cependant à vérifier que cette technologie n'a pas d'impact négatif sur les propriétés du composite, par exemple au niveau de la formation de porosités.

Compaction vibratoire des renforts « Vibration Compaction »

La compaction des renforts fibreux secs et lubrifiés soumis à des contraintes de compaction cyclique a été étudiée expérimentalement par (Kruckenberg, Ye et al., 2008). Pour cela, ils ont utilisé une machine d'essais universelle qui leur a permis d'appliquer des charges cycliques de 3 à 100 kPa à trois fréquences différentes; 0.03, 1 et 10 Hz. Cette technique nommée « vibration compaction », a démontré que lorsque la compaction est appliquée de façon répétitive sur des stratifiés secs, il est possible d'atteindre des taux des fibres plus élevés par rapport à ceux pour lesquels la charge est maintenue constante (i.e., compaction statique). Ce constat rejoint celui d'autres chercheurs qui se sont intéressés au comportement viscoélastique des renforts fibreux (Kelly, Umer et al., 2006). Par ailleurs, Kruckenberg et al. ont observé que les échantillons compactés à 1 et 10 Hz atteignaient leur stabilité dimensionnelle après environ 1000 cycles. Ils ont également remarqué que lorsque le nombre de cycles est faible, les fréquences moins élevées étaient plus performantes. Néanmoins, lorsque le nombre de cycles augmente, les hautes fréquences prenaient le devant.

Les auteurs ont envisagé deux méthodes pour appliquer la « compaction vibratoire » lors de la fabrication des pièces composites par infusion. La première consiste à faire des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne de vide avant l'infusion (voir Figure 1-17). Notez que cette technique existe déjà et elle est connue sur le nom de « *debulking* ».

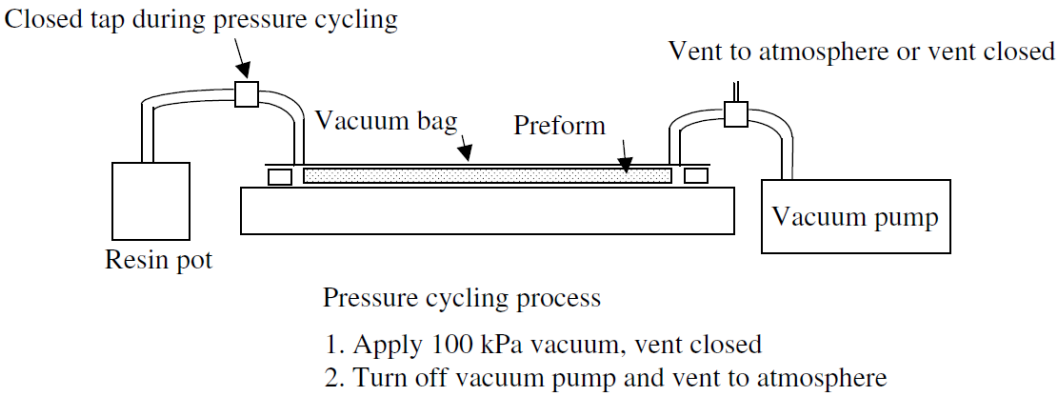


Figure 1-17 : Pression de vide cyclique (Kruckenberg et al., 2008).

La deuxième méthode, montrée dans la Figure 1-18, utiliserait un rouleau vibrateur-compacteur sur la surface du sac à vide après l'application de la pression de vide, mais avant l'infusion de la résine.

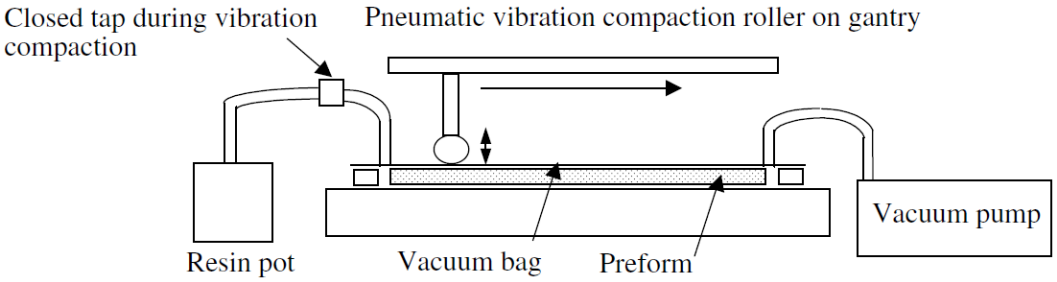


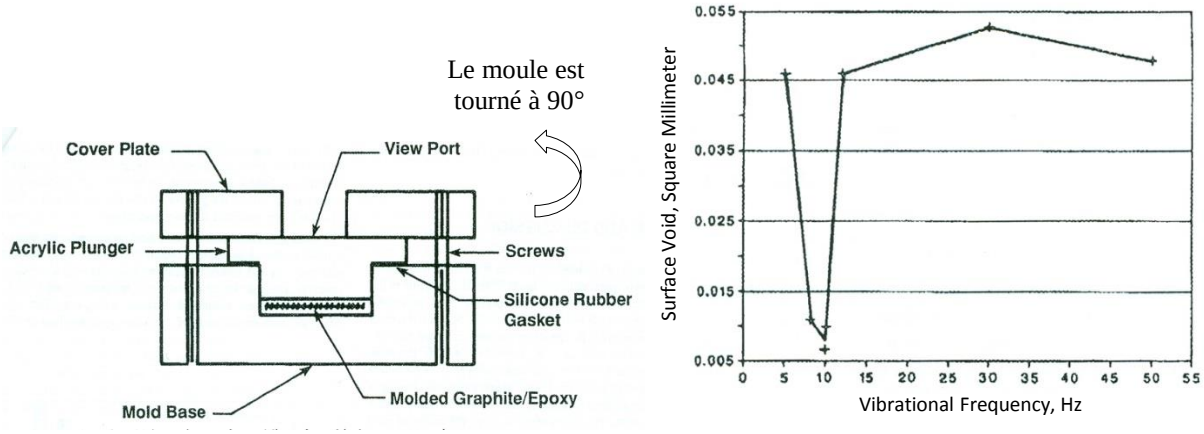
Figure 1-18 : Compaction par vibration à l'aide d'un rouleau compacteur (Kruckenberg et al., 2008).

Cette étude a contribué énormément à la compréhension des mécanismes de déformation des renforts fibreux sous compaction cyclique. De plus, ce travail fournit des informations importantes concernant l'impact des paramètres sur la compaction des renforts fibreux secs et mouillés, comme la pression de compaction, la fréquence de vibration et le nombre de cycles. Concernant l'application de la « compaction vibratoire » dans un procédé d'infusion au moyen d'un système de pression de vide cyclique ou d'un rouleau compacteur, la capacité de ces systèmes à reproduire les conditions d'essais reste incertaine.

1.2.2.2 Application des vibrations à basse fréquence durant le remplissage

Vibrations durant le remplissage d'un moule RTM

Stabler, Tatterson, Sadler et El-Shiekh (1992) ont réalisé des expériences visant à étudier l'influence des vibrations sur la formation de vides durant la fabrication par RTM. Les auteurs ont utilisé un moule RTM conventionnel placé sur une table vibratoire. Le moule a ensuite été tourné à la verticale pour que le remplissage se fasse vers le haut en direction opposée à la gravité (voir Figure 1-19a). La méthode a été testée sur des préformes tridimensionnelles tressées en carbone et de la résine époxy. Le moule a donc été rempli à partir du bas simultanément avec l'application des vibrations. La plage de vibration allait de 5 à 50 Hz avec une amplitude de 5 mm. Une chute aigüe de la taille des porosités a été observée lorsque le moule oscillait à 10 Hz (voir Figure 1-19b). La raison de ce minimum n'a pas été confirmée. Néanmoins il apparaît que la fréquence de vibration pourrait affecter le champ de pression éprouvé par les bulles circulant autour des torons, leur permettant de s'échapper ou les bloquant au-dessus du toron. Bien que ce phénomène n'ait pu être expliqué, ce travail exploratoire a ouvert une voie vers l'utilisation des vibrations pour diminuer la formation de porosités dans les pièces composites fabriquées par RTM.



(a) (b)

Figure 1-19 : Vibrations durant le remplissage d'un moule RTM : (a) section transversale du moule RTM à plat lequel, durant l'expérience, est disposé verticalement sur une table vibrante; (b) taille de porosités en fonction de la fréquence de vibration (Stabler, Tatterson et al., 1992).

« Vibration-Assisted Resin Transfer Moulding »

Le « Vibration-Assisted Resin Transfer Moulding » (VIARTM) est une technique fondée sur l'utilisation des vibrations mécaniques pour faciliter l'écoulement de la résine dans un procédé RTM (Pantelelis, 2004; Pantelelis, Bikas et al., 2004). D'après les auteurs, l'application des vibrations durant le remplissage d'un moule RTM permet de réduire le temps de remplissage, de diminuer le volume des porosités et même de réduire la pression d'injection. Pour démontrer expérimentalement leurs hypothèses, le montage de la Figure 1-20 a été développé. Il s'agit d'un banc d'essai composé d'un moteur électrique avec un axe décentré orienté vers le haut pour fournir les vibrations.

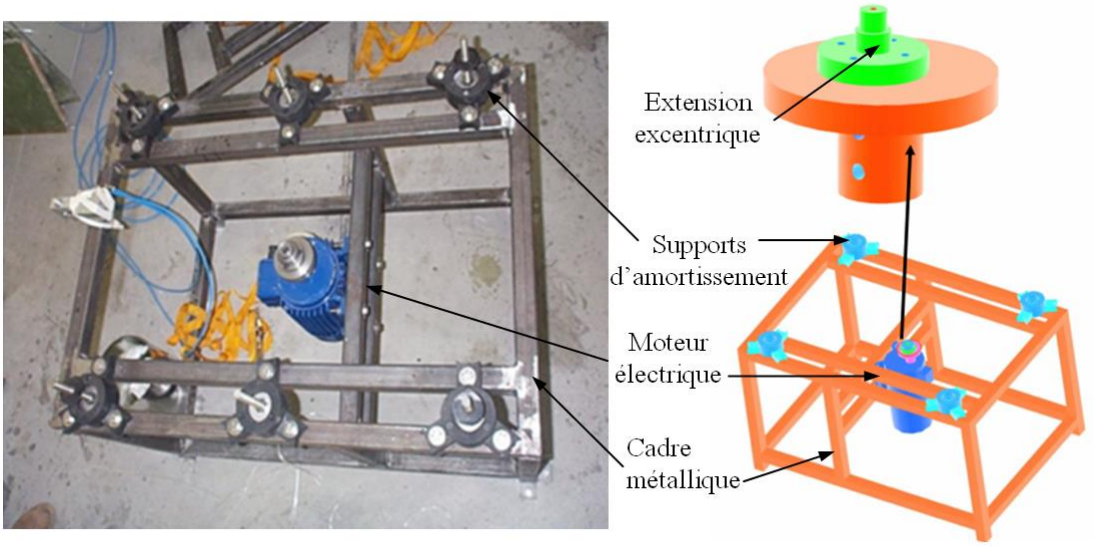


Figure 1-20 : Banc d'essai du « Vibration-Assisted Resin Transfer Moulding (VIARTM**)** » (Pantelelis, 2004).

Ensuite, un moule RTM a été placé sur des supports en caoutchouc afin d'absorber une partie des vibrations et une caméra a été fixée au-dessus du moule transparent pour suivre le remplissage du moule (voir Figure 1-21).

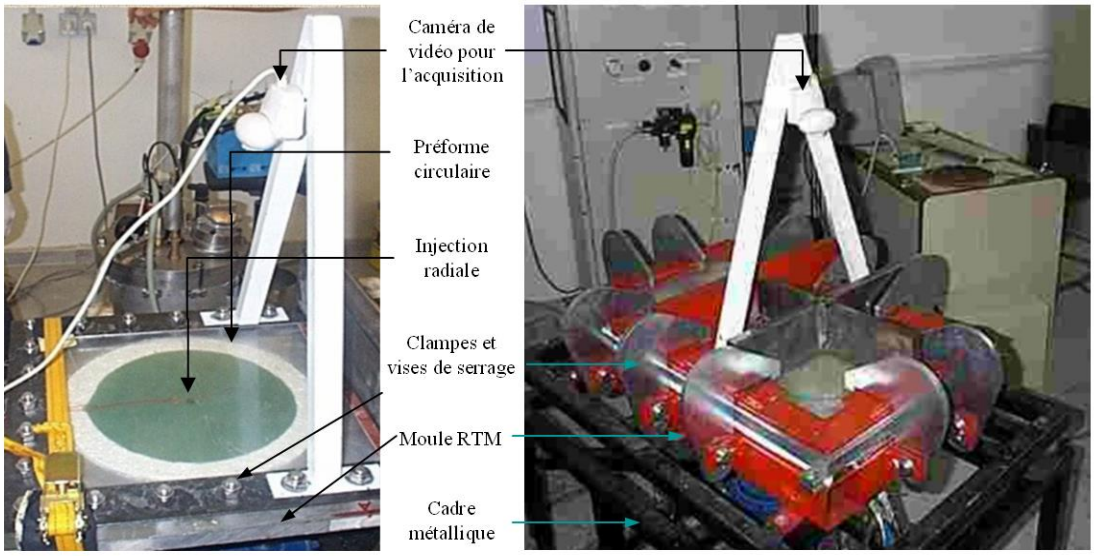


Figure 1-21 : Moule RTM utilisé dans le « Vibration-Assisted Resin Transfer Moulding (VIARTM**)** » (Pantelelis, 2004).

Deux architectures du renfort en fibres de verre ont été utilisées pour effectuer des injections de résine de type radial divergent. Deux taux de fibres différents ont été testés à des fréquences de vibration allant jusqu'à 30 Hz. Le Tableau 1-2 décrit les résultats de ces expériences. Il montre un impact négatif sur le temps de remplissage des préformes de type mat. Par contre, lorsqu'il s'agit de tissus, le temps de remplissage a été réduit jusqu'à 33%. Les auteurs ont associé l'impact des vibrations à l'augmentation des effets capillaires de la résine qui se produit seulement dans les renforts constitués des torons de fibres comme les tissus. Toutefois, ceci n'explique pas complètement le phénomène. Cette étude ne donne pas plus d'informations sur la formation des porosités et la diminution de la pression d'injection.

Tableau 1-2 : Résultats VIARTM (Pantelelis, 2004).

Renfort	Taux de fibres	Vibration (Hz)	Réduction du temps de remplissage
Mats	14 %	0	-
		15	-107%
		30	-98%
Tissu 0/90	36%	0	-
		15	33%
		17	14%
		30	-3%

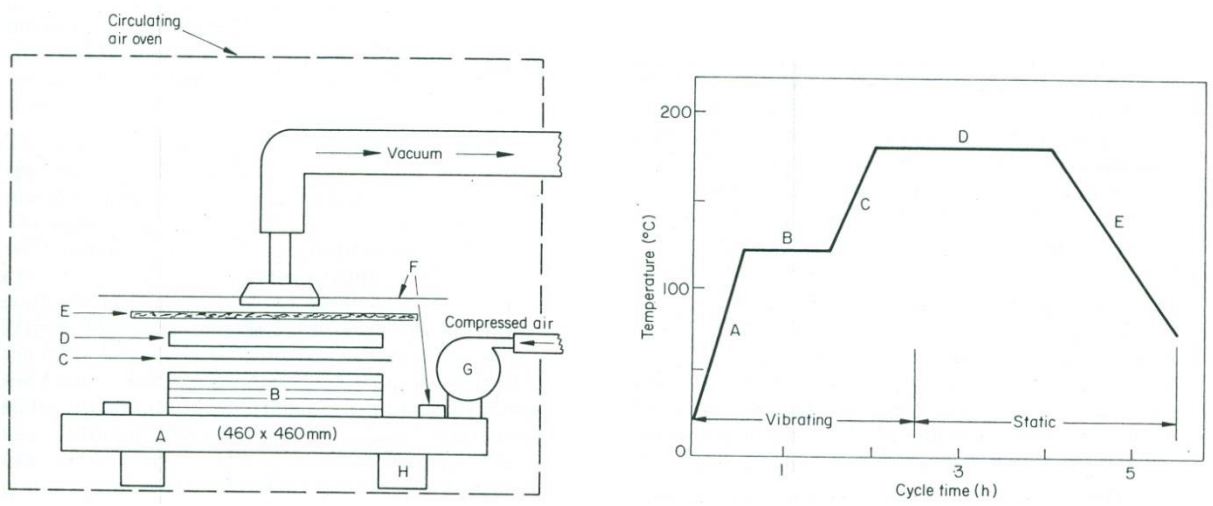
Comme pour les autres techniques vibratoires, celle-ci semble complexe et difficile à appliquer en industrie. Les moules RTM se caractérisent par leur poids et leur robustesse, étant donnée qu'ils sont conçus pour fabriquer des milliers de pièces par année. Il serait dont délicat de positionner ces moules sur des tables vibratoires. De plus, ces moules sont souvent chauffés. Une isolation particulière serait donc requise afin que l'outillage résiste aux forces vibratoires.

1.2.2.3 Les vibrations à basse fréquence pour aider à la consolidation et à la polymérisation

« Vibration-Assisted Vacuum Composite Processing (VAVCP) »

Une des premières approches expérimentales sur l'utilisation des vibrations mécaniques dans un procédé de fabrication des matériaux composites est due à (Ghiorse & Jurta, 1991). La technique nommée « Vibration-Assisted Vacuum Composite Processing », consiste à soumettre un stratifié de pré-imprégné carbone/époxy à des vibrations de basse fréquence (40-50 Hz) durant la première partie de la polymérisation de la résine avant le gel.

La Figure 1-22a présente l'outillage utilisé pour cette étude. Observez que le renfort pré-imprégné est placé sur un plateau muni d'un vibrateur pneumatique. Lorsque tous les équipements de mise en forme sont installés, l'ensemble est placé à l'intérieur d'un four pour la consolidation et la cuisson de la résine. Le cycle de cuisson utilisé respecte les consignes données



(a) (b)

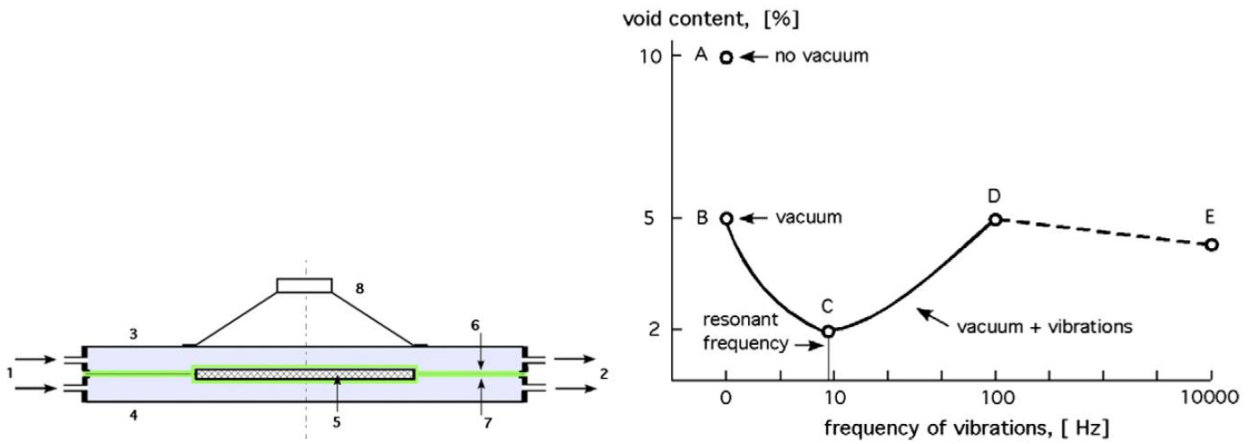
Figure 1-22 : « Vibration-Assisted Vacuum Composite Processing (VAVCP**)** »:
(a) outillage : A - plateau en aluminium; B - renfort pré-imprégné; C - tissu de démoulage; D - plaque en aluminium; E - tissu absorbeur; F - bâche à vide; G - vibrateur pneumatique; H - supports en caoutchouc; (b) cycle de cuisson : A - rampe jusqu'à 120°C; B - attente d'une heure à 120°C; C - rampe jusqu'à 180°C; D - attente de deux heures à 180°C (arrêt des vibrations après 30 min); E - rampe de refroidissement durant 90 min (Ghiorse & Jurta, 1991).

par le fabricant du pré-imprégné (voir Figure 1-22b). Notez que la période de vibration a été ajoutée de sorte qu'elle soit appliquée au début du cycle lorsque la résine est encore à l'état liquide.

Des échantillons pour la mesure du taux de fibres et du taux de vide ont été découpés dans des plaques fabriquées avec et sans vibrations. Des techniques d'analyse d'images ont été utilisées pour quantifier le volume de porosité présent dans les échantillons. Les résultats ont révélé que les vibrations ont un effet négligeable sur le taux de fibres, mais un impact important sur la réduction du taux de vide. L'analyse des images a montré que même si le pourcentage de vide a été réduit de moitié avec les vibrations, la taille des porosités a augmenté. Ceci est probablement dû à la translation et la coalescence des bulles emprisonnées à l'intérieur du stratifié. Cette étude a ouvert une nouvelle voie de recherche sur l'impact des vibrations sur la formation et le transport de porosités dans des composites à matrice thermodurcissable.

Cuisson et consolidation de pré-imprégnés assistée par vibration

Plus récemment un système des vibrations a été adopté sur une technologie de mise en œuvre de composites appelée « Quickstep Process » (Muric-Nesic, Compston et al., 2009; Muric-Nesic, Compston et al., 2011). Ce procédé, conçu pour accélérer le temps de fabrication des pré-imprégnés, se sert d'un fluide caloporteur pour entourer le moule et le matériau afin d'assurer des pressions de consolidation et des températures de cuisson adéquates. Dans cette variante du procédé, les chercheurs ont installé une source de vibration sur le plateau supérieur de la chambre de cuisson en vue de stimuler le fluide caloporteur et avoir ainsi un effet sur la formation de porosités. La Figure 1-23a montre le montage Quickstep avec ses différent composantes : 1 et 2, entrée et sortie du fluide caloporteur; 3 et 4, plateaux supérieur et inférieur de la chambre de cuisson; 5, stratifié à l'intérieur d'un sac à vide; 6 et 7, membranes de silicone supérieur et inférieur; 8, source de vibration.



(a) (b)

Figure 1-23 : « Vibration and vacuum-assisted curing » : (a) montage Quickstep avec la source de vibration (cf. texte pour détails); (b) graphique représentant la relation entre la pression de vide, le taux de vide et la fréquence des vibrations (Muric-Nesic et al., 2011).

Des renforts bidirectionnels en fibres de verre et de la résine époxy ont été utilisés dans cette étude. Les taux de vide mesurés sur des échantillons fabriqués avec et sans vibration ont été analysés pour établir une relation entre la formation des porosités et les conditions de vibration telles que la fréquence, l'amplitude et la durée. La mise en œuvre s'est faite à 50°C simultanément avec l'application des vibrations à des fréquences allant jusqu'à 8 kHz. Puisque la puissance des vibrations a été maintenue constante, l'amplitude des oscillations diminue avec l'augmentation de la fréquence. Les résultats des analyses de porosité ont démontré que l'application des vibrations à basse fréquence durant la consolidation et la polymérisation du laminé permettent de diminuer le taux de vide d'environ 60% par rapport aux échantillons cuits sans l'assistance des vibrations. La Figure 1-23b résume schématiquement l'impact de la fréquence de vibration sur le taux de vide. La première réduction de la porosité survient lors de l'application de la pression de vide. Par la suite, les petites bulles ont tendance à se dissoudre dans la résine, tandis que les bulles plus grandes vont croître au point d'être expulsées vers l'extérieur du laminé par la poussée d'Archimède. Ce phénomène est amplifié lorsque la fréquence de vibration imposée est proche de la fréquence propre du montage Quickstep, situé aux alentours de 10 Hz. De plus, les fréquences moins élevées auront des amplitudes plus grandes, ce qui aurait un plus grand effet sur le champ de pression autour des bulles, facilitant ainsi leur déplacement. Ces remarques sont le résultat d'hypothèses fondées sur l'impact des

effets dynamiques sur la solubilité et la diffusion des bulles d'air et des volatils dans un milieu visqueux. D'autres effets liés aux fréquences plus élevées seraient aussi en cause, mais les raisons n'ont pas été clarifiées.

Utilisation des vibrations ciblées pour réduire le taux de vides

Dans le même ordre d'idées que l'étude précédente, un travail de recherche a été réalisé pour utiliser des vibrations afin de réduire le taux de vide durant la mise en œuvre des composites pré-imprégnés (Gangloff Jr, Readdy et al., 2012). Cette étude résulte de l'adaptation d'un outillage développé pour enlever localement la pression de compaction sur des pré-imprégnés lors de la mise en œuvre, dans le but de créer des zones de haute perméabilité à des endroits où la résine a du mal à se rendre. Cette approche permettrait à la résine d'imprégner la totalité de la préforme et ainsi d'éviter des zones sèches. Le montage, appelé « Magnet Induced Preform Relaxation (MIPR) », utilise un électro-aimant pour soulever le sac à vide et permettre ainsi la relaxation de la préforme. Un piston attaché à l'aimant lève et descend celui-ci à volonté. Ce mouvement intermittent est utilisé comme source de vibration (voir Figure 1-24).

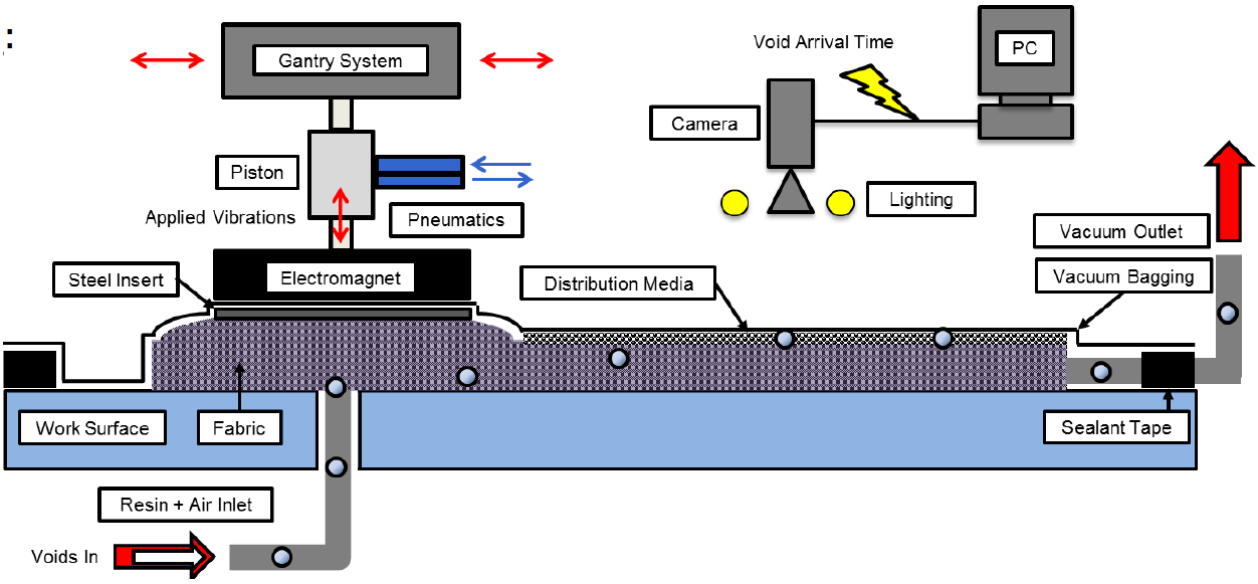


Figure 1-24 : Montage expérimental pour la visualisation de la migration des bulles résultant de l'application des vibrations (Gangloff Jr et al., 2012).

Le plan expérimental consistait à introduire de l'air sous un renfort fibreux déjà imprégné de résine et à estimer, à l'aide d'une caméra, le temps d'arrivée des bulles à la surface de la préforme quelques centimètres en aval de l'écoulement. Le temps d'arrivée est un indicateur de l'efficacité des vibrations pour promouvoir la migration des bulles. Dans cette étude, les auteurs ont choisi d'évaluer seulement les basses fréquences (i.e., 1 - 15 Hz). La Figure 1-25 montre les résultats des expériences, où apparemment une plage de fréquences de 1 à 5 Hz semble optimale pour déloger les bulles d'air emprisonnées dans un pré-imprégné. Les cycles de relaxation générés par le mouvement oscillatoire du piston créent une action de pompage, provoquant un déplacement des bulles lui aussi oscillatoire en avant et en arrière. L'amplitude de ce déplacement étant plus grande lorsque les fréquences sont plus basses, détermine la vitesse avec laquelle les bulles traversent le moule.

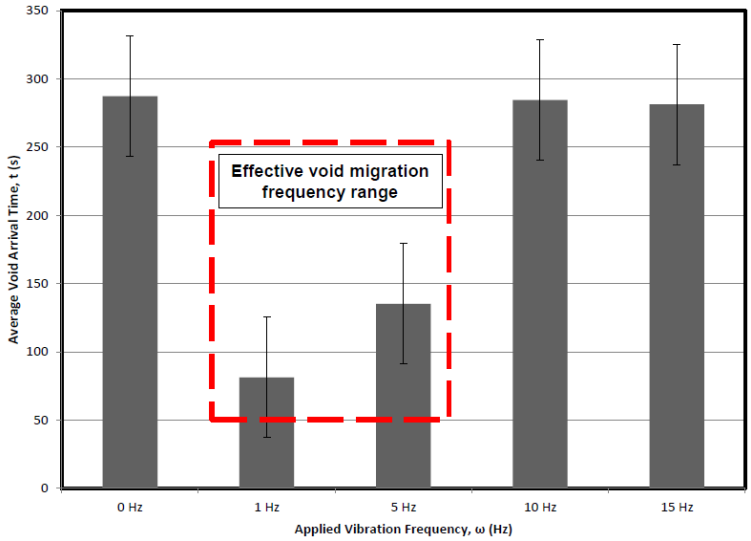
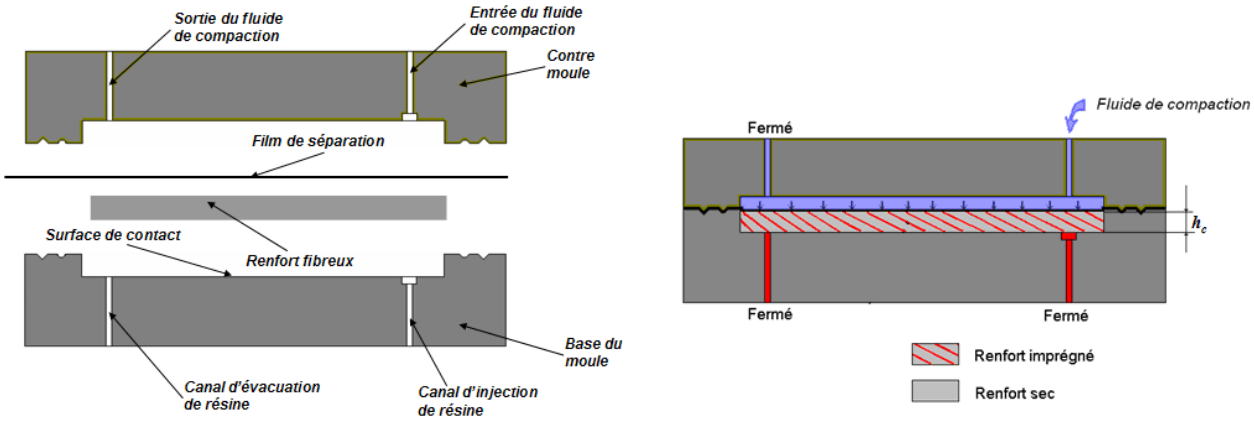


Figure 1-25 : Temps d'évacuation des vides en fonction de la fréquence de vibration appliquée (Gangloff Jr et al., 2012).

Les études précédentes ont révélé des renseignements importants sur les phénomènes liés au transport de porosités à l`intérieur des composites à matrice thermodurcissable et sur l'impact des vibrations sur ces phénomènes. Bien qu'il soit trop tôt pour envisager l'utilisation de ces techniques au niveau industriel, cette approche ouvre une voie intéressante vers de nouveaux moyens afin de réduire les porosités dans les composites lors de leur mise en forme.

Pulsation du fluide de compaction pour améliorer la consolidation

L'injection flexible est un procédé de mise en forme des composites par injection sur renfort dans lequel une des parois du moule varie sa géométrie au cours de la fabrication. La singularité de cette technique se trouve dans la cavité où le renfort fibreux est placé. Cette cavité est constituée de deux chambres séparées par une membrane flexible étanche (voir Figure 1-26). La résine est injectée dans la chambre inférieure où se trouve le renfort et un fluide de compaction est injecté sur la chambre supérieure. Lors de la fabrication d'un composite, la résine est injectée en premier, suivi par le fluide de compaction. Le fluide de compaction assure l'imprégnation des fibres à travers l'épaisseur et garantit la consolidation de la pièce.



(a) (b)

Figure 1-26. Procédé de fabrication par injection flexible : (a) composants d'un moule d'injection flexible; (b) consolidation du renfort imprégné (Abdellaoui, 2009).

Suite au développement d'un système d'injection du fluide de compaction, une étude a été menée pour évaluer l'impact du cyclage de la pression du fluide de compaction sur la variabilité de l'épaisseur des pièces composites (Abdellaoui, 2009). Plusieurs fréquences entre 10 et 30 Hz ont été testées. Cette étude a démontré que les écarts types des plaques fabriquées avec des pulsations, toutes fréquences confondues, sont en moyenne inférieurs à ceux des plaques fabriquées sans pulsations. Les plaques fabriquées avec des pulsations à 25 Hz ont présenté une diminution de la variabilité de l'épaisseur de 27 % par rapport aux plaques fabriquées sous compaction statique. D'ailleurs, la surveillance de la pression dans les cavités supérieure et

inférieure a permis de constater que les oscillations de la pression du fluide de compaction sont efficacement transmises à la résine (voir Figure 1-27). La diminution progressive de la pression de la résine révèle que les renforts supportent davantage les efforts de compaction. Cette redistribution de la pression de compaction démontre une amélioration de la consolidation du composite.

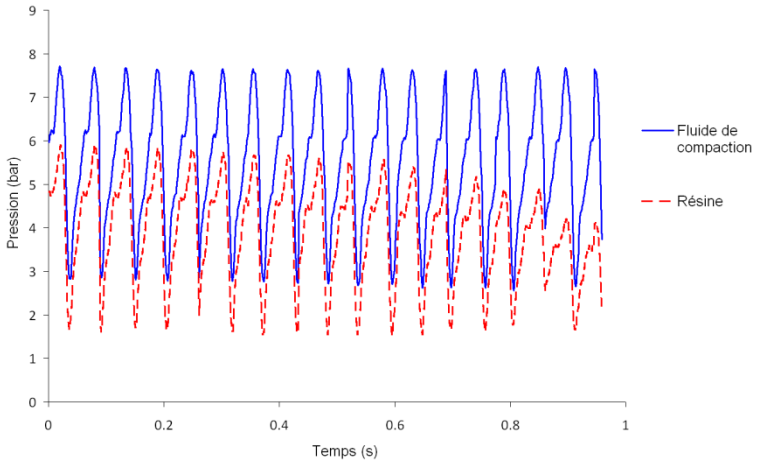


Figure 1-27 : Fluctuation des pressions du fluide de compaction et de la résine (Abdellaoui, 2009).

1.3 Conclusion de la revue de littérature

L'utilisation des vibrations mécaniques dans la mise en œuvre des matériaux composites est un sujet qui a été exploré par de nombreux chercheurs depuis une vingtaine d'années. Les changements que les vibrations apportent à la résine et aux renforts avant, durant et après leur imprégnation peuvent s'avérer bénéfiques pour remédier aux problèmes liés à la compaction des renforts, à l'écoulement de résines polymériques et à la formation des porosités. Cependant, la plupart des études qui ont été présentées dans cette revue de littérature sont restées à l'étape expérimentale et n'ont pas abouti à des recherches plus approfondies ni à des applications industrielles. Il faut tout de même noter que l'analyse d'un système vibrant impliquant un écoulement diphasique dans un milieu poreux à double échelle peut être très complexe. D'ailleurs, la détermination des mécanismes d'imprégnation et de formation de porosités dans la fabrication des composites reste un sujet ouvert.

CHAPITRE 2 ÉTUDE PRÉLIMINAIRE SUR LES VIBRATIONS DANS LA FABRICATION DE COMPOSITES PAR LCM

Ce chapitre recueille les résultats des techniques expérimentales explorées durant les premières années du doctorat qui avaient pour objectif d'étudier les avantages possibles découlant de l'utilisation des vibrations mécaniques sur les procédés de mise en forme des composites par LCM. Ces travaux se sont concentrés sur les procédés d'infusion VARI et RTM-Light car ils présentent l'avantage de permettre la visualisation de l'avancement du front de résine et d'observer les variations d'épaisseur durant le remplissage de la cavité. En outre, leur mise en place est relativement simple, ce qui facilite leur étude. Au total quatre approches différentes ont été explorées lors de ces analyses préliminaires; soit l'infusion avec l'application d'ultrason, l'infusion avec l'utilisation de micro-vibrateurs, l'infusion dans un moule vibrant et finalement, le RTM-Light avec un contre-moule vibrant. Ces quatre techniques sont présentées ainsi que les analyses réalisées sur les pièces fabriquées.

2.1 Infusion avec ultrason

2.1.1 Introduction

Les ultrasons sont des ondes élastiques dont la fréquence est supérieure à 20 kHz. Ils se classent généralement en deux catégories selon leur puissance. Les ultrasons de faible puissance permettent de caractériser les milieux dans lesquels ils se propagent. Ils sont employés dans les appareils d'imagerie biomédicale et du contrôle non destructif. Les ultrasons de forte puissance sont ceux qui modifient le milieu dans lequel ils se propagent suite à l'effet de la cavitation acoustique. Ce phénomène résulte de la création des microcavités en raison d'une chute de pression provoquée par les ultrasons. Ces microbulles oscillent radialement jusqu'à atteindre un rayon critique où elles implosent induisant une augmentation considérable de la température ainsi qu'une puissante onde de pression. Cette catégorie d'ultrason de forte puissance est utilisée dans les équipements de soudage et de nettoyage.

La littérature scientifique présente quelques exemples de la manière dont les ultrasons à forte puissance ont été employés dans la fabrication de composites comme alternative à l'usage de l'autoclave pour la consolidation et la cuisson des renforts pre-imprégnés (cf. 1.2.1.3). Elle montre aussi comment les ultrasons ont été utilisés sur les fibres et les résines pour modifier certaines propriétés des matériaux comme la viscosité et la tension superficielle de la résine et du composite, comme l'interface fibre-résine (cf. 1.2.1.1). C'est donc dans la perspective de changements que les ultrasons peuvent apporter dans le procédé d'infusion, qu'il devient intéressant de les étudier. Étant donné que la littérature n'arrive pas à un consensus sur les paramètres d'application des ultrasons, il a été nécessaire d'étudier chaque variable (i.e., fréquence, puissance et temps d'exposition) et d'évaluer leur effet sur le procédé et sur la pièce fabriquée. Le Tableau 2-1 résume l'analyse des phénomènes qui peuvent arriver lors de l'utilisation des ultrasons dans la fabrication de composites par infusion.

Tableau 2-1 : Analyse des effets des ultrasons dans l'infusion.

Paramètre des ultrasons	Effet sur les composants et sur le procédé	Effet sur la pièce
Fréquence Puissance Temps d'exposition	Viscosité de la résine Temps de remplissage Tension de surface des fibres et de la résine	Épaisseur Taux volumique de fibres Propriétés mécaniques

2.1.2 Protocole expérimental

L'instrument utilisé pour réaliser cette étude est un bac à ultrason Transsonic TI-H-5 de la compagnie Elma. Cet instrument dispose de 2 transducteurs de 100 W, qui fonctionnent à deux fréquences différentes (35 et 130 kHz). Des essais préliminaires ont permis de faire le choix des paramètres qui seront utilisés dans le protocole expérimental de la présente étude. Ces essais, durant lesquels la puissance et l'homogénéité des ultrasons dans le bac ont été évaluées, ont amené à la sélection des ultrasons à 35 kHz. Ainsi, deux séries de tests ont été réalisées sous ces conditions. Durant la première série, une vingtaine de plaques ont été fabriquées par infusion à l'intérieur du bac, avec et sans ultrason. Durant chaque infusion, la vitesse d'avancement du front

a été calculée et chaque plaque fabriquée a été caractérisée physiquement et mécaniquement. En comparant les résultats d'infusion de plaques fabriquées avec et sans ultrason, ce programme expérimental a cherché à identifier l'incidence des ultrasons sur le procédé et sur les composites fabriqués. Les matériaux employés dans cette étude sont un empilement de 10 plis de toile en fibres de verre (Hexcel 3733) et une résine époxy vinylester (Derakane 411-350). Les renforts ont été découpés à 8×15 cm afin de pouvoir les placer à l'intérieur du bac.

Durant la deuxième série de tests, des échantillons de résine seule ont été exposés aux ultrasons pendant des périodes allant de 1 à 60 min. Ensuite, à l'aide du rhéomètre Anton-Paar MCR-501, la viscosité d'un échantillon de référence et des échantillons soumis aux ultrasons a été mesurée. Ceci a permis d'observer l'influence des ultrasons sur les propriétés rhéologiques de la résine.

2.1.3 Description du montage

La Figure 2-1 et la Figure 2-2 montrent respectivement une photo et un schéma du montage employés durant les expériences. Pour fabriquer des plaques par infusion VARI en présence des ultrasons, il a fallu faire la mise en forme à l'intérieur du bac rempli d'eau distillée. Ainsi, les fibres, le *peel ply*, la bâche à vide, les raccords et les tuyaux ont été placés sur un moule en verre qui a été ensuite immergé dans le bac à ultrason. Les tuyaux d'entrée de résine et d'évent ont été placés de chaque côté du bac. La plaque en verre avec le renfort sous vide a été retournée vers le fond afin que les renforts soient directement exposés aux ultrasons.

Durant l'application des ultrasons dans le bac, l'eau distillée se réchauffe. En effet, il a été observé que la température de l'eau monte jusqu'à atteindre un seuil de 50°C après 180 min d'application des ultrasons. Il a donc été décidé de réaliser toutes les infusions dans l'eau chauffée à 50°C pour que les plaques fabriquées sans ultrason se trouvent dans les mêmes conditions thermiques. Lors des infusions, l'avancement du front de résine est enregistré avec une caméra et la température de l'eau est mesurée au moyen d'un thermocouple placé à l'intérieur du bac.

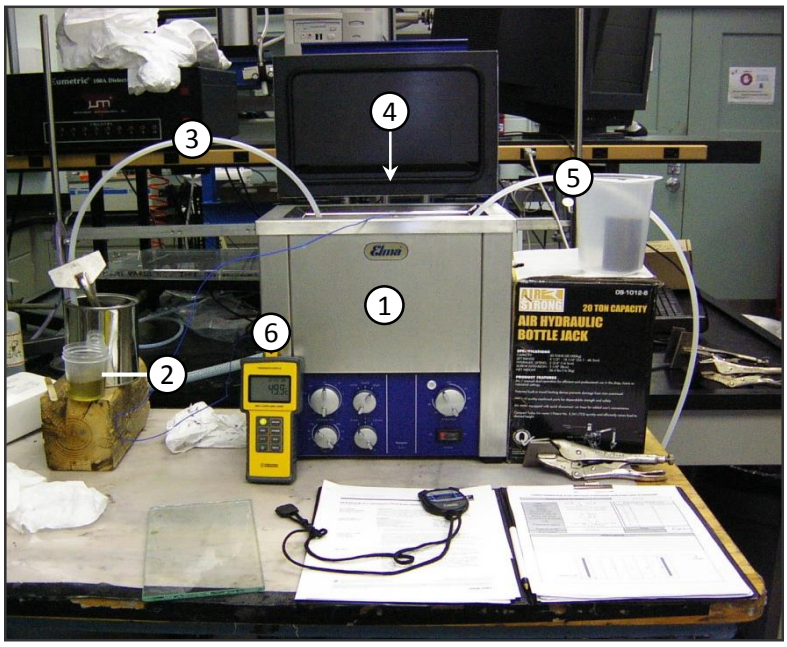


Figure 2-1 : Photo du montage réalisé pour la fabrication de plaques par infusion avec ultrason : (1) bac à ultrason Elma Transsonic TI-H5; (2) pot de résine; (3) ligne d'entrée de résine; (4) intérieur du bac d'infusion; (5) ligne d'évent vers la pompe à vide; (6) thermocouple.

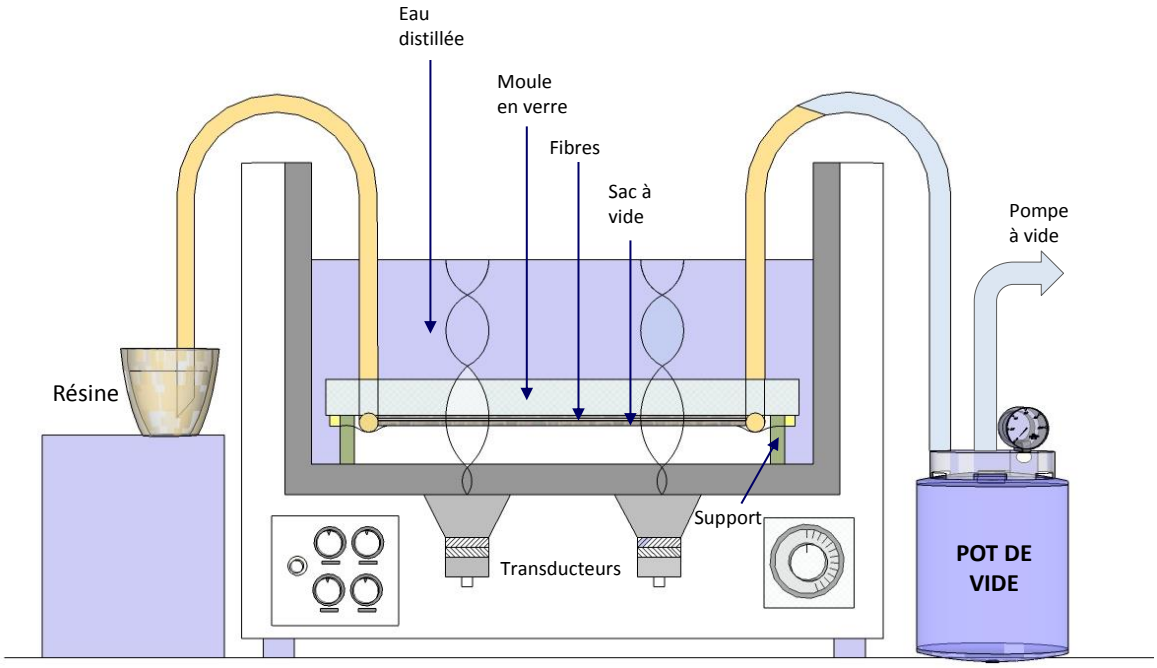


Figure 2-2 : Schéma du montage réalisé pour la fabrication des plaques par infusion avec ultrason.

La Figure 2-3 montre une séquence de photos où il est possible d'observer tous les étapes du procédé d'infusion depuis la préparation du renfort dans le moule en verre en dehors du bac jusqu'au démoulage de la plaque. La Figure 2-3 montre également les temps d'infusion de la plaque en minutes et secondes (0'00"). Notons que des lignes perpendiculaires à la direction de l'infusion ont été dessinées sur le moule en verre afin de suivre l'avancement du front de résine et calculer la vitesse de remplissage.

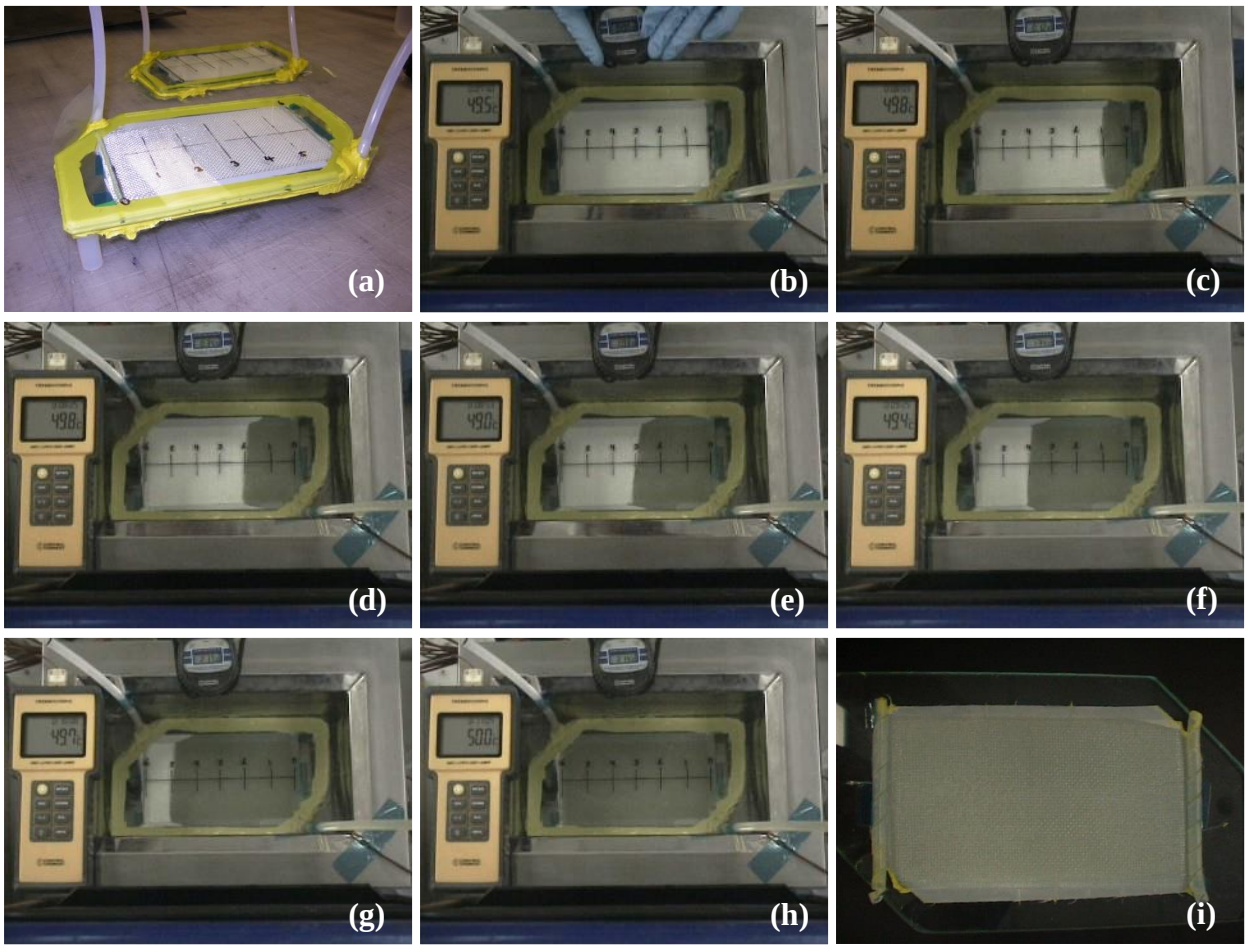


Figure 2-3 : Séquence de fabrication d'une plaque à l'intérieur du bac à ultrason : a) stratifié dans le moule VARI avant immersion; b) début de l'infusion à 0'01"; c) infusion à 0'12"; d) infusion à 0'35"; e) infusion à 1'01"; f) infusion à 1'31"; g) infusion à 2'11"; h) fin de l'infusion à 3'14"; i) plaque fabriquée après démoulage.

2.1.4 Résultats

La mise en forme des plaques dans le bac à ultrason et la mesure de leurs propriétés physiques et mécaniques ont démontré que les ultrasons ont un impact sur le procédé et sur les plaques composites. En ce qui concerne le temps d'infusion, on a observé que les ultrasons ralentissent le front d'écoulement de la résine (voir Figure 2-4). Dans le cas présent, pour des renforts de 8×15 cm sous une pression de vide de 0.8 bar, les renforts soumis aux ultrasons ont nécessité en moyenne 20% plus de temps pour être complètement imprégnés que les renforts imprégnés à l'intérieur du bac sans ultrason.

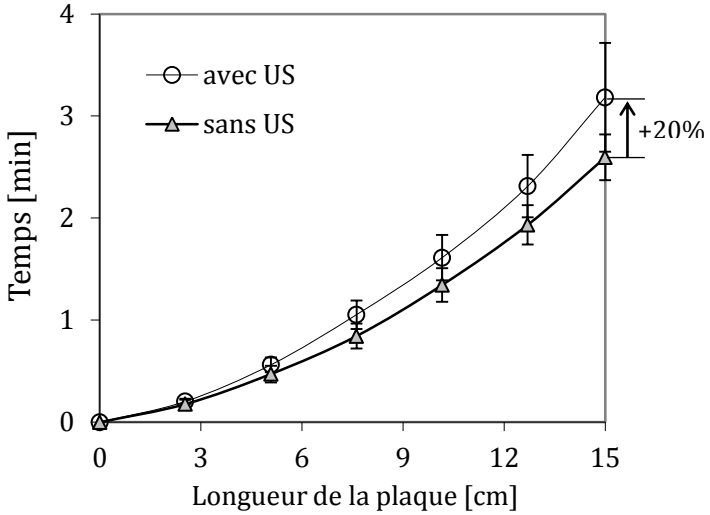


Figure 2-4 : Comparaison des temps de remplissage des renforts avec et sans ultrasons.

Les valeurs de la Figure 2-4 résultent de la mise en forme de 10 plaques à l'intérieur du bac à ultrason, dont la moitié a été infusée en présence des ultrasons. Lorsque l'infusion est complétée, les échantillons sont laissés dans l'eau à 50°C durant 60 min afin de s'assurer du gel de la résine, pour ensuite être amenés dans un four à 80°C où ils suivront une post-cuisson pendant 6 heures. Ces plaques issues des fabrications dans le bac sont utilisées pour évaluer l'impact des ultrasons sur leurs propriétés physiques et mécaniques.

À propos de l'épaisseur de plaques, 9 points de mesure ont été pris sur la longueur et pour chacun de ces points, 4 sur la largeur. La Figure 2-5 montre la variation de l'épaisseur dans le sens de la longueur de la plaque, où chaque point représente la moyenne des 4 mesures prises sur la largeur pour 5 échantillons différents (180 points de mesure au total).

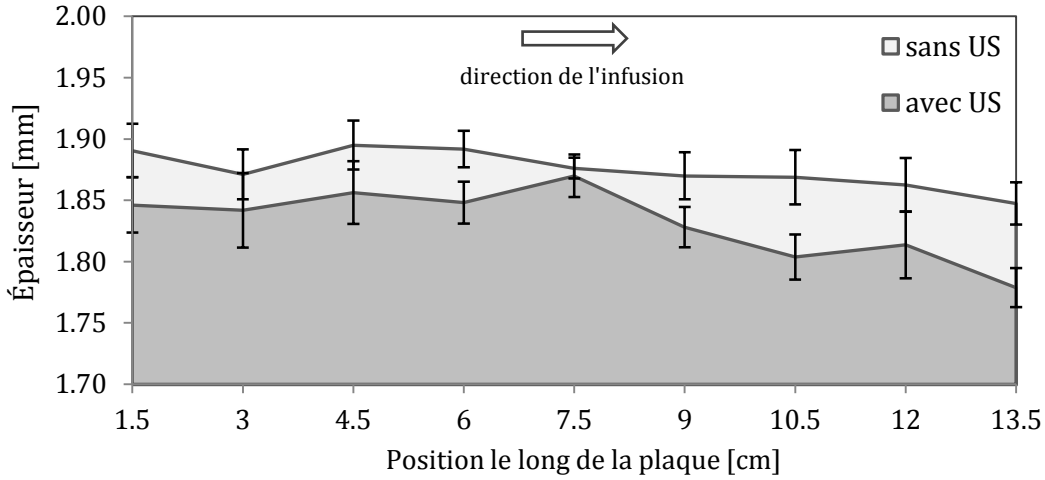


Figure 2-5 : Comparaison des épaisseurs des plaques fabriquées avec et sans ultrasons.

La Figure 2-5 montre, en premier lieu, une diminution de l'épaisseur dans la direction de l'infusion. Notons que ce comportement est typique des procédés d'infusion sous vide, où le gradient de pression de la résine n'arrive pas à s'équilibrer avant le gel de la résine, résultant en une épaisseur de pente décroissante vers l'évent. En deuxième lieu, la Figure 2-5 révèle que les plaques fabriquées sous l'effet des ultrasons ont une épaisseur plus faible que celles fabriquées sans ultrason. Ces observations laissent croire que les ultrasons ont un effet de compaction sur le renfort. Étant donné que les ultrasons sont appliqués un peu avant le début de l'infusion jusqu'à la polymérisation de la résine, il est difficile de savoir si cette compaction a eu lieu lorsque le renfort était sec ou lorsqu'il a été imprégné par la résine. Si elle avait été réalisée sur le renfort sec, cette compaction aurait engendré une réduction de la perméabilité, ce qui pourrait expliquer alors l'augmentation du temps de remplissage. Toutefois, si l'on tient compte que la résine peut être elle-même un milieu de dispersion des ultrasons, il est aussi probable que cet amincissement des plaques a lieu après l'imprégnation des fibres et avant le gel de la résine. À cet égard, il

semblerait d'après la littérature que la résine soit un milieu trop visqueux pour permettre une propagation adéquate des ultrasons (Mason & Lorimer, 2002). Il reste donc la première hypothèse selon laquelle la compaction serait réalisée par les ultrasons lorsque le renfort est encore sec. En troisième lieu, on constate que l'épaisseur est moins uniforme lorsque les ultrasons sont utilisés. Cette variabilité peut provenir d'une dispersion non-homogène des ultrasons dans le bac, mais aussi du caractère aléatoire de la réorganisation des fibres compactées.

Les plaques fabriquées à cet étape ont été par la suite caractérisées mécaniquement selon les normes ASTM D790 et ASTM D3039 pour leurs propriétés en flexion et traction respectivement. Il est important de souligner que la réponse en flexion est dictée par les propriétés mécaniques de la matrice et de l'interface fibre-matrice, tandis que la réponse en traction est gouvernée par les propriétés mécaniques des fibres. Chaque plaque a permis le prélèvement de 7 échantillons, dont 4 pour les essais en flexion et 3 pour les essais en traction. Les résultats des essais (voir Figure 2-6) montrent que les contraintes ultimes en flexion et traction sont inférieures dans les échantillons fabriqués avec ultrason. En flexion, la contrainte ultime a diminué de 8.1%, tandis qu'en traction celle-ci a diminué de seulement 2.7%. Les écarts types ont été en moyenne de 14% pour la flexion et de 8% pour la traction.

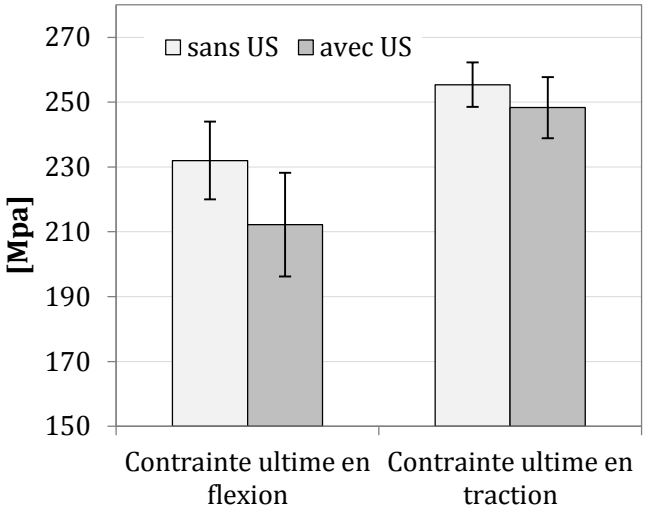


Figure 2-6 : Propriétés mécaniques de plaques fabriquées avec et sans ultrasons.

Les résultats des essais mécaniques ne sont pas concluants car les écarts types sont plus grands que la différence entre les deux valeurs à comparer. Toutefois, les propriétés mécaniques montrent une tendance à la baisse lorsque les plaques sont fabriquées en présence des ultrasons. Notons que cette tendance est plus prononcée pour la contrainte ultime en flexion, ce qui porte à croire que les ultrasons ont un impact négatif sur les propriétés de la résine et sur l'interface renfort-matrice. Deux hypothèses sont proposées pour expliquer ce phénomène, soit une variation des propriétés rhéologiques de la résine, ou bien, la génération des substances volatiles causée par l'application des ultrasons.

Dans le but de caractériser les propriétés rhéologiques de la résine lorsqu'elle est exposée aux ultrasons, une deuxième série d'essais a été effectuée. Dans ce cas, des échantillons de résine ont été exposés aux ultrasons durant des périodes de 1, 5, 10, 30 et 60 minutes et leur viscosité a été par la suite mesurée (voir Figure 2-7). Avant chaque mesure, la résine a le temps de refroidir étant donné que l'eau du bac à ultrasons se trouve à 50°C et que les mesures de viscosité se font à 24°C.

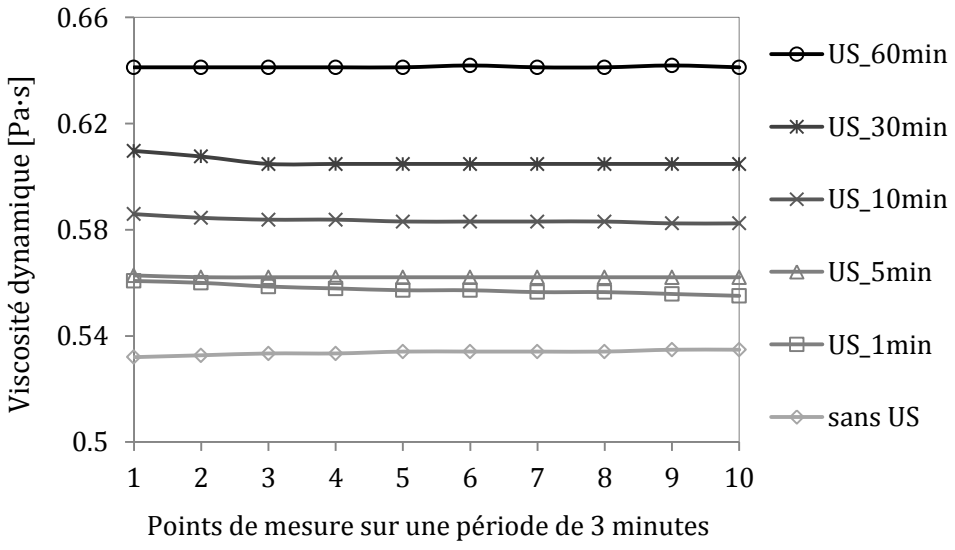


Figure 2-7 : Essais au rhéomètre pour observer la variation de la viscosité de la résine (24°C) en fonction du temps d'exposition aux ultrasons.

Les mesures avec le rhéomètre ont montré que la viscosité de la résine augmente avec le temps d'exposition aux ultrasons. Il est difficile de statuer sur la détérioration des propriétés de la résine car les phénomènes liés à la cavitation acoustique dans une résine polymère sont peu connus. Par contre, il est possible que l'augmentation de la viscosité résulte de l'évaporation du styrène dilué dans la résine. Ce phénomène s'est intensifié avec le temps, et cela malgré le fait que les contenants de la résine portaient un couvercle durant la sonication. D'ailleurs, cet épaississement de la résine est vraisemblablement à l'origine du ralentissement du front d'écoulement lors des infusions réalisées avec ultrason.

2.1.5 Conclusions

Cette étude a permis d'explorer la viabilité et la pertinence d'utiliser des ultrasons dans la mise en forme des composites par infusion. Par le biais d'une étude comparative entre les caractéristiques des plaques composites fabriquées avec et sans ultrason, il a été possible de conclure que l'usage d'un bac à ultrason n'est pas convenable pour la mise en forme de pièces composites par infusion avec les matériaux testés.

Notons que l'avantage de l'utilisation des ultrasons réside dans l'énorme quantité d'énergie dégagée durant la cavitation acoustique. Cependant, la cavitation acoustique est un phénomène propre à chaque fluide et même si elle est perceptible dans l'eau du bac, rien n'indique qu'elle ait aussi lieu dans la résine. De plus, on ignore si les conditions de mise en œuvre dans le bac à ultrason sont adéquates pour les résines étudiées. Les autres inconvénients identifiés lors de l'utilisation du bac à ultrason sont le manque d'homogénéité des ondes émises par les deux transducteurs, la limitation du nombre de fréquences utilisables, le fait que le moule et le renfort sont immergés dans un fluide et le manque d'espace à l'intérieur du bac.

Dans l'hypothèse où la cavitation acoustique se produirait dans la résine, il faudrait vérifier si cela modifie ses propriétés favorablement et quel serait le temps d'exposition maximal avant que les propriétés de la résine ne commencent à se dégrader. Un essai pour mesurer cette dégradation

consisterait à exposer la résine aux ultrasons durant des périodes de temps croissantes pour ensuite la faire polymériser afin de mesurer les propriétés mécaniques des échantillons ainsi fabriqués. Il serait aussi d'intérêt d'étudier d'autres résines afin de comparer les observations réalisées au cours de ce travail.

2.2 Infusion avec micro-vibrateurs

2.2.1 Introduction

À cette étape, l'idée d'installer une source de vibration directement sur des préformes disposées pour un procédé d'infusion a été explorée expérimentalement. La motivation derrière cette approche réside dans l'éventuelle rhéofluidification de la résine induite par les vibrations (cf. 1.2.2.1) et donc dans leur effet sur l'écoulement de la résine. Cependant, puisque la rhéofluidification est une propriété exclusive des fluides non-Newtoniens, il a fallu s'assurer que la résine utilisée dans cette étude avait cette caractéristique, qui lui permettrait de diminuer sa viscosité apparente lorsqu'elle est sujette à un taux de cisaillement élevé.

2.2.2 Protocole expérimental

Un protocole expérimental a été mis en place pour fabriquer des plaques composites par infusion dans la perspective d'étudier l'effet des vibrations sur l'avancement du front de résine. Le renfort utilisé est une couche du Rovicore™. C'est un matériau sandwich constitué d'une âme non tissée synthétique et de deux peaux en fibres de verre coupées et assemblées mécaniquement par couture. La résine employée est une époxy vinylester chargée avec 20% de carbonate de calcium ($CaCO_3$). Des mesures au rhéomètre ont permis de déterminer le pourcentage de $CaCO_3$ nécessaire pour conférer à la résine le comportement d'un fluide non-Newtonien rhéofluidifiant. La Figure 2-8 montre l'évolution de la viscosité apparente de la résine avec l'augmentation du taux de cisaillement pour des échantillons de résine seule et de résine chargée avec 5, 10 et 20% du $CaCO_3$. Ces expériences ont démontré le comportement rhéofluidifiant de la résine lorsqu'elle est chargée avec 20% du $CaCO_3$.

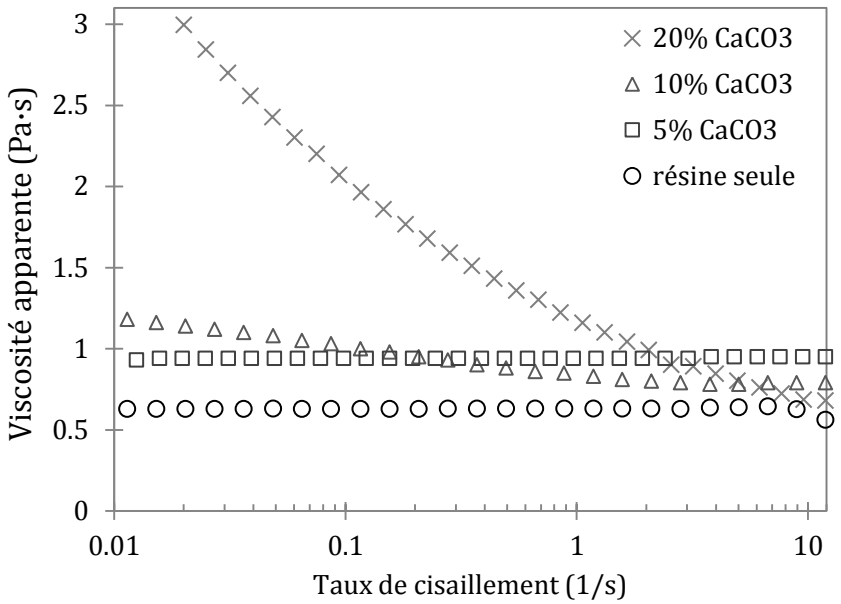


Figure 2-8 : Mesure de la viscosité en fonction du taux de cisaillement.

Les vibrations ont été créées par des micromoteurs électriques qui font tourner une masse désaxée. Il s'agit du même type de dispositif utilisé pour faire vibrer des brosses à dents ou encore des téléphones cellulaires lorsqu'ils sont en mode silencieux. La démarche principale dans ce protocole expérimental a consisté à observer l'écoulement de la résine lors d'infusions sous vibration. Trois configurations différentes ont été évaluées avec ces micromoteurs. Dans la première, quatre micro-vibrateurs ont été distribués sur la longueur de la préforme à un quart de leur largeur tel qu'illustré dans la Figure 2-9. Ces micromoteurs fonctionnent normalement avec un courant DC et un voltage de 1.5 V. En faisant varier le voltage de 0.8 à 2 V au moyen d'une boite d'alimentation, les micromoteurs ont été capables d'atteindre des fréquences allant de 190 à 350 Hz.

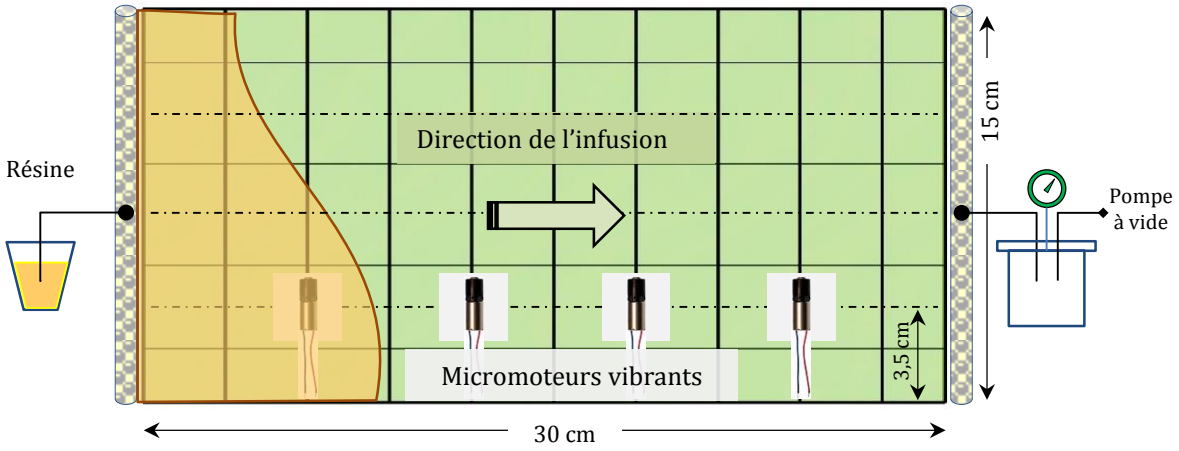


Figure 2-9 : Première configuration : les micro-vibrateurs sont placés sur un côté de la préforme.

Dans cette configuration, les micro-vibrateurs ont été alignés à 3.75 cm du bord, sur des préformes de 15×30 cm, afin d'avoir un impact plus important des vibrations sur une moitié de la préforme. Ainsi, si effectivement ces dernières ont un effet sur les propriétés rhéologiques de la résine, ceci serait visible à travers une déformation du front d'avancement de la résine, tel que proposé dans la Figure 2-9.

Dans la seconde configuration, deux infusions en parallèle sont réalisées, dont une seulement est sujette aux vibrations (voir Figure 2-10). Cette configuration a permis de comparer instantanément l'effet des vibrations sur l'écoulement de la résine. Dans la configuration sujette aux vibrations, trois vibrateurs ont été placés au centre de la préforme et distribués sur la longueur. Ceci permettrait de valider une éventuelle différence entre les vitesses d'avancement de résine, avec et sans vibration.

La troisième configuration reprend la deuxième, sauf que les vibrateurs, au lieu d'être installés individuellement, ont été fixés sur une plaque acrylique (voir Figure 2-11). Dans ce cas, il est espéré que les vibrations appliquées sur une plus grande surface permettent de mieux observer le phénomène de couplage fluide/structure déformable.

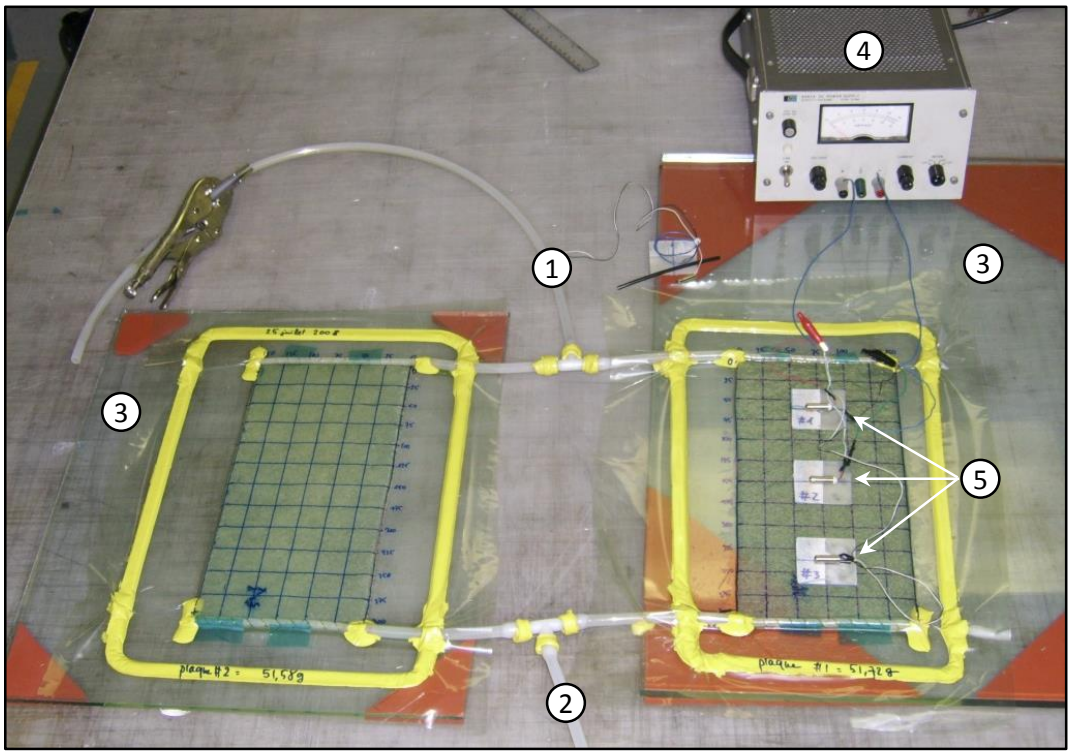


Figure 2-10 : Deuxième configuration : infusion de plaques en parallèle avec et sans vibration : (1) ligne d'injection de résine; (2) évent; (3) plaques en verre; (4) boîte d'alimentation; (5) micro-vibrateurs.

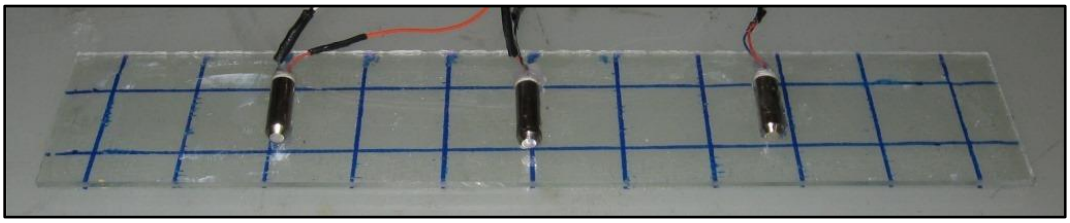


Figure 2-11 : Troisième configuration : fixation des micro-vibrateurs sur une plaque acrylique.

2.2.3 Description du montage

La fabrication de composites par infusion a été réalisée sur des plaques en verre afin de faciliter la mise en place du procédé et le démoulage des plaques. La pression de vide pour l'infusion a été fournie par une pompe à vide et fixée à 0.7 bar pour tout le programme d'essais. Dans les deux

premières configurations, les micromoteurs vibrants ont été fixés sur des supports de 2.5×2.5 cm, tandis que dans la troisième, ils ont été fixés sur une plaque en acrylique rectangulaire de 5×30 cm. Les supports et la plaque en acrylique ont été fixés à la surface de la bâche plastique à l'aide d'une colle cyanoacrylate.

2.2.4 Résultats

L'avancement du front de résine a été suivi dans les trois configurations considérées afin de confirmer ou d'infirmer l'hypothèse de rhéofluidification de la résine proposée au début de cette étude. Dans la première configuration, aucune variation sur l'avancement du front de résine n'a été remarquée. On a donc supposé que les vibrations se propagent sur tout le renfort et en conséquence n'ont pas d'effet local sur l'écoulement de la résine (sous les supports des micro-vibrateurs). On a ensuite vérifié l'impact des vibrations sur le temps de remplissage du moule. Pour étudier cette option, la deuxième configuration a été mise en place. La Figure 2-12 montre une séquence des images prises durant une de ces expériences.

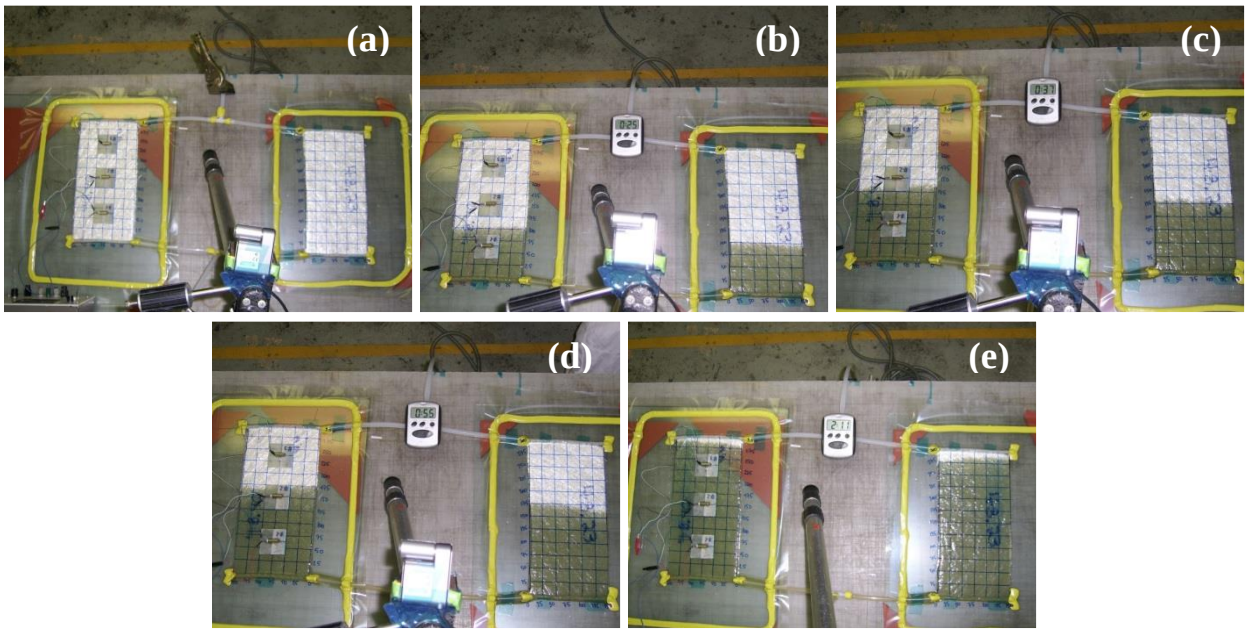


Figure 2-12 : Séquence d'infusion de plaques avec et sans les micro-vibrateurs; (a) préformes sous vide avant le début de l'infusion; (b) infusion à 0'25"; (c) infusion à 0'37"; (d) infusion à 0'55"; (e) infusion à 2'11".

Dans ce cas, les infusions réalisées en présence de vibration n'ont pas démontré de différences significatives comparées aux infusions faites en parallèle sans vibration. Le même résultat a été observé lorsque les micro-vibrateurs ont été fixés sur la plaque en acrylique (troisième configuration). Des essais supplémentaires ont donc été réalisés avec des fréquences de vibration différentes. Toutefois, un impact mineur sur la vitesse d'écoulement de la résine a été remarqué.

Ces résultats laissent croire que la puissance des vibrations n'est pas assez importante pour créer un taux de cisaillement élevé capable d'influencer la viscosité de la résine. Une bonne partie de l'énergie mécanique est probablement dissipée par l'écoulement de la résine. Un autre facteur qui pourrait expliquer ces résultats est le choix du renfort. L'architecture de la préforme utilisée est de type sandwich avec une âme drainante non tissée synthétique. Cette âme possède une perméabilité très élevée qui favorise l'écoulement de la résine au cœur de la préforme. La résine circule alors très aisément à l'intérieur du renfort. Elle est donc très peu influencée par les vibrations appliquées sur la surface extérieure du renfort. De plus, il est probable que cette âme d'aspect spongieux amortisse une partie des vibrations en les empêchant de créer le cisaillement nécessaire pour diminuer la viscosité de la résine. Il faudrait donc expérimenter avec d'autres renforts et probablement utiliser un système d'application de vibrations plus puissant.

Bien que cette étude n'ait pas permis de démontrer que les vibrations générées par les micromoteurs peuvent influencer l'avancement du front de résine, il semblerait que les vibrations ont un effet sur l'épaisseur des plaques. Certaines plaques infusées avec vibration ont présenté des épaisseurs plus faibles que celles fabriquées sans vibration. Ceci ouvre la porte sur une nouvelle voie à explorer : celle de l'impact des vibrations sur la compaction des renforts fibreux.

2.2.5 Conclusion

Cette étude a permis d'infirmer l'hypothèse selon laquelle l'ajout des micro-vibrateurs dans un procédé d'infusion permettrait de diminuer la viscosité de la résine et finalement de réduire le temps de remplissage. Toutefois, cette constatation n'est valide que pour les conditions de mise

en œuvre évaluées dans ce travail. La poursuite de recherches dans cette direction devrait prendre en compte la configuration des vibrateurs, leur puissance et l'architecture du renfort fibreux.

2.3 Infusion avec moule vibrant

2.3.1 Introduction

Cette étude constitue une nouvelle démarche visant à utiliser des vibrations mécaniques dans la mise en forme des composites par infusion. Dans ce cas, la source de vibration a été fixée directement à l'intérieur du moule de manière à faire vibrer l'ensemble du montage durant l'infusion (voir Figure 2-13). Notons qu'un travail similaire a déjà été réalisé sur un moule RTM (cf. 1.2.2.2), dans lequel les auteurs ont observé que, dans le meilleur de cas, l'emploi des vibrations durant l'injection permettrait de réduire le temps de remplissage de 30%. Ce comportement a été attribué à un effet rhéofluidifiant sur la résine suite aux vibrations. Le présent travail cherche donc à reproduire ce phénomène, à la différence qu'il s'agit d'un procédé d'infusion où le contre-moule rigide utilisé dans le procédé RTM a été remplacé par une bâche plastique.

2.3.2 Protocole expérimental

Au terme de cette analyse, un moule plat disposant d'une source de vibration a été conçu dans le but de fabriquer des plaques composites par infusion. Ce montage a permis d'évaluer l'impact des vibrations sur le temps de remplissage ainsi que sur l'épaisseur des plaques fabriquées. Une étude comparative a été réalisée sur des préformes saturées avec et sans vibration. Les plaques composites ont été constituées de préformes (15×30 cm) ayant 5 couches de renfort en fibres de verre (0/90/Rovicore^{TM}_0/90/0) et d'une résine époxy vinylester (Derakane 411-350) chargée avec 20% de $CaCO_3$. La pression de vide pour l'infusion a été fixée à 0.6 bar car il avait été observé que l'utilisation d'une pression de vide plus importante augmentait la présence de bulles d'air dans la résine. En ce qui concerne les infusions avec vibration, la fréquence choisie pour cette étude a été de 50 Hz.

Un programme expérimental a été mis en place en vue d'évaluer la pertinence de cette approche. Au total, 8 plaques ont été fabriquées par infusion, dont 4 en présence de vibrations. La répétabilité des tests a été assurée par le suivi rigoureux d'un protocole qui décrit pas à pas le déroulement des essais, depuis la découpe du renfort et le démarrage du vibrateur jusqu'au démoulage et la post-cuisson des plaques.

2.3.3 Description du montage

Un moule plat en composite a été fabriqué avec des inserts pour loger le vibrateur (voir Figure 2-13). Ce dernier, fonctionnant à l'air comprimé, actionne une bille en acier autour d'un chemin circulaire produisant ainsi un mouvement oscillatoire pouvant atteindre une fréquence de 270 Hz. Dans le cas présent, l'alimentation pneumatique a été maintenue à 7.5 psi. Ceci a permis au moule d'atteindre une vitesse d'oscillation de 3000 tr/min, soit 50 Hz. Notons que l'ensemble du montage s'appuie sur des ressorts ayant une raideur fixe.

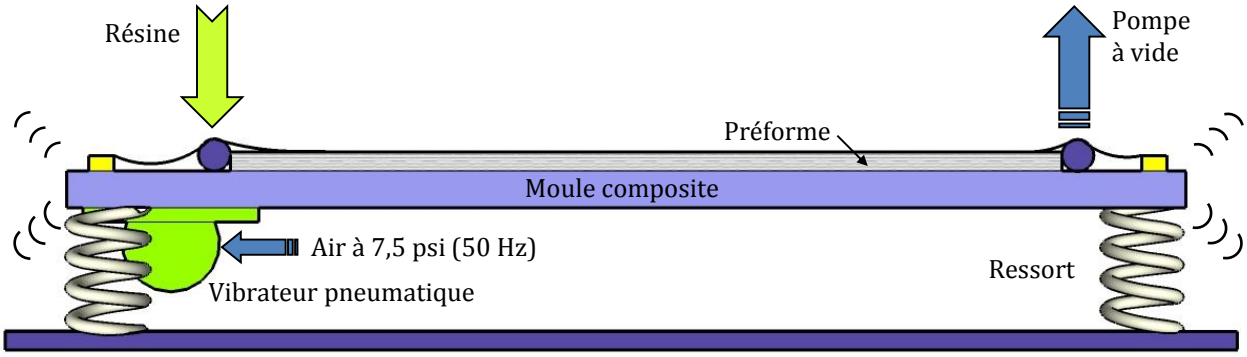


Figure 2-13 : Schéma du montage pour la fabrication des plaques par infusion sous vibrations.

2.3.4 Résultats

Les résultats des expériences ont mis en évidence l'effet des vibrations sur le procédé d'infusion et sur la pièce fabriquée. En premier lieu, la mesure de l'avancement du front de résine durant l'imprégnation des renforts a permis de constater que les préformes imprégnées en présence des vibrations affichent un temps de remplissage 17% plus court que ceux imprégnés sans vibration

(voir Figure 2-14). Cette diminution du temps de remplissage suppose une augmentation de la vitesse d'écoulement de la résine.

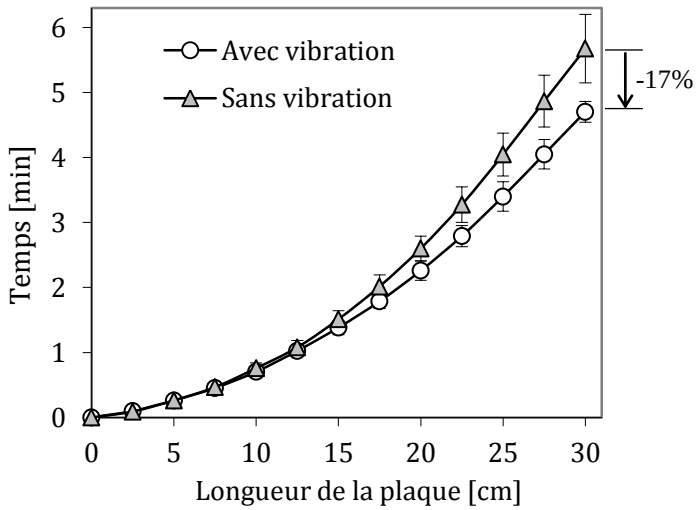


Figure 2-14 : Comparaison des temps de remplissage des plaques avec et sans vibrations.

En se référant à la loi de Darcy (voir Eq. (2-1)), qui est couramment employée pour modéliser l'écoulement de résines polymères liquides au sein du renfort fibreux, on remarque que lorsque le gradient de pression ∇p est constant, la vitesse d'écoulement v augmente, soit en raison d'une diminution de la viscosité dynamique de la résine η ou d'une augmentation de la perméabilité du renfort K.

$$v = \frac{K}{\eta} \nabla p \tag{2-1}$$

Puisque l'impact des vibrations sur la résine et le renfort reste encore inconnu, il est difficile à cette étape de préciser l'origine de l'accélération du front de résine. D'un côté, les vibrations ont probablement contribué à une rhéofluidification de la résine, mais d'un autre, elles ont peut-être causé une expansion du renfort. Afin de vérifier ce deuxième point, l'épaisseur des plaques fabriquées a été mesurée sur 63 points (9 sur la longueur et 7 sur la largeur). La moyenne de mesures sur la longueur a révélé que les échantillons infusés avec vibration présentent une

épaisseur 7.3% plus grande que ceux infusés sans vibration (voir Figure 2-15). La variabilité des mesures est également plus grande dans les renforts sujets aux vibrations.

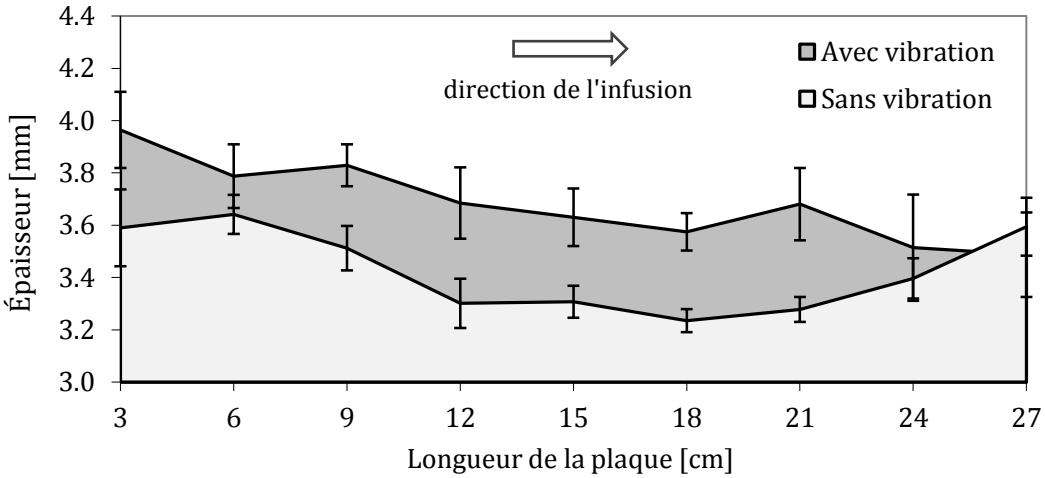


Figure 2-15 : Comparaison des épaisseurs des plaques avec et sans vibrations mécaniques.

Bien que ces mesures montrent que l'oscillation du moule durant le procédé d'infusion cause une augmentation de l'épaisseur des pièces fabriquées, il reste toutefois difficile de savoir à quel moment cette relaxation a eu lieu : avant, durant ou après l'imprégnation de la résine. Si la relaxation a eu lieu lorsque la préforme était encore sec, cela signifie que les vibrations ont également contribué à l'augmentation de la perméabilité du renfort, ce qui expliquerait la diminution du temps de remplissage. Cependant, il est aussi probable que cette augmentation de l'épaisseur se soit produite lorsque les renforts étaient déjà imprégnés par la résine. Dans les deux éventualités, la relaxation du renfort démontre que la pression de compaction (0.6 bar) n'est pas suffisamment importante pour contrer l'effet des vibrations. Il est probable que cet inconvénient aurait pu être résolu en appliquant une pression de vide un peu plus élevée.

2.3.5 Conclusions

Un moule vibrant a été utilisé pour faire la mise en forme de plaques composites par infusion à partir de préformes en fibres de verre avec une résine époxy vinylester chargée avec 20% de

carbonate de calcium. Une étude comparative entre des plaques fabriquées avec et sans vibration a montré les différences entre le temps de remplissage et l'épaisseur de plaques. Les plaques fabriquées en présence des vibrations nécessitent moins de temps pour compléter l'infusion et sont, à la fin, plus épaisses que les plaques fabriquées sans vibration. Il est probable que ces deux facteurs soient liés directement, toutefois la portée de cette étude ne permet pas de tirer une conclusion à cet égard.

La réalisation de ces expériences a permis d'identifier plusieurs inconnues relativement à l'impact des vibrations sur la résine et le renfort. Il est d'abord nécessaire de comprendre ce qui se passe séparément avec la résine et le renfort, avant de se pencher sur l'ensemble des phénomènes présents lors de la mise en forme d'un composite. La suite de cette recherche s'intéressera donc à l'effet des vibrations sur la compaction des renforts.

2.4 RTM Light avec contre-moule vibrant

2.4.1 Introduction

Les études précédentes ont donné des indices à propos de l'influence des vibrations sur le procédé de mise en forme des composites par infusion, particulièrement sur le remplissage et sur l'épaisseur de la pièce fabriquée. Il est maintenant plus intuitif de prévoir comment le type de vibrateur et son emplacement, ainsi que l'architecture des renforts et le type de résine utilisés, peuvent avoir un impact sur le procédé et sur la qualité de la pièce. C'est donc suite à cet apprentissage qu'une nouvelle technique expérimentale a été explorée. Dans ce cas, la source de vibration a été incorporée sur le contre-moule flexible d'un montage du procédé RTM-Light (voir Figure 2-16).

Le RTM-Light (LRTM) fait partie de la famille des techniques de fabrication de composites par injection sur renforts (LCM « Liquid Composite Molding »). Il s'agit d'une version allégée du RTM « Resin Transfer Molding » où le contre-moule est fabriqué en matériau composite et non en métal. La configuration du RTM-Light comporte deux cavités concentriques, où celle de

l'intérieur loge la pièce à fabriquer tandis que celle de l'extérieur assure la fermeture du moule. Cette technique, très utilisée dans des applications à petit et moyen volume, permet de diminuer significativement les coûts de fabrication du contre-moule. En revanche, ce dernier est moins rigide, ce qui rend difficile le contrôle de l'épaisseur des pièces. Bien que cela puisse accroitre la variabilité des pièces fabriquées, il a été décidé de fabriquer un contre-moule en composite et de se servir de sa flexibilité pour transmettre des vibrations aux renforts et à la résine pendant la mise en forme d'une pièce.

Cette étude a été menée en parallèle avec un travail de recherche portant sur l'impact des vibrations à haute fréquence sur la compaction des renforts fibreux secs. Les résultats de ce travail, effectué à l'aide d'un viscoanalyseur, ont démontré que l'application de mouvements oscillatoires dans un renfort sec, a un impact important sur la réorganisation et la relaxation de son réseau fibreux, en le rendant plus dense. En conséquence, la force nécessaire pour qu'un renfort sec soumis aux vibrations atteigne l'épaisseur ciblée est moindre que lorsque ce renfort n'y a pas été exposé. Ce travail a fait l'objet d'un article scientifique présenté dans le troisième chapitre de cette thèse.

2.4.2 Description du montage

Le moule vibrant RTM-Light utilisé dans cette étude est constitué principalement de quatre composants (voir Figure 2-16) : le vibrateur, le contre-moule en composite, le moule en aluminium et les supports amortissants. Le vibrateur est le même que celui utilisé dans le moule vibrant de la section précédente (cf. 2.3.3). Le moule inférieur, destiné à loger la préforme, a été usiné à partir d'une plaque d'aluminium, tandis que le contre-moule, conçu pour transmettre les vibrations et maintenir étanche et fermé l'ensemble du montage, a été fabriqué en matériaux composites à partir d'un moule mâle. À cause des inconvénients rencontrés durant le démoulage, deux moules mâles ont dû être fabriqués pour produire le contre-moule en composite.

Un montage RTM-Light muni d'une source vibratoire permettant de solliciter dynamiquement le contre-moule a été développé en vue d'étudier l'impact de cette sollicitation sur le procédé de

fabrication d'une pièce composite et sur les propriétés de la pièce elle-même. Ce montage permet d'expérimenter diverses approches de mise en forme et des stratégies de remplissage radiales convergentes et radiales divergentes, ainsi que des gradients de pression de résine conduits par le tirage du vide (i.e., infusion) et par des pressions d'injection positive. Ces conditions ont été regroupées en deux plans expérimentaux dans le but d'identifier et de caractériser l'influence des vibrations sur la mise en forme des composites par le procédé RTM-Light.

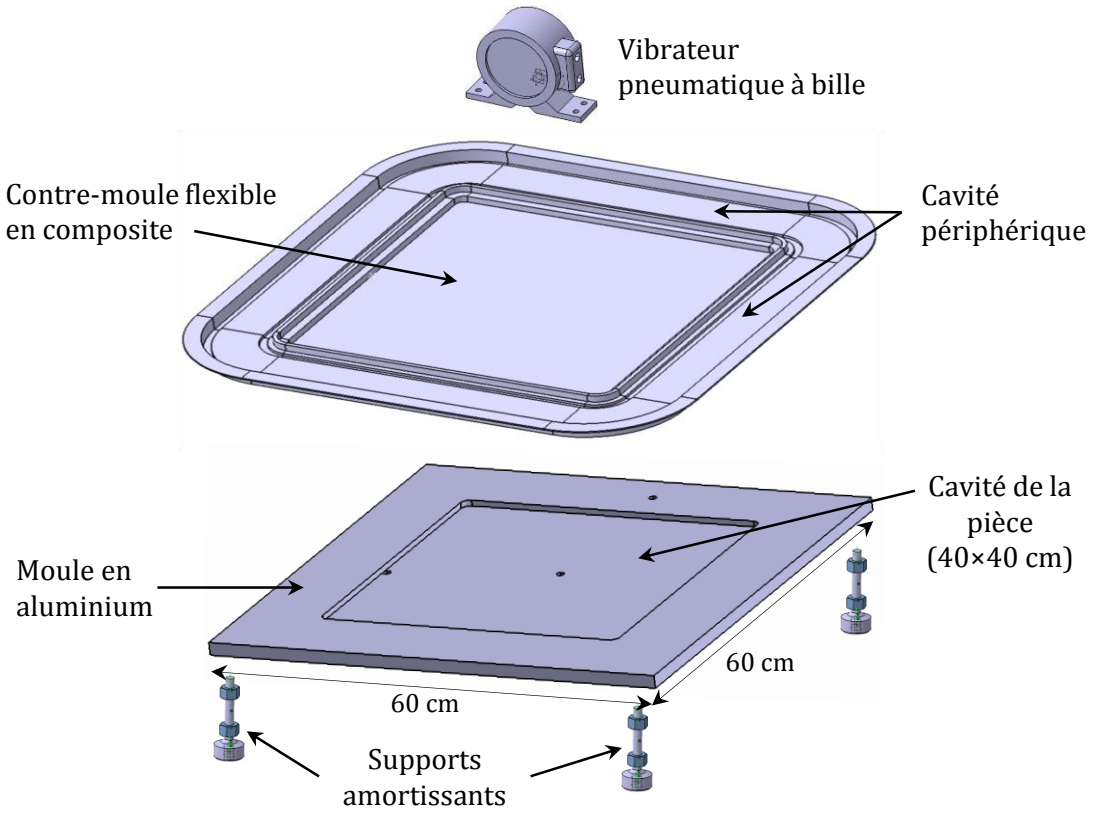


Figure 2-16 : Montage RTM-Light avec source de vibration.

La Figure 2-17 montre une photo de l'intérieur du moule où il est possible d'observer (1) les joints d'étanchéité entre les cavités, (2) la prise de vide périphérique, (3) les ports d'entrée et de sortie de résine et (4) l'emplacement de la préforme. La préforme a été coupée un peu plus courte que la cavité, ce qui laisse des canaux de circulation de résine sur les côtés (5). Cette

configuration permet à la résine de se rendre jusqu'aux coins de la préforme, prévenant ainsi la création de zones sèches.

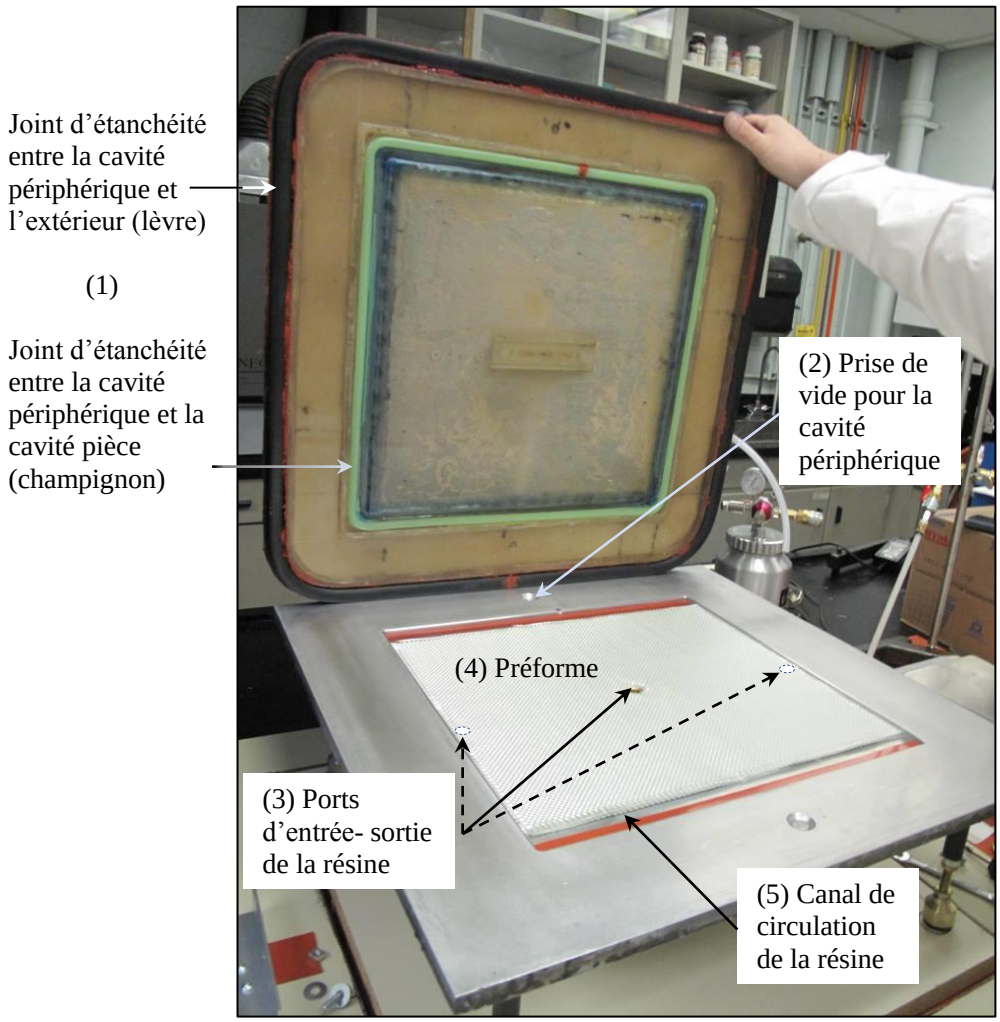


Figure 2-17 : Photo du montage RTM-Light fabriqué.

La Figure 2-18 montre une coupe transversale du montage avec tous les dispositifs de mesure et de contrôle. Notons que toutes les entrées/sorties d'air et de résine disposent d'un manomètre ou d'un vacuomètre selon le besoin. En outre, une balance est utilisée pour contrôler la quantité de résine introduite dans le moule. Finalement, des capteurs de déplacement linéaire sont placés au-dessus du contre-moule afin de mesurer sa déformation. Notons également que l'étanchéité entre la cavité pièce et la cavité périphérique est assurée par des joints en silicone de type

« champignon », tandis que l'étanchéité entre la cavité périphérique et l'extérieur l'est par des joints en néoprène de type « lèvre ».

Suite à la fabrication et à l'assemblage des composants du montage RTM-Light vibrant, celui-ci a été caractérisé dans le but de connaître l'état initial du moule, avant de démarrer le programme expérimentale. Cette caractérisation comportait les tâches suivantes :

- vérifier l'étanchéité de deux cavités,
- mesurer la hauteur de la cavité du moule en aluminium,
- mesurer la hauteur de la cavité pièce,
- mesurer la déformation de la partie centrale du contre-moule durant l'application de pressions positives et négatives dans la cavité pièce,
- évaluer la propagation des vibrations sur le contre-moule lorsque le vibrateur est en fonctionnement.

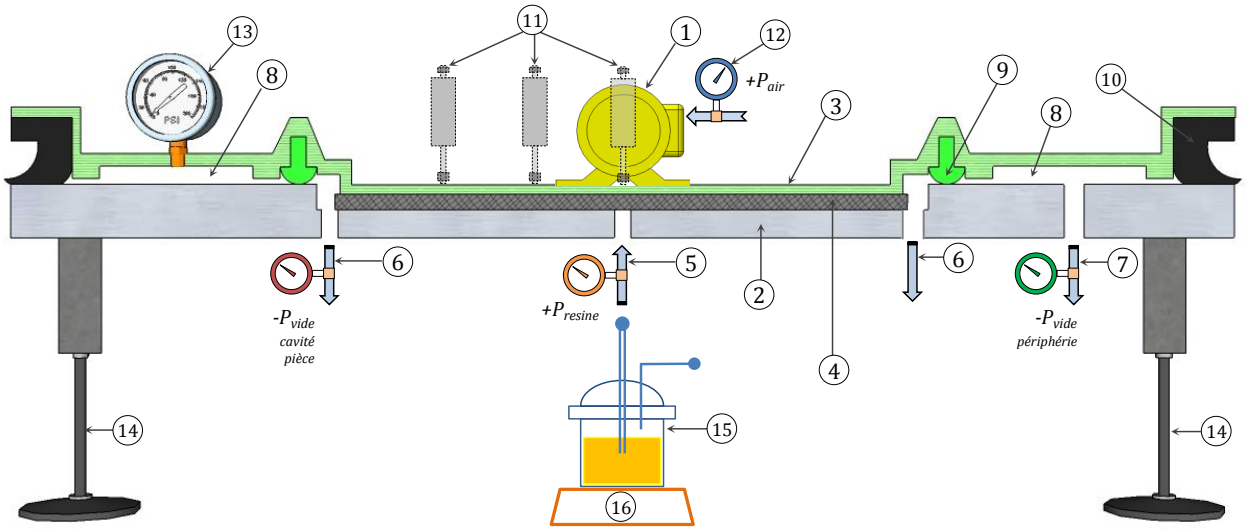


Figure 2-18 : Schéma du montage RTM-Light avec vibrateur: (1) vibrateur pneumatique; (2) moule en aluminium; (3) contre-moule en composite; (4) préforme; (5) port d'injection de résine; (6) ports d'évent; (7) application du vide total; (8) cavité périphérique (vacuum); (9) joint d'étanchéité de type champignon; (10) joint d'étanchéité de type lèvre; (11) capteurs de position linéaire (5 au total); (12) manomètre; (13) vacuomètre; (14) pieds amortisseurs; (15) pot de résine; (16) balance.

Les capteurs de déplacement linéaire ont été fixés sur un support isolé du moule vibrant et placé au-dessus du contre-moule (voir Figure 2-19). Les 5 capteurs ont été disposés à angle droit depuis le centre du contre-moule, dont un a été placé sur le vibrateur (capteur #3), deux autres ont été alignés perpendiculairement à la direction de rotation du vibrateur (capteurs #1 et #2) et les deux derniers ont été situés sur dans la direction de rotation du vibrateur (capteurs #4 et #5). Les capteurs utilisés sont des potentiomètres (Novotechnik TS-25) qui ont été modifiés pour éviter de les endommager durant l'action du vibrateur. Finalement l'acquisition des données a été réalisée à l'aide d'une application développée sur LabView.

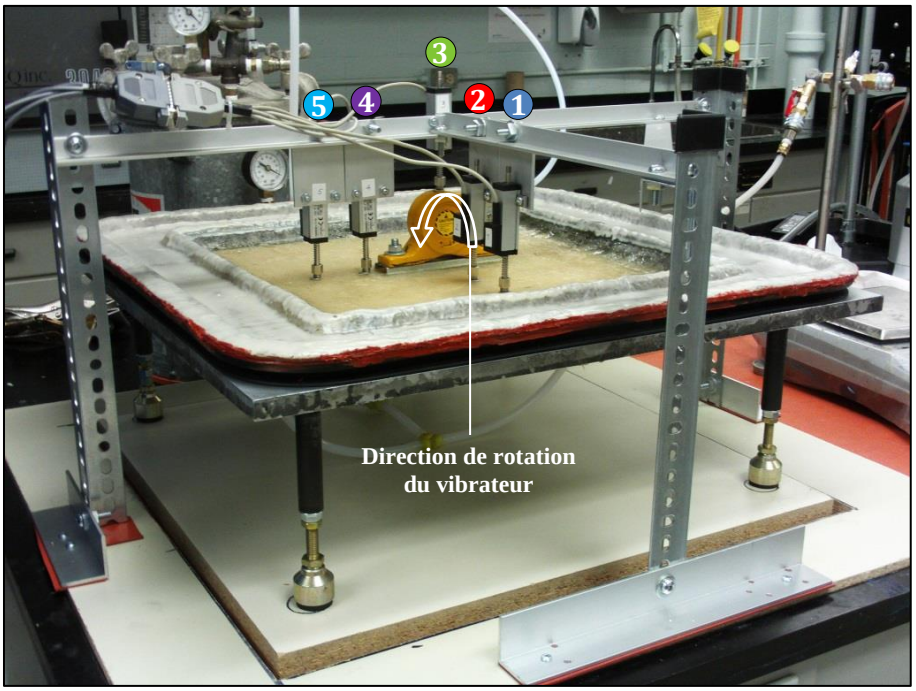


Figure 2-19 : Numérotation et emplacement des capteurs de position linéaire sur le montage lors de la fabrication d'une plaque composite avec vibration.

2.4.3 Protocole expérimental

Le Tableau 2-2 et la Figure 2-20 résument les conditions d'essais et le protocole de mise en forme utilisés dans le premier plan d'expériences. Une étude comparative a été réalisée entre deux séries des tests qui se distinguent par la présence des vibrations dans l'une d'entre elles. Au

cours de la série d'expériences avec vibration, alors que la préforme est compactée par le tirage du vide dans la périphérie du moule et dans la cavité pièce, une excitation vibratoire est appliquée dans le contre-moule durant une période de 5 minutes. Suite à cette période de « pré-compaction vibratoire », les ports d'entrée de résine placés sur les côtés du moule sont ouverts, menant à l'écoulement de la résine vers le milieu du moule où se trouve le port d'évent; il s'agit donc d'une *infusion radiale convergente*. La fermeture du moule a été assurée en tout temps par une pression de vide complète (-90 kPa) appliquée dans la cavité périphérique. Au total 6 plaques ont été fabriquées, dont la moitié a subi une pré-compaction au moyen des vibrations.

Tableau 2-2 : Conditions de mise en forme du premier plan d'expériences.

Renfort	Résine	Préforme	Stratégie d'infusion	Gradient de pression	Fréquence de vibration
Toile en fibres de verre (588g/m^2)	Époxy Vinylester Derakane 411-350	5 couches de 35×35 cm	Radiale convergente	-60 kPa	138 Hz

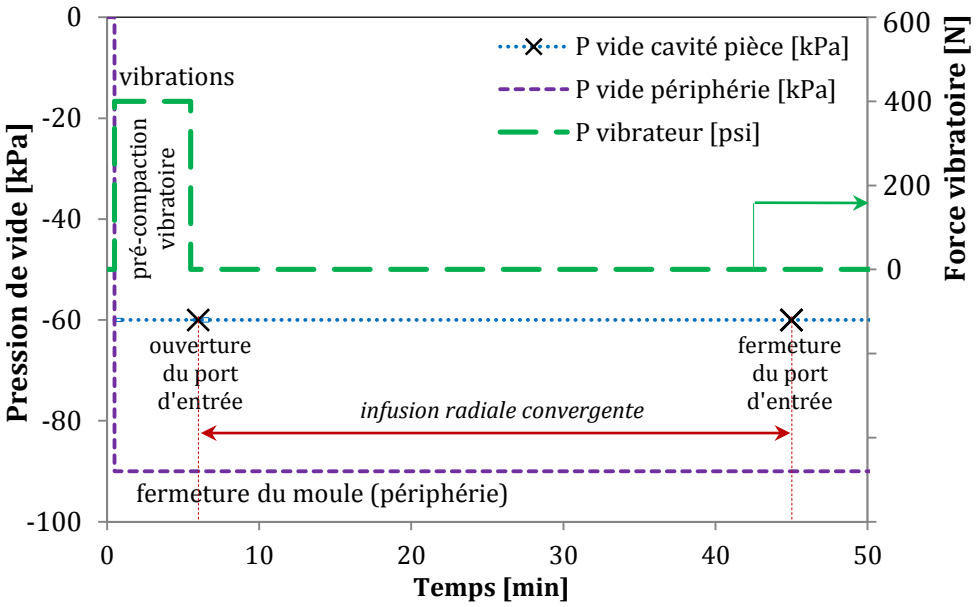


Figure 2-20 : Protocole de fabrication utilisé au cours du premier plan expérimental (pré-compaction avec vibration).

On peut observer à la Figure 2-20 qu'un délais d'environ 30 secondes a été nécessaire au début de chaque moulage pour ajouter des réactifs à la résine et la poser sur la balance mesurant la quantité de résine injectée. La durée de l'infusion de chaque essai a été donc dictée par le temps nécessaire pour introduire toujours la même quantité de résine dans le moule.

Dans un deuxième plan expérimental, l'utilisation des vibrations a été prolongée à une période dépassant les 30 minutes durant laquelle la résine injectée a eu le temps de se solidifier (voir Figure 2-21). Le protocole de fabrication débute par la mise sous vide de la cavité pièce et de la cavité périphérique. À cet instant les vibrations sont appliquées sur la préforme sèche durant une période de 5 minutes. Ensuite, le port d'entrée localisé au centre du moule est ouvert, conduisant la résine à remplir le moule en direction radiale divergente. Durant ces expériences, le gradient de pression qui conduit l'écoulement de la résine a été apporté par la pression de vide (-50 kPa) et par la pression d'injection (80 kPa). Il s'agit ici d'une *injection radiale divergente*, tel que présenté au Tableau 2-3. Au total, 12 plaques ont été fabriquées suivant ce protocole, dont 3 sans vibration et 9 avec vibration. Dans les essais réalisés avec vibration, les pressions pneumatiques appliquées sur le vibrateur ont été 20, 40 et 70 psi, ce qui a permis d'avoir 3 fréquences différentes (138, 158 et 173 Hz).

Dans ce plan expérimental le contre-moule a été instrumenté avec des capteurs de déplacement linéaire capables de repérer la déformation du contre-moule dans la direction de l'épaisseur. Ces capteurs ont aidé à suivre la déformation du moule jusqu'à 3 heures après le début de la fabrication. De plus, une caméra vidéo a été installée au-dessus du moule afin d'enregistrer l'écoulement de la résine et de déterminer les temps de remplissage.

Tableau 2-3 : Conditions de mise en forme du deuxième plan d'expériences.

Renfort	Résine	Préforme	Stratégie d'infusion	Gradient de pression	Fréquence de vibration
Toile en fibres de verre (588g/m^2)	Époxy Vinylester Derakane 411-350	6 couches de 35×40 cm	Radiale divergente	-50 kPa +80 kPa	138, 158 et 173 Hz

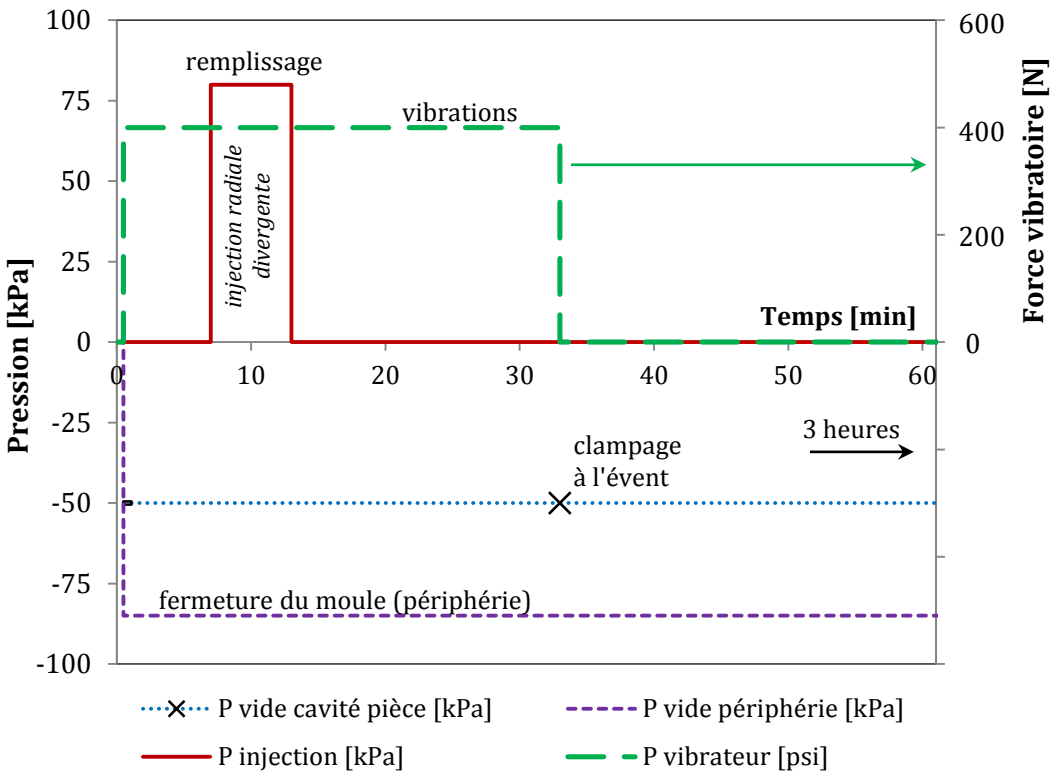


Figure 2-21 : Protocole de fabrication utilisé durant le deuxième plan expérimental (avec vibration).

2.4.4 Résultats

L'étape qui a suivi la mise en œuvre du montage RTM-Light a consisté d'abord à vérifier l'étanchéité du moule entre les deux cavités et entre les cavités et l'extérieur. Ensuite, une fois

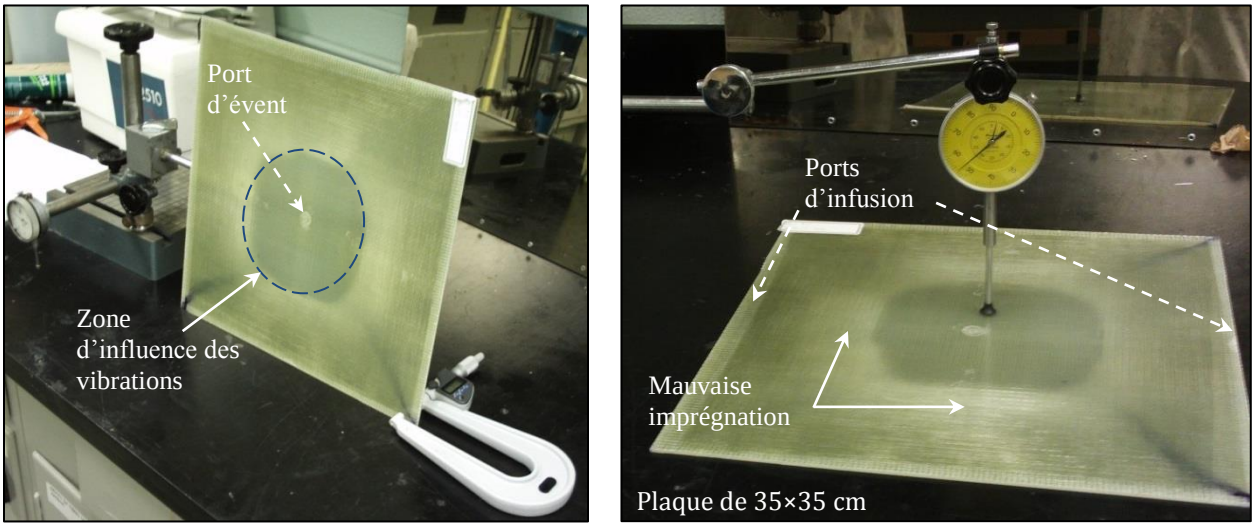
que l'étanchéité était assurée, la hauteur de la cavité pièce avec le moule fermé a été prélevée sur 169 points distribués sur un quadrillage de 13×13 sur toute la cavité de la pièce. Ces mesures ont été réalisées avec le moule fermé avec et sans pression de fermeture (pression de vide). En premier lieu, on a déterminé que la hauteur de la cavité pièce sans pression de vide était en moyenne de 5.106 mm avec un écart-type de 0.185 mm. En deuxième lieu, il a été observé que lorsque la cavité périphérique est soumise au vide complet et que la cavité pièce est soumise au vide partiel, le contre-moule fléchit vers le centre du moule. En conséquence, la hauteur de la cavité pièce présente un gradient de déformation radial vers le centre du moule, où le vide est tiré. Notons que l'intensité de ce phénomène varie selon la stratégie de remplissage employée (radiale convergente ou divergente), la pression de vide utilisée et l'épaisseur initiale de la préforme. Finalement, on a remarqué que la hauteur de la cavité pièce dépend également de l'écrasement des joints d'étanchéité. Il est donc prévu que cette hauteur diminue avec le temps à cause de la perte progressive de l'élasticité des joints lorsqu'ils vieillissent.

Les remarques précédentes ont mis en évidence l'état initial du moule, où il est connu d'avance que la déformation du contre-moule aura un effet direct sur la hauteur de la cavité pièce et donc sur l'épaisseur des pièces fabriquées. En ayant pris connaissance de cela, le programme expérimental a été mené à terme comme prévu et les résultats sont présentés ci-après.

Les résultats du premier plan d'expériences ont révélé que dans le cas d'une infusion radiale convergente, le temps de remplissage du moule a augmenté considérablement lorsque la préforme a été exposée à la pré-compaction vibratoire. En effet, la moyenne du temps de remplissage est passée de 7 min sans vibrations, à 33 min avec vibrations. Durant l'infusion de la préforme exposée aux vibrations, la vitesse d'imprégnation a diminué drastiquement à la fin de l'écoulement (radial convergent). On suppose que les vibrations ont modifié le réseau fibreux du renfort, provoquant une diminution locale de sa perméabilité à l'endroit où le vibrateur est placé. Cette variation de la perméabilité du renfort est visible dans la pièce fabriquée, où le pourtour de la plaque composite a été nettement moins bien imprégnée que son centre (voir Figure 2-22), probablement à cause d'un manque de consolidation du renfort dans cette zone. Au contraire, au centre de la plaque la préforme semble avoir subi une bonne consolidation, réduisant ainsi la

perméabilité. La vitesse du front d'écoulement de résine a diminuée de manière importante et laisse supposer qu'à cet endroit l'imprégnation a été réalisée principalement par les forces capillaires, améliorant ainsi la saturation du renfort localement.

Les plaques fabriquées ont ensuite été mesurées à l'aide d'un micromètre à étrier profond et d'une jauge de hauteur (voir Figure 2-22). Ceci a permis de mesurer leur épaisseur sur 48 points. Les valeurs ont été prélevées suivant un système de coordonnées polaires, où les composantes angulaires entourent la plaque avec des intervalles de 30° sur des circonférences ayant 5, 10, 15 et 17.5 cm de rayon, tel que montré à la Figure 2-23.



(a) (b)

Figure 2-22 : Outils employés pour mesurer l'épaisseur des plaques: (a) micromètre numérique à étrier profond; (b) jauge de mesure analogique de la hauteur au-dessus de la plaque fabriquée avec vibrations.

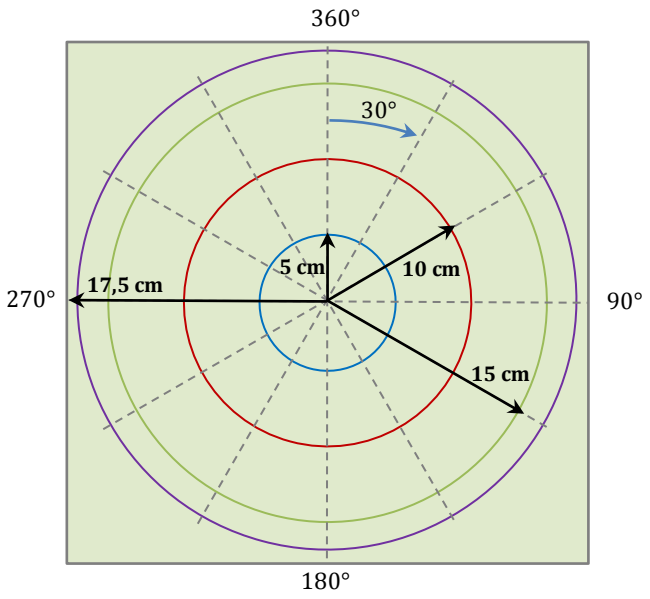
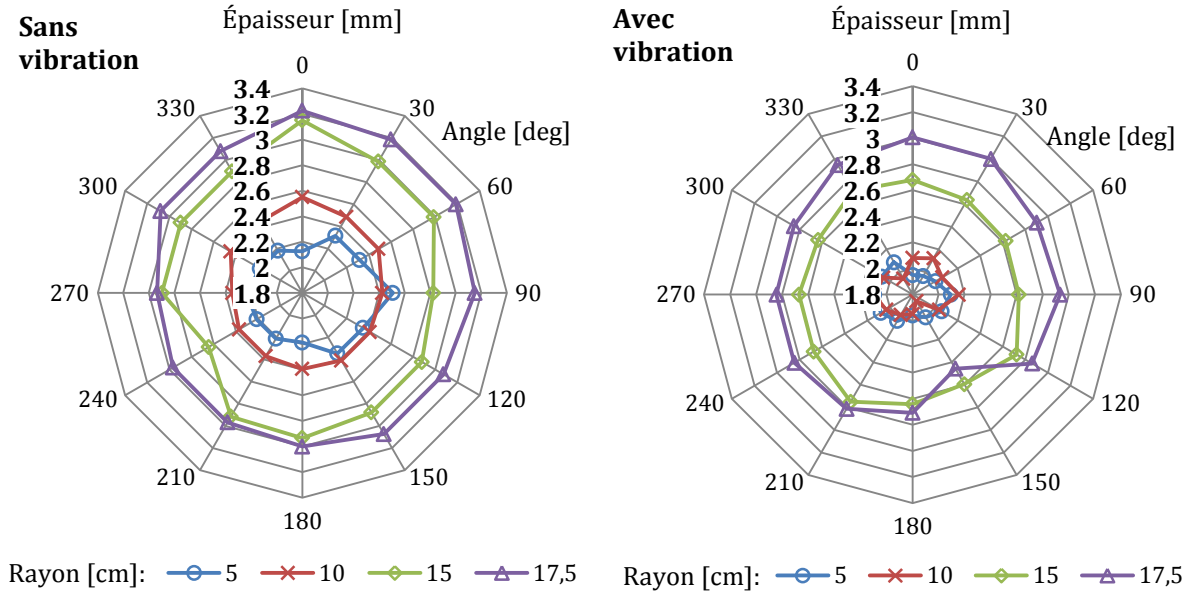


Figure 2-23 : Système de coordonnées polaires utilisé pour mesurer l'épaisseur des plaques (48 points de mesure).

Cette étude confirme que pendant la fabrication des plaques, le contre-moule subit un gradient de déformation radial, provoquant la diminution progressive de la hauteur de la cavité pièce depuis la périphérie vers le milieu du moule (voir Figure 2-24). En conséquence, toutes les plaques fabriquées ont été influencées par cette caractéristique où leur épaisseur s'accroit lorsque le point de mesure s'éloigne du centre. Notons que sur chaque rayon de mesure, l'épaisseur des plaques fabriquées avec vibration est moindre que celles des plaques qui n'ont pas été exposées aux vibrations (voir Figure 2-25). De plus, les Figures 2-24b et 2-25 montrent que l'épaisseur est pratiquement la même sur des rayons de 5 et 10 cm. Cette homogénéité, qui est plus évidente dans les plaques fabriquées avec vibration, a été attribuée à un effet très localisé du vibrateur sur la préforme.



(a) (b)

Figure 2-24 : Relevé d'épaisseur des plaques; (a) sans vibration; (b) avec vibration.

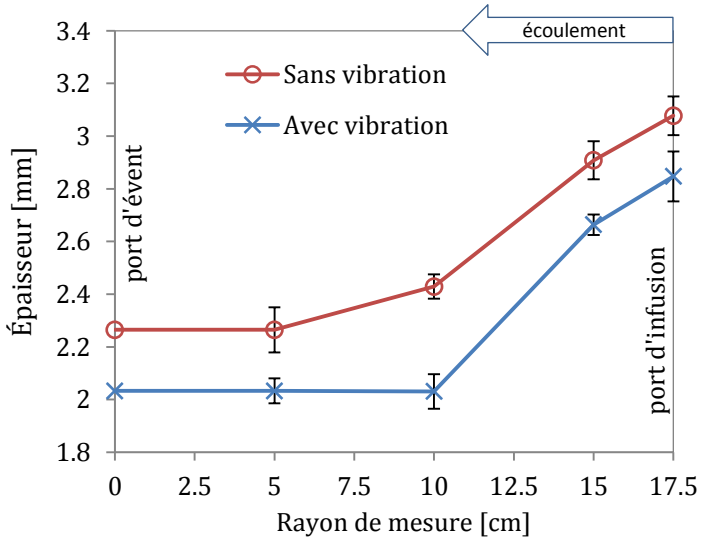


Figure 2-25 : Variation de l'épaisseur des plaques du premier plan d'expériences.

Un résumé des résultats du premier plan d'expérience est présenté dans le Tableau 2-4. Ces observations sont cohérentes avec les données recueillies lors de l'inspection visuelle de l'imprégnation du renfort. On suppose que l'application des vibrations sur la préforme avant

l'infusion favorise la compaction des renforts, entraînant une diminution locale de son épaisseur. Ce changement dans la structure fibreuse de la préforme provoque une diminution de sa perméabilité et ralentit donc le front d'imprégnation. Ainsi, les plaques fabriquées à partir de préformes pré-compactées avec vibration ont une épaisseur plus faible et nécessitent un temps de remplissage plus long.

Tableau 2-4 : Résumé de résultats du premier plan d'expériences.

	Temps de remplissage [min]	Épaisseur moyenne [mm] (Écart type)			
		Rayon de mesure [cm]			
		5	**10**	**15**	**17.5**
Sans vibration	7	2.265 (0.086)	2.429 (0.046)	2.908 (0.072)	3.078 (0.074)
Avec vibration	33	2.033 (0.048)	2.031 (0.066)	2.664 (0.039)	2.848 (0.095)

Durant le deuxième plan expérimental (voir Figure 2-21), les préformes ont été imprégnées par un écoulement radial divergent. Dans le cas de plaques fabriquées avec vibration, le renfort a été exposé durant une période dépassant les 30 minutes. Contrairement à ce qui avait été observé durant le premier plan d'expériences, dans cette série d'essais, les différences entre les propriétés de plaques fabriquées avec et sans vibration ont été moins évidentes.

Les premières informations sur la mise en forme de plaques ont été obtenues grâce à la caméra vidéo placée au-dessus du moule. Les enregistrements ont démontré que l'utilisation des vibrations avant et durant l'injection de la résine a une influence sur la forme du front d'écoulement durant les premières minutes de l'imprégnation de la préforme. Cette nuance peut être observée dans la Figure 2-26 et la Figure 2-27, qui montrent les séquences de remplissage de la cavité sans et avec vibration. D'un côté, lorsque le remplissage du moule a été réalisé sans vibration, l'écoulement de la résine suit un front circulaire qui s'accroît avec le temps jusqu'à ce que la résine touche les côtés du moule pour enfin saturer les coins du renfort par le biais de

canaux de circulation latéraux. D’un autre côté, durant les premières minutes de la mise en forme avec vibration, l’écoulement de la résine ne suit plus un front circulaire mais un front presque elliptique (voir Figure 2-27). Cette distorsion du front d’écoulement indique que le tenseur de perméabilité du renfort est maintenant anisotrope. En effet, l’orientation de l’ellipse illustrée à 11'57", montre que la perméabilité du renfort dans la direction de rotation du vibrateur a été réduite. Cette perturbation est pourtant présente seulement durant les premiers instants du remplissage, car par la suite l’écoulement suit un front plutôt circulaire. L’écoulement isotrope observé à 12'39" indique que la portée de l’impact des vibrations sur le renfort est limitée à un rayon d’environ 10 cm à partir de l’emplacement du vibrateur.

À propos du temps de remplissage, les résultats n’ont pas montré de différences significatives entre les plaques fabriquées avec et sans vibration. Il est donc raisonnable d’affirmer que dans les conditions actuelles de fabrication, les vibrations n’ont pas démontré leur influence sur le temps de remplissage du moule. D’ailleurs, les différentes fréquences testées (i.e., 138, 158 et 173 Hz) n’ont pas montré d’effets particuliers ni sur le procédé de fabrication, ni sur la pièce. C’est pour cette raison que tous les résultats des expériences avec vibrations ont été regroupés dans une seule catégorie (i.e., avec vibration).

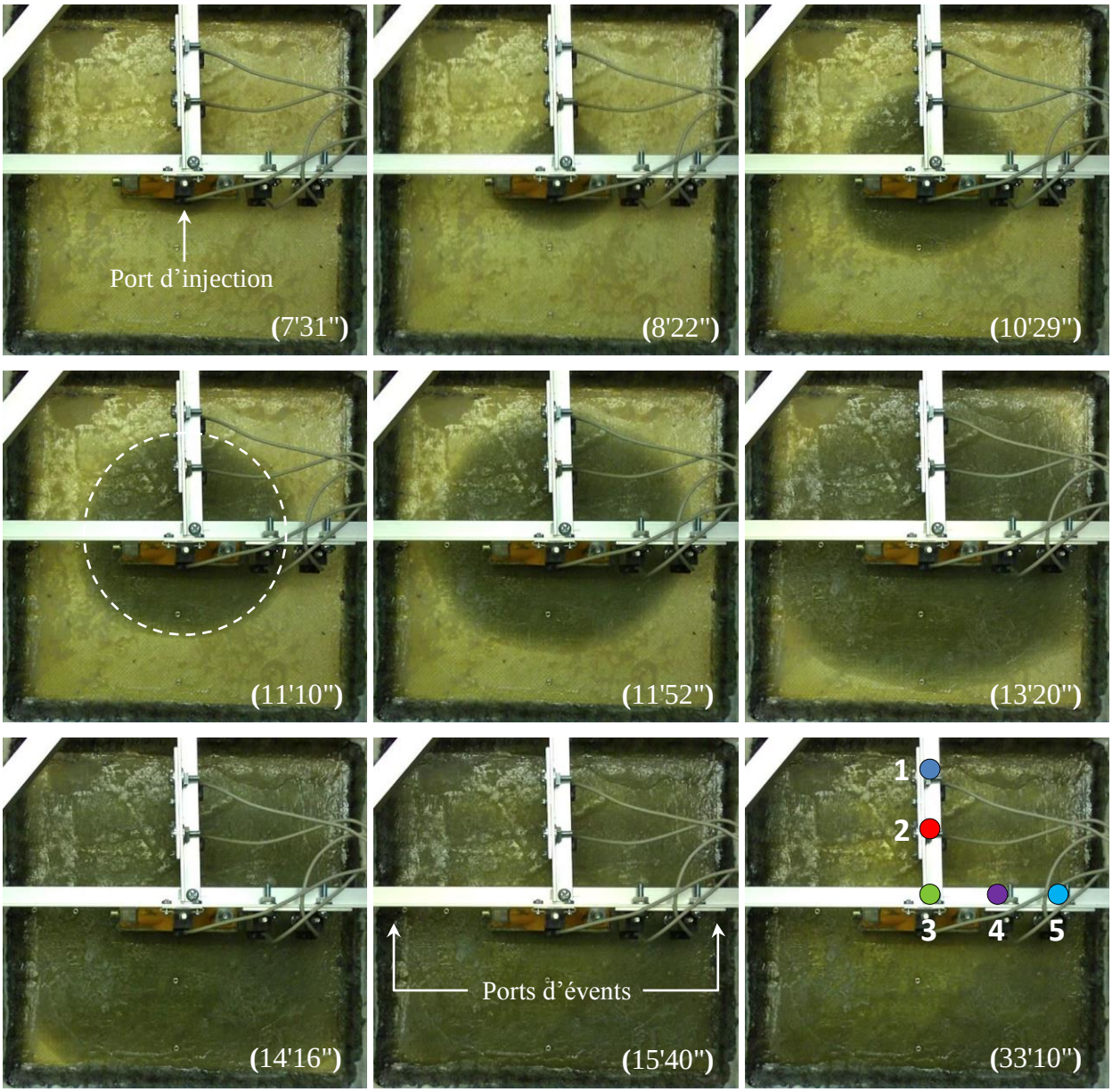


Figure 2-26 : Séquence de remplissage du moule RTM-Light sans vibration. Début de l'injection à 6'53".

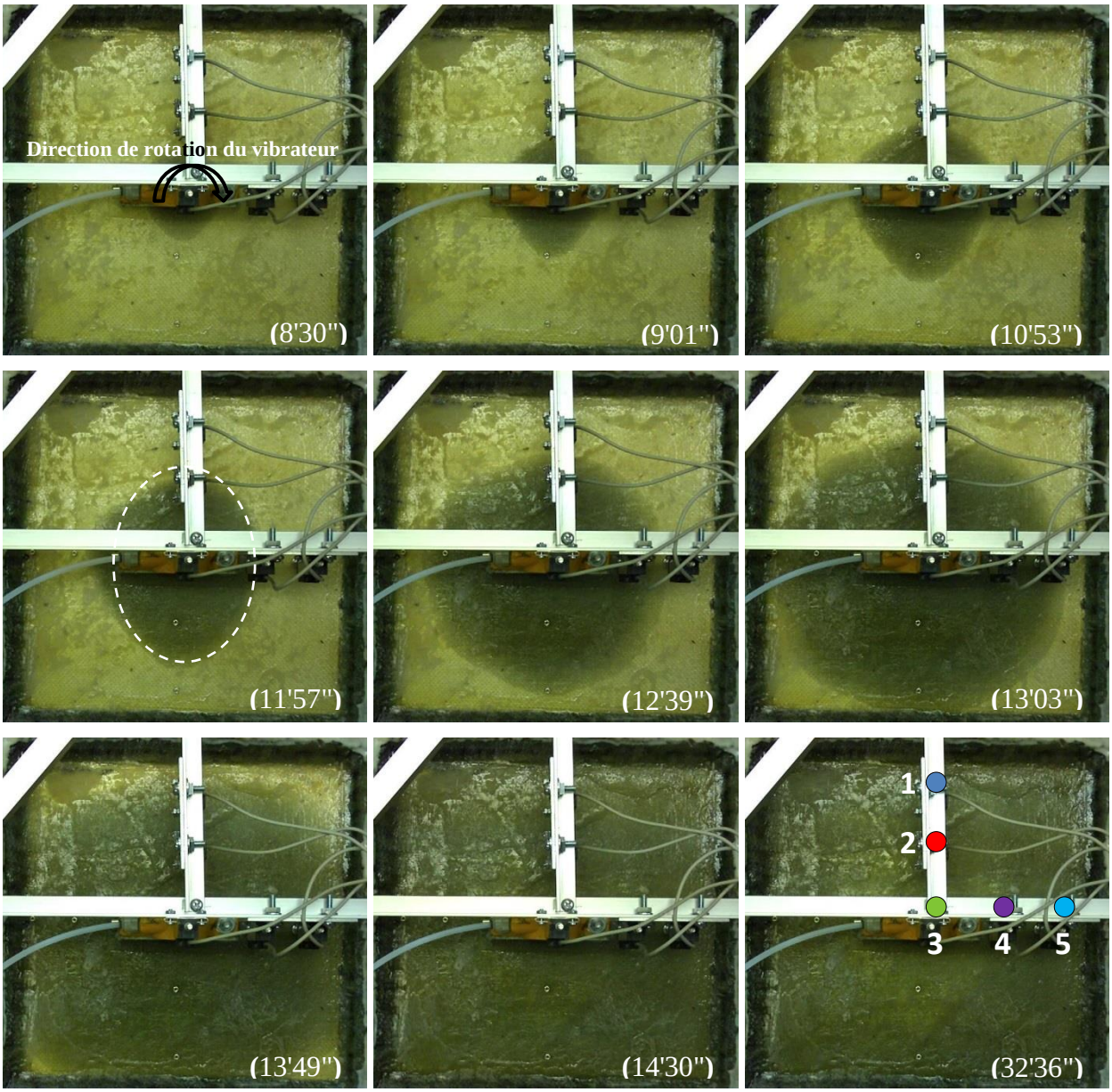


Figure 2-27 : Séquence de remplissage du moule RTM-Light avec vibration. Début de l'injection à 7'26".

En parallèle avec l'enregistrement de l'écoulement de la résine, la déformation du contre-moule a été mesurée au moyen des capteurs de déplacement linéaire (voir Figure 2-19). Les capteurs ont confirmé que malgré la présence de la préforme, la hauteur de la cavité pièce varie toujours selon l'emplacement des ports d'injection et d'évent. La Figure 2-28 et la Figure 2-29 montrent les

déplacements mesurés par les capteurs durant les 60 premières minutes de la mise en forme des plaques sans et avec vibration.

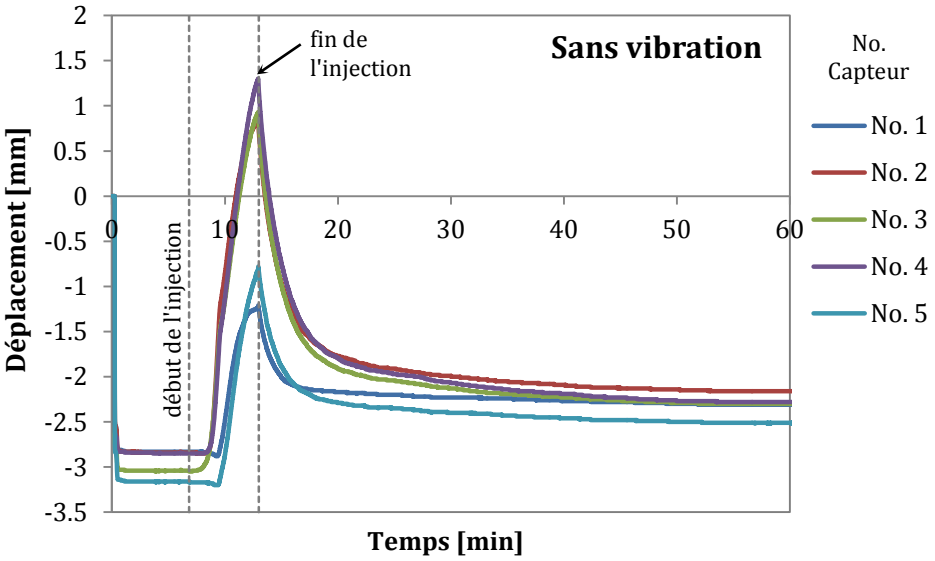


Figure 2-28 : Suivi de la déformation du contre-moule - sans vibration.

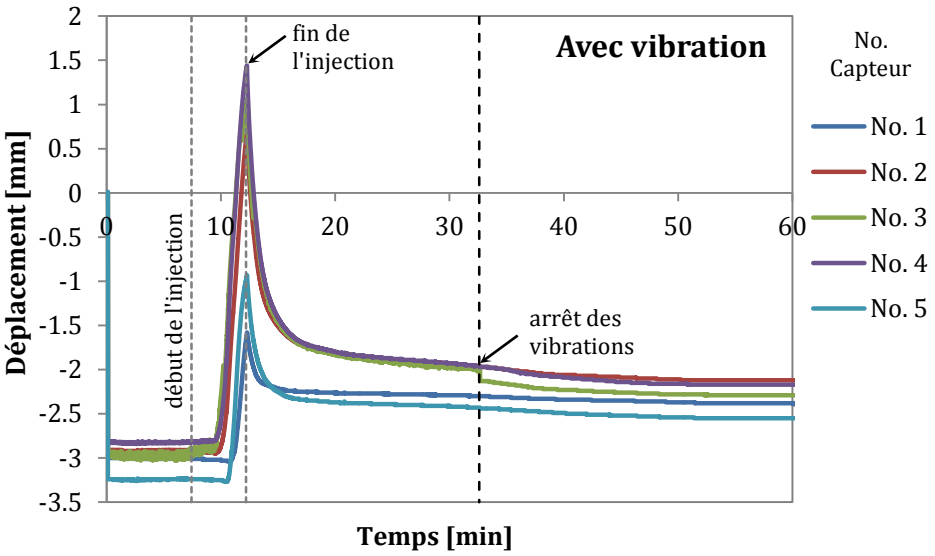


Figure 2-29: Suivi de la déformation du contre-moule - avec vibration.

Le déplacement négatif observé au temps 0 des essais correspond à la déformation du contre-moule causée par l'application du vide total dans la cavité périphérique et du vide partiel dans la cavité pièce. Ainsi, la cavité du moule se déforme jusqu'à 3 mm vers le bas. Notons que durant cette période, qui se termine avec le début de l'injection de la résine (autour de la minute 7), on observe déjà une différence entre les mesures prises par les capteurs placés au-dessus des ports d'injection et d'évent (capteurs 3 et 5) et celles des autres capteurs. Lorsque les essais ont été réalisés en présence des vibrations, la mesure du capteur 3 affiche un signal bruité. Suite à l'injection de la résine, un délai a été nécessaire avant d'observer l'effet sur la déformation du moule. À ce moment, les mesures se divisent en deux groupes selon l'emplacement des capteurs; au milieu du contre-moule (capteurs 2, 3 et 4) et au bord du contre-moule (capteurs 1 et 5). Ceux qui se trouvent au milieu affichent un déplacement plus élevé en raison de leur proximité avec le port d'injection. Avec le remplissage du moule, le déplacement augmente rapidement jusqu'à ce que la quantité prévue de résine ait été injectée. À ce moment, le déplacement chute abruptement indiquant la fin de l'injection.

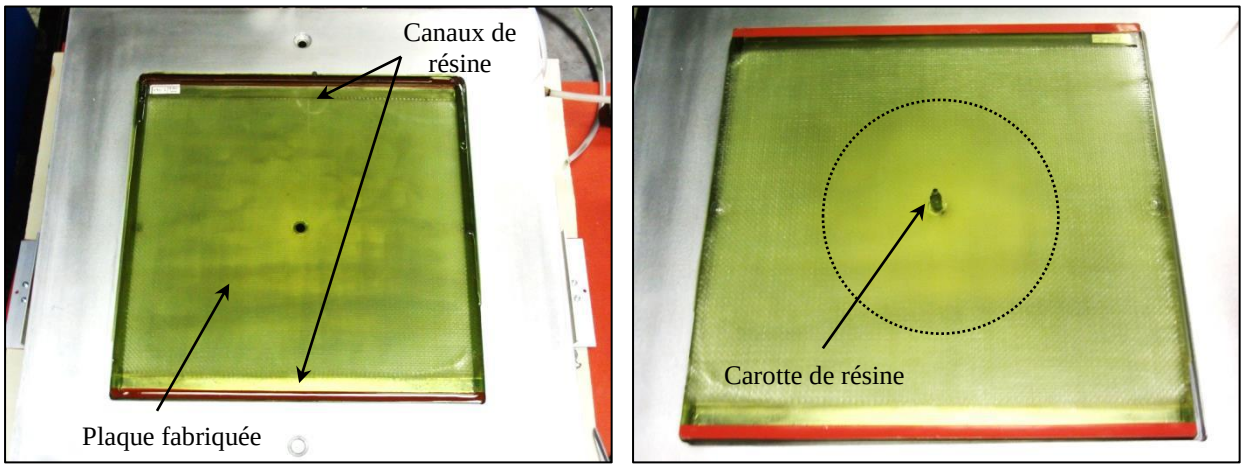
Au sujet du temps d'injection de la résine, une comparaison entre la Figure 2-28 et la Figure 2-29 montre qu'il est inférieur lorsque des vibrations sont employées. Toutefois, il faut remarquer que ceci n'a pas été le cas dans d'autres essais. À ce stade, il n'est donc pas possible de tirer des conclusions à cet égard. De plus, on a également observé que des temps d'injection plus courts ne correspondent pas forcément à des temps de remplissage du moule plus courts. Dans certains essais, la quantité de résine à injecter avait été atteinte rapidement. Toutefois, le remplissage du moule a pris plus de temps que lorsque le temps d'injection était plus long.

Une autre hypothèse concernant l'imprégnation du renfort exposé aux vibrations stipule que face à la perméabilité réduite de la préforme dans le plan, mais aussi à travers l'épaisseur, la résine pousse le contre-moule vers le haut et trouve un chemin en-dessous de la préforme. Dans les premiers instants, la résine s'écoule donc sous le renfort pour ensuite l'imprégner à travers l'épaisseur et finalement dans le plan.

La Figure 2-28 montre que l'écart entre les capteurs intérieurs (No. 2, 3 et 4) et extérieurs (No. 1 et 5) diminue avec le temps et après la minute 30, il devient très petit. Ceci résulte du nivèlement de l'épaisseur de la préforme lorsque l'imprégnation progresse. Étant donné que le capteur 5 se trouve au-dessus du port d'évent où le vide est tiré, cette partie du moule aura toujours une épaisseur plus faible. Dans le cas de plaques fabriquées avec des vibrations, les capteurs affichent des mesures plus écartées entre elles (voir Figure 2-29), même une heure après le début du test, ce qui aurait sans doute un impact sur la variabilité dans la mesure d'épaisseur.

Un relevé d'épaisseur a été effectué sur les plaques fabriquées. Les résultats ont montré que l'usage des vibrations avant et durant l'injection de la préforme amène à des plaques 7% plus épaisses que celles fabriquées sans vibration. En outre, le relevé d'épaisseur des plaques fabriquées avec vibration a présenté une dispersion trois fois plus élevée que pour les plaques sans vibration.

La Figure 2-30 montre les deux côtés d'une plaque fabriquée en présence des vibrations. La Figure 2-30a présente la surface de la plaque qui se trouve en contact avec le contre-moule. Il est possible d'observer que le moule a été complètement rempli de résine, incluant les canaux de circulation de résine situés sur les bords supérieur et inférieur de la préforme. De ce côté, la plaque est très homogène en terme de saturation du renfort. Figure 2-30b présente la surface de la plaque en contact avec le moule en aluminium. Ce côté de la plaque permet d'observer la carotte de résine au milieu de la plaque, indiquant la position du point d'injection. Cette image permet également d'apprécier une légère différence au niveau de l'imprégnation du renfort, où le centre de la plaque semble mieux saturé que sa périphérie. Ces remarques sont en accord avec le relevé d'épaisseur, lequel a démontré que toutes les plaques issues du deuxième plan expérimental présentaient une surépaisseur au centre de la plaque. Cette surépaisseur rejoint l'hypothèse selon laquelle la résine passerait au-dessus du renfort lorsque la perméabilité a été réduite par les vibrations.



(a) (b)

Figure 2-30 : Plaque fabriquée sous l'effet des vibrations dans le moule RTM-Light; (a) surface en contact avec le contre-moule; (b) surface en contact avec le moule en aluminium.

2.4.5 Conclusion

Une étude expérimentale a été menée sur un montage RTM-Light comportant un contre-moule vibrant dans le but d'évaluer l'influence des vibrations sur la mise en forme d'une plaque composite. Cette étude a permis en premier lieu de comprendre les enjeux propres d'un tel procédé de fabrication, où les propriétés géométriques et mécaniques du contre-moule sont très importantes pour la réussite de la pièce.

À propos du montage RTM-Light développé dans le cadre de ce travail, on a constaté que la raideur du contre-moule était insuffisante pour contrer la pression exercée par la résine, amenant ainsi le contre-moule à se déformer de façon inégale près des ports d'injection et d'évent. Il faut savoir que durant la conception du contre-moule, une certaine souplesse était recherchée afin de lui permettre de se déformer sous l'effet des vibrations. Toutefois, il semble que le contre-moule n'ait pas été assez rigide pour résister aux pressions de vide et d'injection utilisées. En conséquence, le contre-moule s'est déformé sous les pressions d'air et de résine, modifiant la hauteur de la cavité pièce durant la mise en forme des plaques. À la fin, ce changement de géométrie à l'intérieur du moule n'a pas permis de savoir si les vibrations avaient ou non un

impact sur le temps de remplissage du moule. D'ailleurs, les trois fréquences utilisées (138, 158 et 173 Hz) n'ont pas révélé de différences significatives ni sur le remplissage du moule, ni sur l'épaisseur des pièces fabriquées.

Malgré les inconvénients cités précédemment, ce montage a toutefois permis d'étudier la saturation de la préforme d'un point de vue qualitatif. Il a été possible d'observer l'impact des vibrations sur la structure fibreuse du renfort, notamment au niveau de la compaction et de la perméabilité. Un aspect qui n'avait pas été observé auparavant concerne la perméabilité du renfort qui semble être modifiée en privilégiant une direction tel qu'observé dans la Figure 2-27. Bien que la direction de rotation du vibrateur semble être responsable de ce phénomène, il existe aussi une possibilité que cette altération de l'écoulement de la résine soit provoquée par un autre phénomène impliquant une influence directe des vibrations sur le comportement rhéologique de la résine.

2.5 Conclusion générale de l'étude préliminaire

Ce chapitre a recueilli les résultats d'une vaste étude expérimentale préliminaire ayant pour objectif d'évaluer quatre techniques permettant d'incorporer des vibrations dans les procédés de mise en forme de composites par LCM. Indépendamment des caractéristiques techniques de chaque approche, le critère d'évaluation commun a porté sur l'influence des vibrations sur l'avancement du front de résine et sur l'épaisseur des pièces fabriquées.

Contrairement à ce qui était prévu au début de cette étude, les résultats des essais n'ont pas confirmé d'avantages précis sur l'emploi des vibrations pour accélérer le front d'écoulement de résine dans des procédés de mise en forme utilisant un contre-moule flexible (e.g., infusion, RTM-Light). Dans certains cas où les vibrations ont été utilisées durant l'imprégnation des renforts, le temps de remplissage du moule a diminué. Toutefois, les plaques fabriquées ainsi ont été très irrégulières au niveau de l'épaisseur et plus épaisses que d'autres plaques fabriquées sous les mêmes conditions, mais sans vibration. On suppose que lorsque les vibrations sont appliquées

durant l'imprégnation de la préforme, l'écoulement de la résine agit sur le renfort en augmentant son épaisseur, ce qui contribue finalement à accélérer le remplissage du moule. Bien que sous certaines conditions les vibrations puissent contribuer à accélérer le front d'écoulement de résine, elles semblent aussi être contre-productives au niveau de l'épaisseur des pièces.

Des observations plus détaillées sur les résultats des essais où les préformes sont exposées directement aux vibrations ont révélé que ces dernières sont en mesure de modifier le réseau fibreux des renforts, les rendant plus compact. Dans ce cas, les vibrations auraient l'avantage de promouvoir la compaction des renforts et de produire ainsi des pièces composites avec des taux de fibres plus élevés. Cependant, plus le renfort est densifié, plus la perméabilité diminue, ce qui mène à des temps de remplissage plus longs.

Le bilan de cette étude exploratoire a abouti en deux possibles voies pour la suite à cette recherche. Il s'agit d'étudier l'impact des vibrations (i) sur l'écoulement de la résine et (ii) sur la compaction des renforts. Parmi ces deux sujets, c'est le deuxième qui a été choisi car non seulement il semble le plus prometteur, mais aussi car le laboratoire dispose de l'équipement approprié pour effectuer cette recherche et la mener à terme.

CHAPITRE 3 ARTICLE 1: HIGH-FREQUENCY VIBRATIONS ON THE COMPACTION OF DRY FIBROUS REINFORCEMENTS

Julian Gutiérrez, Edu Ruiz, François Trochu

Department of Mechanical Engineering, Chaire sur les Composites à Haute Performance (CCHP), Centre de Recherches en Plasturgie et Composites (CREPEC), Ecole Polytechnique de Montreal, 6079, Montréal, Québec, H3C 3A7, Canada

Cet article a été publié le 28 février 2013 à la revue scientifique *Advanced Composite Materials*.

3.1 Abstract

Liquid Composite Molding (LCM) is a composite manufacturing technique, in which a dry fibrous reinforcement is placed inside a mold, impregnated with a liquid resin and cured. During the fabrication process, the fibrous preform is subject to through-thickness and in-plane deformations. These deformations may affect the quality of the components and their mechanical performance. Hence, the compaction behavior of the reinforcement is crucial in order to predict its deformation during processing. The present work deals with the first stage of LCM manufacturing, during which the dry preform is draped into the rigid base mold and then compressed during closure of the upper mold. Under traditional manufacturing conditions, the preform is subjected to a single static compressive load. In the current study, controlled vibrations are applied to the preform before static compaction. These vibrations have a strong impact on nesting and on the further static compaction behavior of the reinforcement. The scope of this investigation is to study the influence of vibration parameters such as amplitude and frequency on the compaction of continuous fiber beds used to reinforce high performance composites. Mechanical tests were performed using a special DMA instrument that allows characterizing the dynamic compaction of fibrous reinforcements at high frequency.

Keywords: composites manufacturing; compaction; vibration; nesting.

3.2 Introduction

Liquid Composite Molding (LCM) is a widely used manufacturing technique of composite components of medium and large size. In the past decades, composite materials have had a deep impact in many industrial fields from aeronautics to automotive and sports, leading to the development of a range of new manufacturing techniques. LCM processes consist of injecting a liquid resin through fibrous reinforcements. After resin impregnation, the composite is kept under pressure and then allowed to cure. Three main fields of investigation arise in LCM: the compressibility of the fibrous reinforcement, mold filling and resin polymerization. The present study focuses on compressibility. Understanding the preform behavior under compressive loads is a key issue to predict the force required to close the mold [1, 2]. This permits a proper dimensioning of the clamping press in RTM and allows predicting the fiber volume fraction in Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI) [3]. Besides, the compressibility of fibrous materials has been associated to changes in the fiber bed permeability [4, 5], part thickness [6] and inter-laminar properties [7].

During fiber bed compaction at high fiber volume content, the elevated compressive force may create a deformation of the upper mold leading to a non-uniform thickness along the part. This is frequently observed in RTM-Light processes, in which the mold is semi-rigid. In many high end applications such as aeronautics, part thickness and fiber volume fraction have to be uniform and well controlled for certification purposes. In such applications, the use of static compaction may not be the best approach for achieving the desired fiber volume content.

In the case of complex parts, it is often required to cut several layers of different shapes that are draped on a double curvature surface. In these applications overlaps are frequently observed, resulting in a higher number of layers and hence a higher fiber volume content (V_f). These local increments of V_f induce stress concentrations during mold closure. For this reason, mold and clamping equipments are over-dimensioned in order to ensure constant thickness of the part and minimize creep deformation. The use of controlled high frequency vibrations can possibly help

not only in reducing the variability of *Vf*, but also to lower the mold deformation and the clamping force.

The idea of using vibrations on composite manufacturing is not new. In fact, the use of compressive pulsations in LCM processes has been the object of recent studies [8, 9]. Some investigations found that applying vibrations on the mold during resin impregnation reduces the mold filling time [10-12]. According to these authors, vibrations allow reducing the resin viscosity by shear-thinning. Moreover, Muric-Nesic et al. [13] reported that the void content in polymer composites can be reduced when the mold undergoes vibrations after resin saturation. In this case, vibrations are expected to improve air bubble dissolution by buoyancy, contributing to lower void content in parts. Kruckenberg et al. [14] studied the response of dry and lubricated plain weave fabrics subjected to repeated compaction. The tests were limited to 10 Hz and conducted with a universal testing machine have shown that sequential compaction improves the fiber network reorganization, resulting in higher fiber volume fractions. The authors suggest that results can be improved by increasing the number of layers and the compaction frequency, and by using low viscosity lubricated samples.

The present investigation explores the impact of high frequency vibrations on the compaction response of dry fibrous reinforcements. Contrary to previous studies, in this case the fabrics are subjected to vibrations before compaction and resin impregnation. Firstly, static compaction tests were carried out on two fiberglass fabrics and the nesting and creep behaviors were analyzed. Secondly, a vibration-assisted technique was implemented to evaluate the impact of vibrations on fabric compaction. Finally, the results of these two different compaction procedures (i.e., static and vibration-assisted) will be discussed and compared.

3.3 Compaction of fibrous reinforcements

3.3.1 Geometric and mechanical behavior

Observing the whole compaction process, the interaction among fibers can be studied as long as two or more fabric layers are piled up. At this stage, when no pressure is applied, the layers are in contact with each other in only a very few spots. Friction forces at the contact points between layers prevent yarns from slipping. When a compaction pressure is applied, it overcomes inter-yarn and/or inter-fiber frictional forces and slippage of fibers takes place on two different scales. On the microscopic scale, tow filaments slip into the free space between each other, reducing the pores among the fibers and flattening the yarn bundle from their initial configuration into an ellipse of higher aspect ratio [15]. Simultaneously, at the mesoscopic scale, fabric tows slide in the larger available spaces where the stacking structure is not stable. Warp and weft bundles are slightly reoriented to accommodate changes in the local microscopic geometry, giving place to nesting and inter-layer packing. These mechanisms, individually and combined, determine the initial irreversible microstructure of the preform. In these phenomena, thickness reduction comes almost entirely from the apparent compressibility of the interstitial space between yarns, and not from the compressibility of the fiber solid material [16].

In the pressure-thickness relation of Figure 3-1, the initial fabric compaction follows a linear regime when the resistance is almost negligible. As compaction pressure continues to increase, a nonlinear behavior takes place. The number of contact points increases with pressure and yarn deformation, while higher inter-fiber friction resists deformation. This is an unstable regime, in which the topology of the fibrous network evolves randomly, changing continuously the number of contact points and the stiffness [17]. Gupta et al. [18] reported that the true contact area in a fibrous material increases exponentially with the load. Once the larger spaces have been filled and the remaining interstitial openings are arranged in a more stable structure, the total deformation results in the compression of the fiber tows [16]. The tows, idealized as sinusoidal waveforms, decrease their amplitude, while the area of their cross-section decreases too [19].

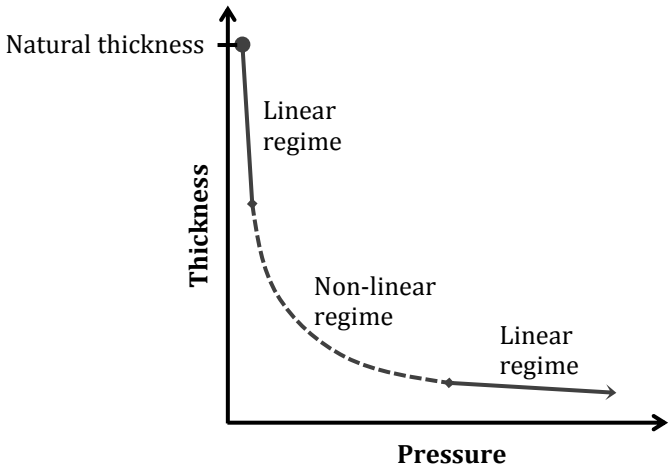


Figure 3-1 : Typical thickness-pressure compaction curve of fibrous material.

Further increase in pressure leads to the last regime of compaction. At this stage, yarns are mostly flattened, fibers are in contact and the pores of the interstitial spaces become isolated and surrounded by solid material. The compressibility of such enclosed pores is assumed to be a function of the elastic fiber compressibility. In this last stage, the preform geometry at the microscopic level has reached a consistent solid state [16].

3.3.2 Fiber nesting

Nesting results from lateral and vertical shifts of fibers inside the yarn and of fiber bundles between neighboring layers (i.e., inter-fiber and inter-layer slippage). Figure 3-2 shows schematically the geometric effects of nesting on a plain weave fabric cross-section. In a laminate, nesting is evidenced by a decrement in thickness per layer where the number of layers increases. Consequently, the fiber volume fraction becomes larger when more layers are stacked together [20]. According to numerous authors [21-24] nesting represents one of the most important contributions to preforms compaction.

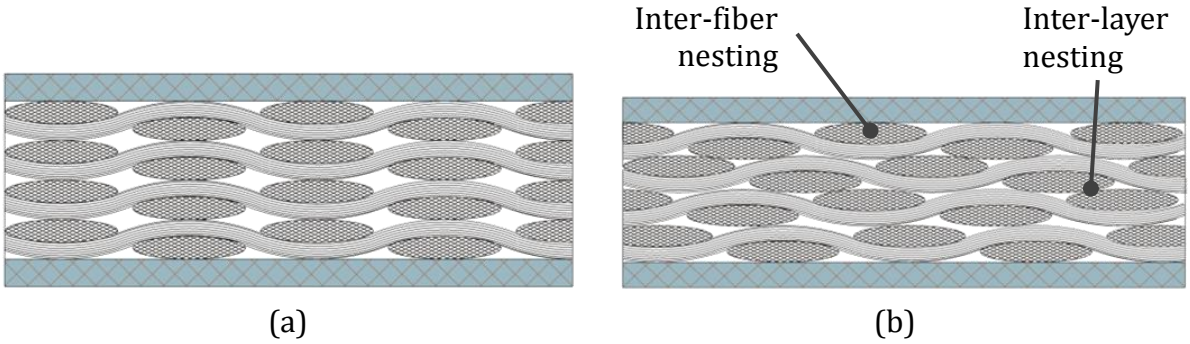


Figure 3-2 : Nesting of plain weave fabric layers : (a) stacked plies; (b) after nesting

Nesting has shown to display favorable effects over important factors such as fiber volume fraction, preform springback [25], inter-laminar shear stress [7] and micro-cracks propagation [26]. Fabric topology plays a key role on nesting. In fact, it has been demonstrated that certain weaving patterns are more likely to nest than others [6, 20]. In addition to the intrinsic fabric "nestability", other parameters such as fiber surface properties and fabric draping also affect fiber network reorganization. To summarize, fiber properties, preform geometry and weaving techniques contribute to the tribological conditions that determine whether fiber slippage takes place or not.

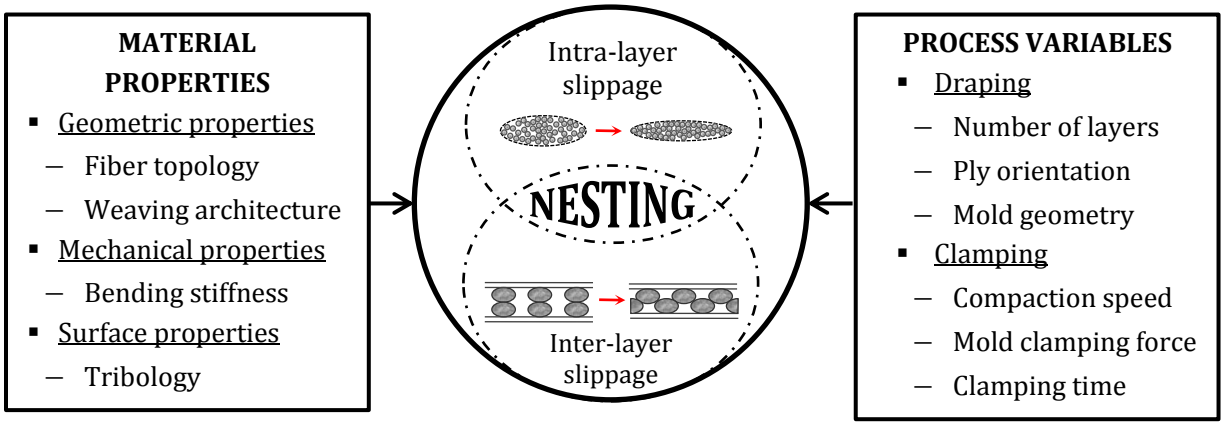


Figure 3-3 : Main factors affecting fiber nesting

Figure 3-3 sums up the main factors that influence nesting. The intrinsic material properties that cause nesting come from the fiber network topology, the mechanical and/or chemical sizing and the bending stiffness of fibers. The process variables contributing to nesting are related to draping and mold clamping conditions. Both material properties and process variables contribute to the compaction behavior and to the maximum fiber volume fraction attainable.

3.4 Materials and experimental techniques

3.4.1 Testing equipment

In this study, a Dynamical Mechanical Analyzer (DMA+450 from 01dB-Metravib, France) was used to investigate the compaction of two fiberglass fabrics (see Figure 3-4). This instrument consists of a dynamic shaker capable of imposing sinusoidal strains and stresses to the sample. Frequency and amplitude of the oscillatory input are controlled by the software application *Dynatest*. By measuring the specimen's response in force or deformation, as well as the lag between the stress and strain sine waves, it is possible to calculate the viscoelastic properties of the tested material. The DMA+450 can reach forces up to 450 N and depending on the specimen's stiffness its frequency ranges from 1×10^{-5} to 1000 Hz.

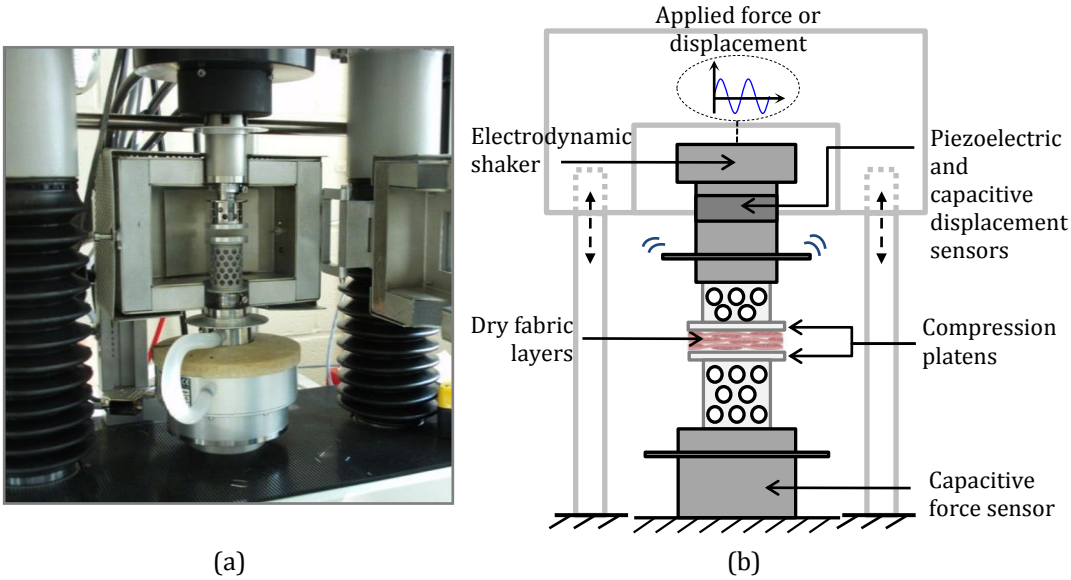


Figure 3-4 : Dynamic Mechanical Analyser DMA *+450*: (a) photograph of the actual instrument; (b) schematic of the apparatus.

A static load cell with a capacitive sensor measures the testing force at frequencies up to 400 Hz. For higher frequencies, a piezoelectric force sensor must be employed. Regarding the specimen holder, two circular platens of 40 mm in diameter were used. During testing, the platen attached to the dynamic shaker is limited to a vertical displacement of 6 mm. The strain measurement is carried out alternatively by the capacitive displacement sensor and the piezoelectric sensor.

3.4.2 Reinforcement materials

In this work, two types of fibrous reinforcements were studied; a Biaxial Non Crimp Fabric (BNCF) and a Plain Weave Fabric (PWF). Figure 3-5 presents scanned images of the selected reinforcements. These fabrics supplied by J.B. Martin Ltd. have been woven using the same type of roving material and present similar physical characteristics (see Table 3-1)

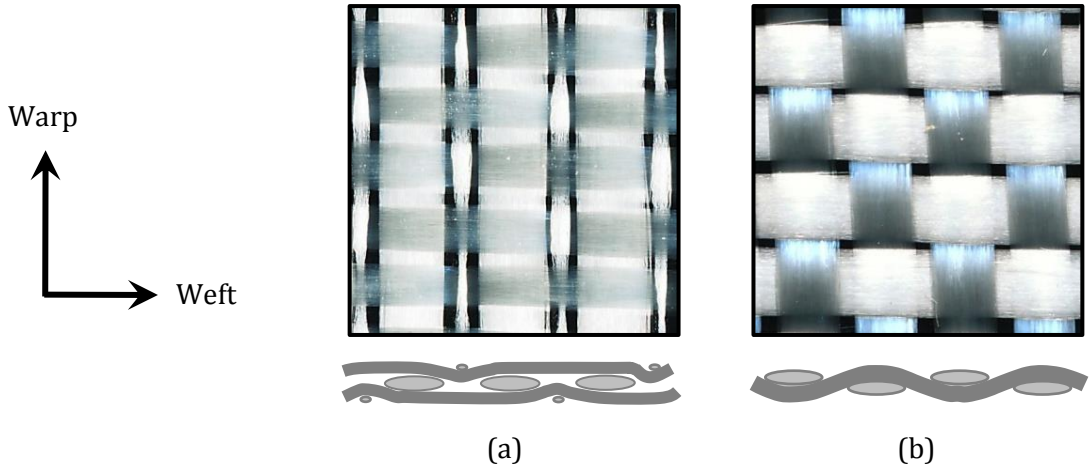


Figure 3-5 : Reinforcing materials investigated : (a) BNCF reinforcement; (b) PWF fabric from JB Martin Ltd.

Table 3-1 : Specifications of reinforcing material.

Material	Areal density ($g\ m^{-2}$)	Ply thickness† (mm)	Linear density‡ (g/1000m)		Tow count‡ (ends/cm)	
			Warp	Weft	Warp	Weft
Biaxial non-crimp fabric	500.285 ± 3.06*	0.632 ± 0.006*	735	275	3.1	5.2
Plain weave fabric	588.096 ± 2.21*	0.568 ± 0.014*	750	750	4	3.9

Notes: *Student's (*t*) distribution with a 95% confidence level. †The ply thickness was measured at a compressive pressure of 10 kPa. ‡Data from manufacturer.

The BNCF reinforcement is made out of three unidirectional E-glass fiber layers arrayed orthogonally (90°/0°/90°) and stitched together using polyester binder filaments in the warp direction. The PWF reinforcement is a balanced fabric, meaning that the same tows are used in the warp and weft directions. However, because of the tensile forces exerted on the warp tows during the weaving process, these are tighter, giving a slightly higher tow count in this direction.

3.4.3 Compaction experiments

The compaction response of the selected reinforcements has been evaluated through a series of experiments. Firstly, in order to evaluate nesting behavior, static compaction tests were carried out on a single layer as well as on stacks of 3 and 6 layers. Secondly, to study the impact of vibrations on compaction, an alternative vibration-assisted compaction technique was carried out with the two fabrics. The tests conducted are described in Figure 3-6 and Figure 3-7.

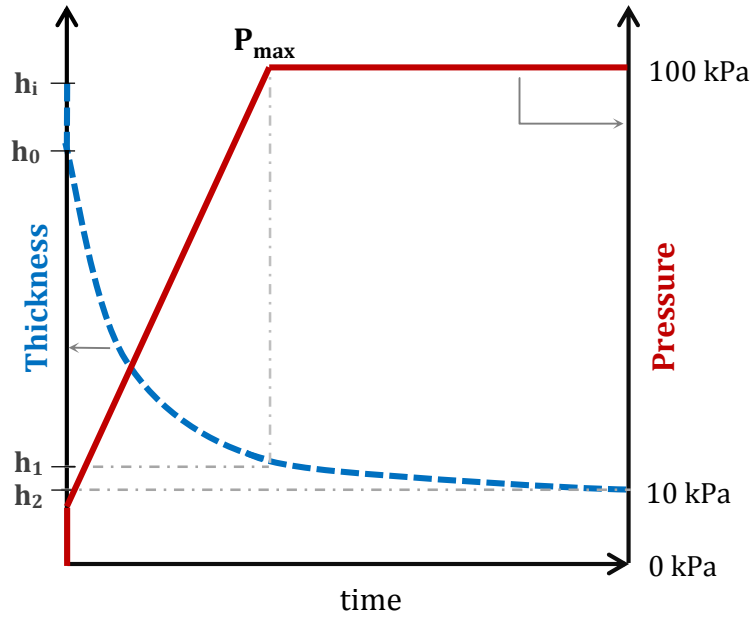


Figure 3-6 : Description of the static compaction followed by creep.

Figure 3-6 shows the static compaction and creep tests. The thickness hi at rest is measured on the piled layers when no pressure is applied. Then, to assure the contact between the compression platens and the preform before the test, a pre-compaction pressure of 10 kPa is applied leading to the initial thickness h0 at time zero. Later, when the compaction pressure reaches 100 kPa, the preform reduces its thickness down to h1. At last, the pressure is kept constant during 2 minutes to observe the creep behavior of the fibrous material. The final thickness h2 is obtained at the end of this period.

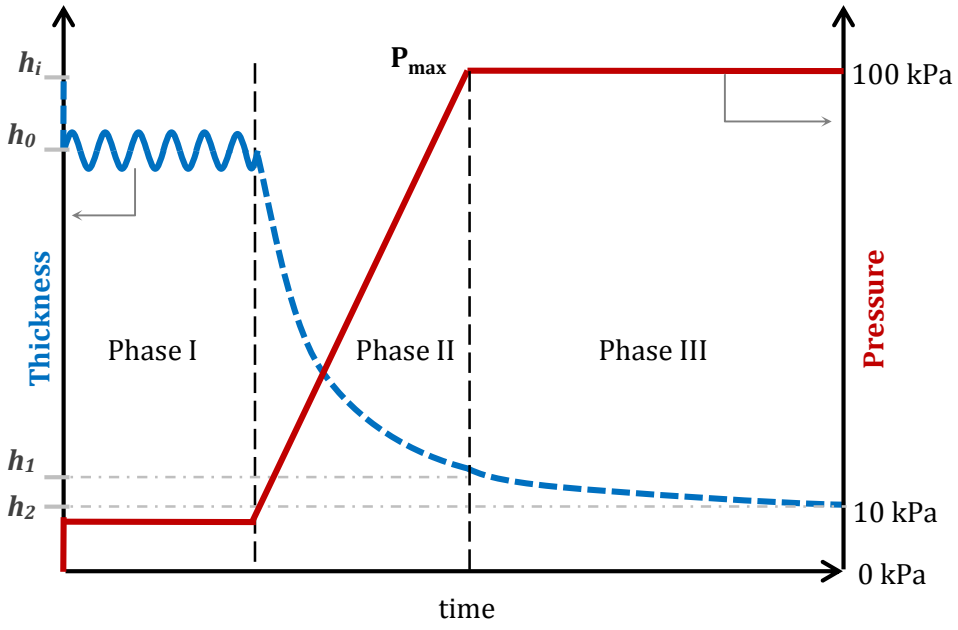


Figure 3-7 : Description of the vibration-assisted compaction and creep.

The vibration-assisted compaction and creep test shown in Figure 3-7 is composed of three phases. In the initial stage (I), the preloaded fibrous material is subjected during 120 seconds to controlled vibrations at given frequencies and amplitudes. Afterwards in Phase II, the 100 kPa static compaction is applied, and at last in Phase III, the pressure remains constant during 2 minutes. Phases II and III reproduce the static compaction and creep tests depicted in Figure 3-6.

Fabric specimens were all cut from the same position in the roll, avoiding the sides where fabrics are often damaged because of handling and storage. A cutting die was used to warranty uniform sample dimensions of 50 mm x 50 mm. After cutting, specimens were carefully placed on the DMA bottom platen, preserving the same warp and weft directions between layers. If during this manipulation any fiber tow is detached from the specimen, the ply was discarded and replaced by a new one. This procedure was followed systematically in order to minimize sample variability. The reported data on each set of experiments represent the arithmetic mean of 5 successful tests. All tests were performed at room temperature.

The misalignment of DMA platens may induce important variations on the resulting fiber volume fraction. For this reason, the platens alignment was evaluated using a pressure sensor film to reveal the pressure distribution between the platens when they are in contact. A slight misalignment was observed and then measured using thickness gauges. After some adjustments, this misalignment was reduced from 100 µm to nearly 35 µm, which is an acceptable tolerance considering that it represents less than 5% of the thickness variation during the compression of a single layer.

3.5 Results and discussion

3.5.1 Nesting study

A series of experiments were performed with a single layer as well as with stacks of 3 and 6 layers to study the compaction and nesting behavior of the two fabrics investigated. Preforms were compacted at a rate of 5 mm min-1, up to a maximum pressure of 200 kPa. The decrease of thickness per layer while increasing the number of layers is a clear evidence of the nesting phenomena. Figure 3-8 and Figure 3-9 display these observations for the BNCF and PWF reinforcements respectively.

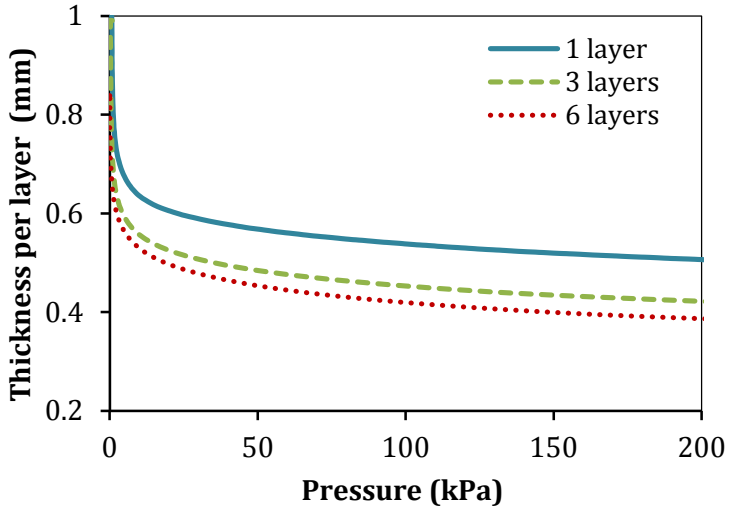


Figure 3-8 : Evolution of the thickness per layer for BNCF preforms containing one, three, and six layers.

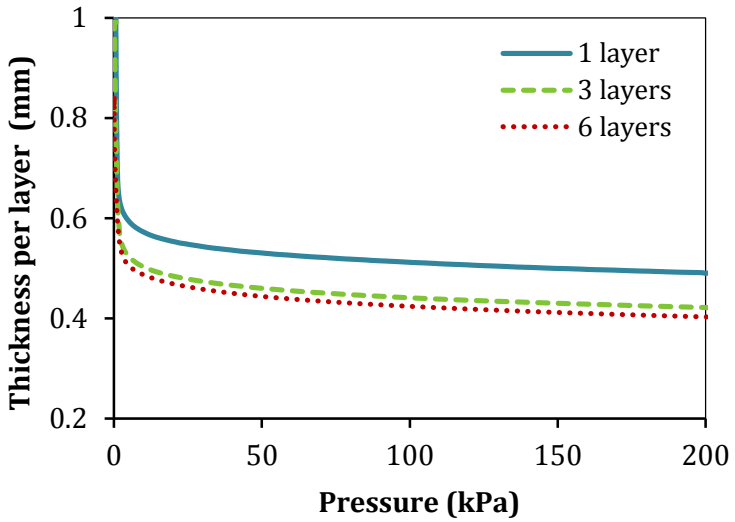


Figure 3-9 : Evolution of the thickness per layer for PWF preforms containing one, three, and six layers.

Nesting takes place from the beginning of compaction until the maximum pressure is attained. At 200 kPa the biaxial non crimp fabric seems to be able to continue decreasing in thickness at a nonlinear rate (refer to Figure 3-1). In addition, the gap between the curves for 3 and 6 layers is large enough to suppose that further nesting can be attained if the number of layers and pressure increase. The compaction behavior of the plain weave fabric is quite different. At 200 kPa the fabric compaction seems to progress linearly (third regime in Figure 3-1). Besides, the addition of 3 to 6 layers decreases slightly the thickness per layer. This indicates that further nesting would be rather difficult. Figure 3-10 depicts the increment in fiber volume fraction with the number of layers for both materials. When the number of layers increases from 3 to 6, the BNFC fiber volume fraction grows by 4.2%, while for the PWF barely changed 0.5%. Similar observations were reported by Lomov et al. [20] and Saunders et al. [27].

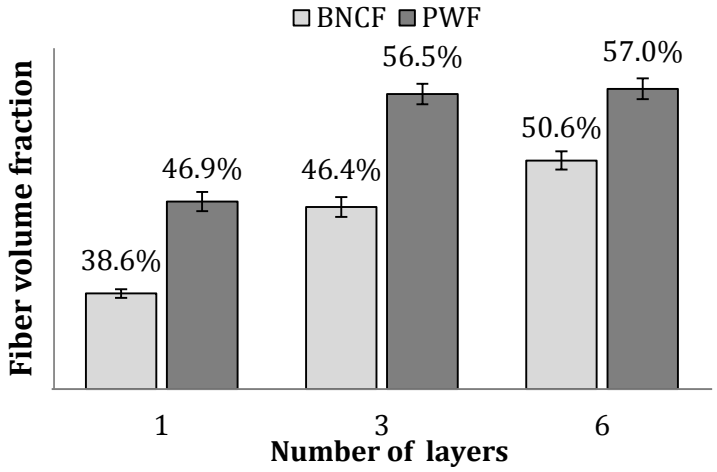


Figure 3-10 : Increase in fiber volume fraction with the number of layers for the PWF and BNCF reinforcements at a compression pressure of 200 kPa.

3.5.2 Static compaction tests

Static compaction and creep tests reproduce the conditions that dry reinforcements endure during manufacturing processes with a deformable upper mold, such as Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI) and Light Resin Transfer Molding (LRTM). In these processes the mold closing force is provided by the atmospheric pressure before resin infusion. Experiments were performed on stacks of 4 layers of PWF and BNCF using the parameters shown in Table 3-2.

Table 3-2 : Parameters of the compaction and creep tests

Number of layers	Pre-load (kPa)	Compaction speed (N s^{-1})	Max. pressure (kPa)	Creep time @ 100 kPa (s)
4	10	10	100	120

The fiber volume fraction is calculated at each step by equation (3-1) below, where n is the number of layers, A_w the fabric areal density, h_n the thickness of the preform at a given compaction stage and ρ_f the density of glass fibers.

$$V_f = \frac{n \cdot A_w}{h_n \cdot \rho_f} \tag{3-1}$$

The two fabrics tested exhibit different compaction behaviors as shown in Figure 3-11 : Results of static compaction tests on the two reinforcements investigated. The plain weave fabric reaches a fiber volume fraction of 54% at 100 kPa while the non-crimp fabric attains only 45% for the same compaction load.

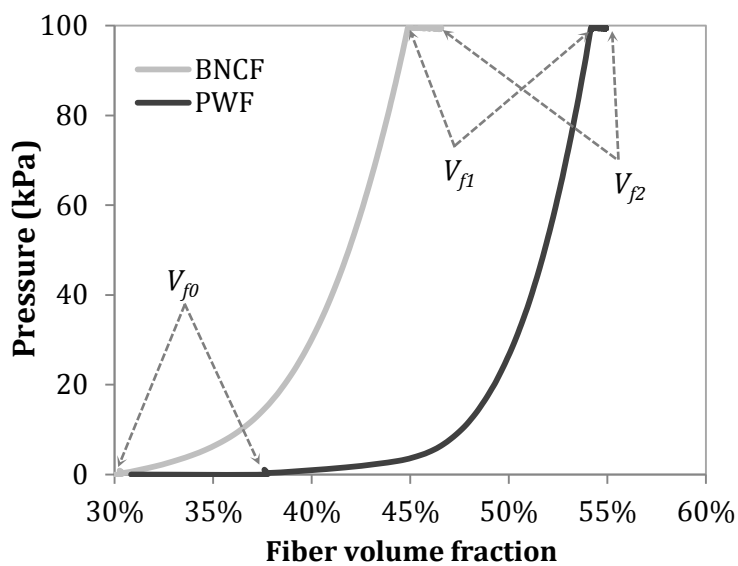


Figure 3-11 : Results of static compaction tests on the two reinforcements investigated

The variation of fiber volume fraction during compaction is divided into three stages as presented in Figure 3-6. Note that V_{fo} in Figure 3-11 corresponds to h_0 in Figure 3-6; the same for V_{f1} and V_{f2} which correspond to h_1 and h_2 respectively.

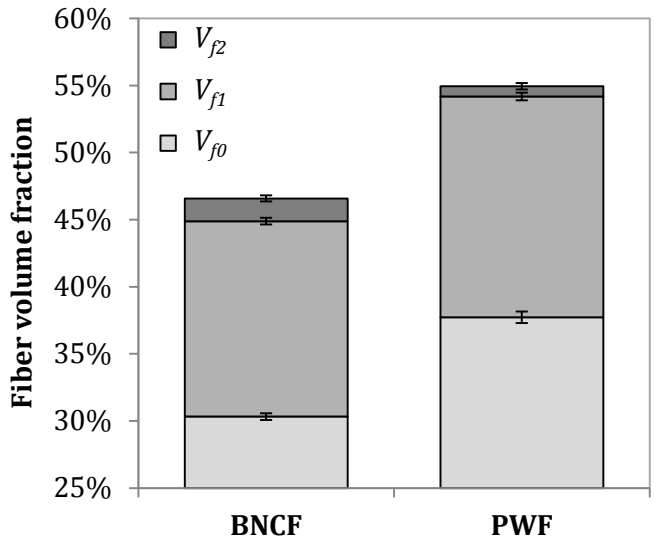


Figure 3-12 : Increment in fiber volume fraction after static compaction

Figure 3-12 depicts the variations of fiber volume content for each reinforcing material during static compaction. Both fabrics have a natural V_f of around 25% when no pressure is applied. After an initial precompaction load of 10 kPa, the initial fiber volume content V_{fo} reaches 30% for the BNCF, and 37% for the PWF. After compaction at 100 kPa, the same behavior is observed for both fabrics. However, a difference occurs during the creep stage indicating that more relaxation takes place with the BNCF than with the PWF. This behavior is probably due to the spring effect of woven fabrics rather than pure nesting between fibers.

3.5.3 Vibration-Assisted compaction tests

The vibration-assisted compaction test consists of applying a vibration excitation to the fabrics prior to compaction (see Figure 3-7). Three compaction frequencies were tested and combined with two different amplitudes. As described in Table 3-3, the tested amplitudes for the first two frequencies (10 and 100 Hz) were 50 and 100 µm, while for the higher frequency (300 Hz), amplitudes of 50 and 80 µm were applied. As a matter of fact, at 300 Hz the DMA limits the maximum amplitude to 80 µm. In all cases, steady vibration was imposed during 120 seconds.

During the second phase, static compaction and creep tests were performed exactly as in the set of first experiments. Figure 3-13 and Figure 3-15 display the results of these experiments for the BNFC and PWF respectively.

Table 3-3 : Parameters used in the vibration-assisted compaction and creep tests

Preform		Phase I (120 seconds)				Phase II		
Fabric	No. of layers	Preload (kPa)	Frequency (Hz)	Amplitude (μm) (a)	Amplitude (μm) (b)	Compaction speed (N s^{-1})	Max. pressure (kPa)	Creep time @ 100KPa (s)
BNFC PWF	4	10	10	50	100	10	100	120
			100	50	100			
			300	50	80			

Figure 3-13 shows that applying the vibration-assisted technique to the BNCF increases V_f by nearly 2.5%. Most importantly, if a V_f of 45% is desired for a composite part, it will normally require a clamping force of 100 kPa on the mold. By applying the vibratory precompaction, the clamping force can be reduced to 70 kPa. A 30% smaller force means that less stiffness is required for the mold and less energy is spent to close it. Figure 3-14 shows the fiber volume fraction attained after different vibration conditions. During the pre-compaction stage at 10 kPa it was observed that applying a vibration-assisted excitation increases the fiber volume fraction V_{fo} compared to the baseline (static compaction). This can be explained by the vibrations that promote inter- and intra-layer slippage, and hence induce premature nesting. The higher increment was found for frequencies of 10 and 300 Hz. These results show that the amplitude of oscillation has no real influence on V_f. Only a slight variation can be observed for tests at 10 Hz for amplitudes of 50 and 100 μm. The final fiber volume fraction after the compaction stage II (V_{f1}) shows a similar behavior. The last compaction stage (V_{f2}) during the creep period indicates that the gain in fiber volume content is the same whether static or vibration-assisted compaction is carried out. This means that vibrations affect the way and speed of fiber reorganization, but have no impact on creep.

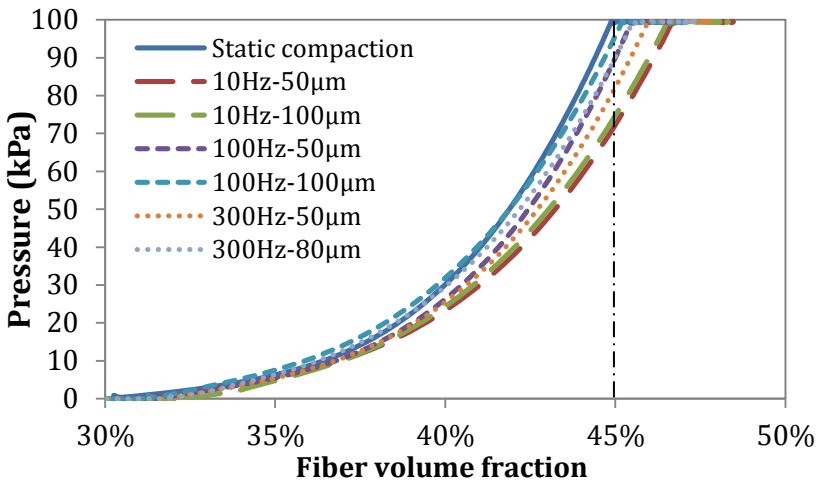


Figure 3-13 : Results of the vibration-assisted compaction for the BNCF.

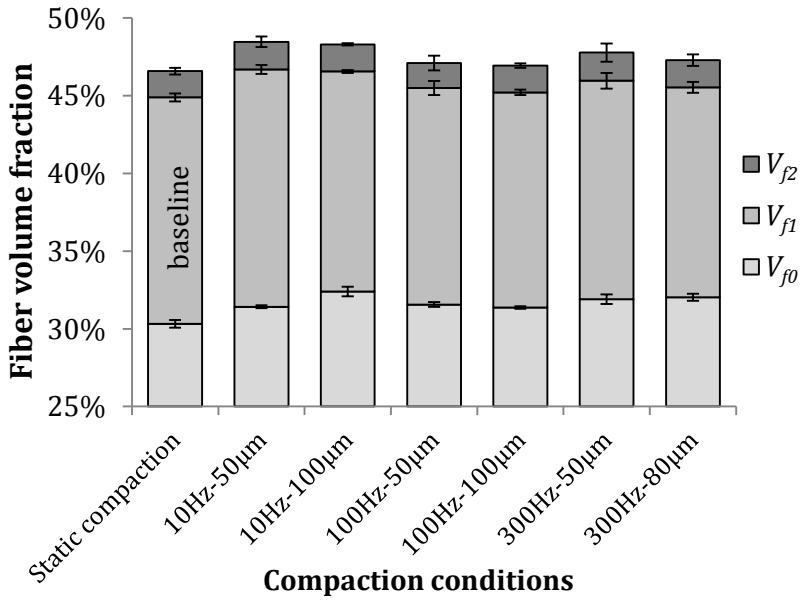


Figure 3-14 : Increment in the fiber volume fraction during static and vibration-assisted compaction for the BNCF reinforcement.

The plain weave fabric displays a similar behavior as the BNCF when subjected to vibration-assisted compaction (see Figure 3-15). In this case, the impact of vibrations on the compaction curve is higher than for the previous reinforcements with a reported increase of 3.2% on V_f.

Moreover, the force usually required to reach a V_f of 54% under static compaction is reduced from 100 to 40 kPa with the vibration-assisted technique.

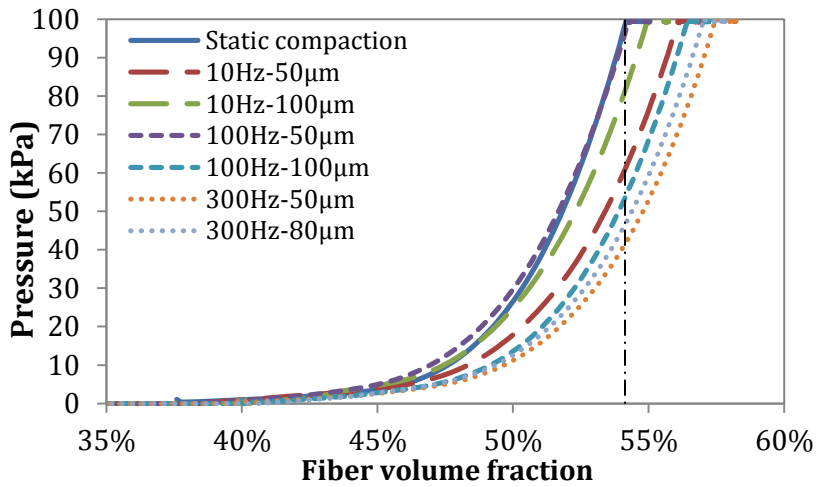


Figure 3-15 : Results of vibration-assisted compaction tests for the PWF reinforcement.

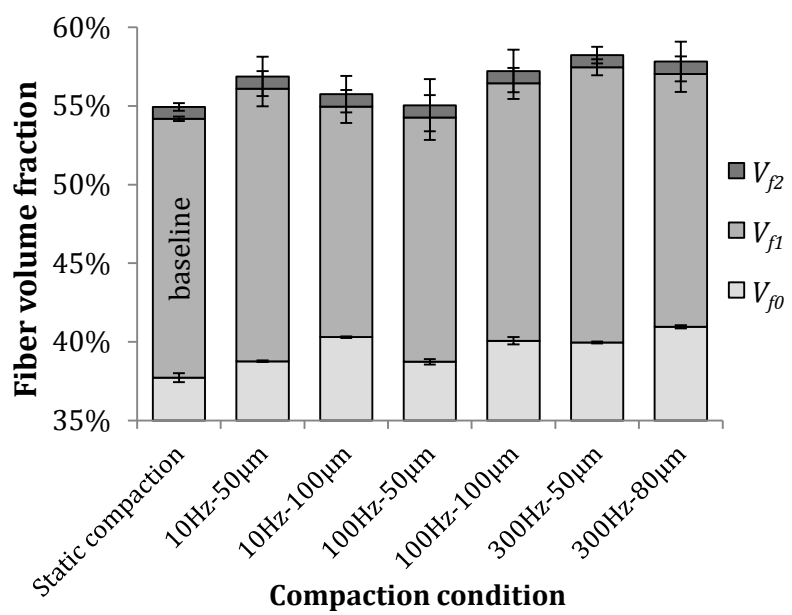


Figure 3-16 : Increment in fiber volume fraction during static and vibration-assisted compaction for the PWF reinforcement.

Figure 3-16 presents a detailed analysis of the compaction process for the PWF fabric. The pre-compaction stage at 10 kPa shows an initial fiber volume fraction V_{fo} that varies with vibration frequency and amplitude. Contrary to the BNCF reinforcement where the amplitude of oscillation has no impact on V_f, for the PWF the higher amplitude has an effect on V_{fo}. Nevertheless, this influence is not observed during the final stages of compaction. In fact, there is no clear influence of amplitude on V_{f1}. Moreover, the high variability observed on V_{f1} makes difficult to reach any conclusion on this matter. Regarding the frequency, it is observed that vibrations at 300 Hz gave the highest fiber volume fraction V_{f1}. Finally, creep does not seem to be affected by vibration-assisted compaction. We infer that vibrations are at the origin of fibers rearrangement. In the PWF fabric this reorganization seems to be unstable probably due to nesting and also vibrations. This results in higher thickness variability.

The impact of frequency and amplitude might be altered by a temporary loss of contact between the upper platen and the specimen. If the first vibrations have deformed permanently the fibrous material, then the preload of 10 kPa was probably too small to follow this deformation. For this reason the two elements might have lost contact. In order to prevent an eventual separation between the compression platens and the fibrous sample and apply vibrations more efficiently, it is recommended in future investigations to use force and frequency controlled vibrations.

3.6 Conclusion

This investigation aimed to study the compaction behavior of fibrous reinforcements subjected to vibration loads. Two common glass fabrics of J.B. Martin were used; the Plain Weave Fabric (PWF) and Biaxial Non Crimp Fabric (BNCF) reinforcements. Initially, a constant speed compaction test was used to evaluate the intrinsic characteristics of several stacks of the two reinforcements investigated. It was found that a larger number of layers increased nesting, which translates into a larger fiber volume fraction V_f or a reduced thickness per layer. The BNCF reinforcement seems to increase nesting proportionally from 1 to 6 layers. The PWF seems to stabilize nesting after 6 layers (i.e., more layers will not increase nesting). The compaction was followed by a dwell at constant pressure in order to study the creep behavior. More creep is

observed for the BNCF than the PWF, probably because of the spring effect of woven fiber tows in the PWF fabrics.

Secondly, a high frequency DMA instrument was used to apply a controlled frequency excitation to the samples prior to compaction. Vibration-assisted compaction tests were performed at different frequencies and amplitudes. The application of such high frequency vibrations to fiber beds improved their compressibility.

The experiments carried out for different vibration frequencies show a clear impact on fiber nesting, but amplitude seems to have a minor effect. The experimental results presented in this paper revealed the positive influence of vibrations on fabric compressibility. However, because of the stochastic nature of fiber nesting it was difficult to evaluate quantitatively the gain. For instance, while for the BNCF reinforcement the compaction response seems to be independent of the vibration amplitude, no predictable behavior could be observed for the PWF fabric. In fact, although vibrations had a stronger influence on the PWF than on the BNCF, a higher variability probably connected to nesting was observed for the PWF.

3.7 Acknowledgments

The authors gratefully acknowledge financial support from the Chair of Composites of High Performance (CCHP) Canada Research Chair and the Natural Science and Engineering Research Center (CNSERC) of Canada. The authors also thank R. Barbin from 01-dB Metravib for his support with the DMA and J.B. Martin Ltd. for providing the fabrics used in this investigation.

3.8 References

1. Robitaille, F. and R. Gauvin, Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. Polymer Composites, 1998. 19(2): p. 198-216.

2. Gauvin, R. and M. Chibani. Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding. in Proceedings - Technical Sessions of the 43rd Annual Conference, Composites Institute, Febrary 1, 1988 - Febrary 5, 1988. 1988. Cincinnati, OH, USA: Publ by SPI.

3. Trochu, F., et al., Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006. 37(6 SPEC ISS): p. 890-902.

4. Croteau-Labouly, B., Caractérisation combinée de la pérmeabilité et de la compaction des renforts fibreux dans les procédés de fabrication des composites par infusion, in Génie Mécanique. 2007, École Polytechnique de l'Université de Montréal. p. 157.

5. Demaria, C., E. Ruiz, and F. Trochu, In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. Polymer Composites, 2007. 28(Compendex): p. 797-811.

6. Saunders, R.A., C. Lekakou, and M.G. Bader, Compression in the processing of polymer composites 1. A mechanical and microstructural study for different glass fabrics and resins. Composites Science and Technology, 1999. 59(7): p. 983-993.

7. Shady, E. and Y. Gowayed, Interlaminar shear stress distribution between nested layers of plain weave composites. Polymer Composites, 2010. 31(11): p. 1838-1845.

8. Ruiz, E., et al., Flexible Injection: A novel LCM technology for low cost manufacturing of high performance composites. Part I: Experimental Investigation, in 9th Int. Conf. on Flow Proc. in Comp. Mat. (FPCM-9). 2008: Montréal (Québec), Canada.

9. Abdellaoui, C., Étude expérimentale du contrôle en pression et en température de la fabrication de composites par injection flexible, in Mechanical Engineering. 2009, Ecole Polytechnique de Montréal. p. 182.

10. Pantelelis, N., Evaluation of the vibration assisted RTM technique in the production of real parts, in 7th Int. Conf. for Flow Proc. in Comp. Mat. 2004: Delaware, USA.

11. Gibson, R., et al., Measurement of mold filling times in Vibration-Assisted Liquid Composite Molding. Proceedings of the American Society for Composites, 1996: p. 768-776.

12. Song, F., Numerical simulation of Vibration-Assisted Liquid Composite Molding, in Mechanical Engineering. 2004, Wayne State University: Detroit, Michigan. p. 183.

13. Muric-Nesic, J., P. Compston, and Z.H. Stachurski, On the void reduction mechanisms in vibration assisted consolidation of fibre reinforced polymer composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2011. 42(3): p. 320-7.

14. Kruckenberg, T., L. Ye, and R. Paton, Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2008. 39(3): p. 488-502.

15. Steenkamer, D., The influence of preform design and manufacturing issues on the processing and performance of resin transfer molded composites. (Volumes I and II), in Mechanical Engineering. 1994, University of Delaware: Delaware, United States. p. 477.

16. Chen, B., A.H.D. Cheng, and T.W. Chou, Nonlinear compaction model for fibrous preforms. Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 2001. 32(5): p. 701-707.

17. Toll, S. and J.A.E. Manson, Elastic compression of a fiber network. Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME, 1995. 62(1): p. 223-226.

18. Gupta, B.S. and Y.E. El Mogahzy, Friction in fibrous materials. Part I. Structural model. Textile Research Journal, 1991. 61(Compendex): p. 547-555.

19. Chen, B., E.J. Lang, and T.W. Chou, Experimental and theoretical studies of fabric compaction behavior in resin transfer molding. Materials Science and Engineering A, 2001. 317(1-2): p. 188-196.

20. Lomov, S.V., et al., Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate. Composites Science and Technology, 2003. 63(7): p. 993-1007.

21. Chen, B. and T.-W. Chou, Compaction of woven-fabric preforms: Nesting and multi-layer deformation. Composites Science and Technology, 2000. 60(12-13): p. 2223-2231.

22. Chen, Z.-R. and L. Ye, A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part II: Multilayer. Composites Science and Technology, 2006. 66(16): p. 3263-3272.

23. Somashekar, A.A., S. Bickerton, and D. Bhattacharyya, An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006. 37(6 SPEC ISS): p. 858-867.

24. Robitaille, F. and R. Gauvin, Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network. Polymer Composites, 1999. 20(1): p. 48-61.

25. Somashekar, A.A., S. Bickerton, and D. Bhattacharyya, Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements. Composites Science and Technology, 2007. 67(2): p. 183-200.

26. Jortner, J., Microstructure of cloth-reinforced carbon-carbon laminates. Carbon, 1992. 30(2): p. 153-163.

27. Saunders, R.A., C. Lekakou, and M.G. Bader, Compression and microstructure of fibre plain woven cloths in the processing of polymer composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 1998. 29(4): p. 443-454.

CHAPITRE 4 ARTICLE 2: EXPLORING THE BEHAVIOR OF GLASS FIBER REINFORCEMENTS UNDER VIBRATION-ASSISTED COMPACTION

Julian Gutiérrez, Edu Ruiz, François Trochu

Department of Mechanical Engineering, École Polytechnique de Montréal, Montreal, Canada

Cet article a été publié le 18 septembre 2013 à la revue scientifique *Journal of the Textile Institute*.

4.1 Abstract

In this study, a new vibration-assisted approach is proposed for compacting dry fibrous reinforcements in Liquid Composite Molding (LCM). The first steps of LCM processes involve fiber bed lay-up within a rigid mold, followed by the closure of the counter-mold and subsequent fiber compaction. Traditionally, static compaction has been applied to level the thickness of the reinforcement and achieve high fiber volume contents. However, fibrous materials under transverse compression exhibit viscoelastic characteristics that can be exploited through dynamic loading in order to achieve a higher level of compaction. In this work, a vibration-assisted compaction technique has been developed, in which static and dynamic stresses are combined to provide specific compaction conditions. A series of tests allowed exploring the impact of different loading conditions (i.e., static force, dynamic force and vibratory frequency) on the compaction response of fibrous preforms. The effects of vibration-assisted compaction on various fabric architectures and different numbers of stacked layers were explored as well. The analysis of experimental outputs allows identifying the governing parameters of this new approach. The fiber volume contents obtained reveal that the use of a complex compressive load, composed of static and dynamic forces, can be very effective for the compaction of dry fibrous materials. Although vibration-assisted compaction remains a technology in its preliminary stage, this paper contributes to a better understanding of its potential and provides tools for eventual applications.

Keywords: composite materials; fibrous reinforcements; compaction; vibration; dynamic loading

4.2 Introduction

The extensive use of fiber reinforced composites has now become a reality in many fields. They can be found in a broad variety of components in the aeronautic, automotive, marine, construction, energy, interiors, sports and leisure industry. The increasing demand for these materials arouses the interest of professionals to search for new approaches that will enhance the manufacturing techniques and parts quality. Among the various manufacturing technologies available, Liquid Composite Molding (LCM) processes are of special interest because of their emissions-free work environment, their ability to reproduce complex geometries and their high performance-cost ratio. LCM technologies are resin injection processes that deal with the deformation of fibrous reinforcements and the flow and cure kinetics of a liquid thermoset polymer. These processes may be summarized into five steps: fabric preforming and lay-up, mold closure, resin injection, resin cure and demolding. The present work concerns the through-thickness compressive deformations suffered by fibrous reinforcements during the closure of the mold. Knowledge of the fabric response allows predicting relevant features such as the part thickness, the required clamping force (Gauvin & Chibani, 1988), the fiber bed permeability (Demaria, Ruiz et al., 2007) and inter-laminar properties (Shady & Gowayed, 2010).

The compressive behavior of textile reinforcements in LCM has been studied by many investigators (Bickerton, Buntain et al., 2003; Breard, Henzel et al., 2003; Chen & Chou, 1999; Govignon, Bickerton et al., 2009; Kelly & Bickerton, 2009; Kelly et al., 2006; Robitaille & Gauvin, 1999; Somashekar, Bickerton et al., 2006; Walbran, Bickerton et al., 2009). Authors agreed on the viscoelastic response of fibrous materials under compressive stresses, where dependence on the compression velocity, creep and stress relaxation are some mechanical characteristics observed on these materials. Moreover, it was noticed that fabrics under loading and unloading exhibit hysteresis and plasticity. This matter was explored by Somashekar et al. (Somashekar, Bickerton et al., 2007) who subjected plain weave fabrics to multiple cycle compaction tests while monitoring thickness variations. Three different components of deformation (i.e., elastic spring-back, time-dependent recovery and permanent deformation) were thus identified and quantified for each cycle. Authors concluded that repeated cyclic compaction tests produced significantly higher permanent deformation and smaller compaction stress than in

single cycle compaction experiments. These observations revealed that multiple cyclic compactions have a direct and positive effect on the reorganization of the fiber network. Nevertheless, after a couple of cycles, the preform deforms plastically on a permanent basis. Besides, the elastic deformation stagnates and only the time-dependent recovery continues to increase.

The above mentioned experiments enlighten the potential deformation stored in the time-dependent recovery component. This raises the question on how to exploit the viscoelastic-plastic characteristics of fibrous materials in order to achieve higher fiber volume contents. The present work proposes an exploratory approach in which a complex compressive load, composed of static and dynamic components, is applied to a fibrous structure. A series of tests are carried out with the following aims:

(i) Explore the fabrics inelastic behavior which like for most viscoelastic materials may exhibit a dependence on loading frequency.

(ii) Study the impact of loading conditions on the response of fibrous preforms with changing characteristics (i.e., architecture and number of layers).

The experimental procedure was named *vibration-assisted compaction* and the tests were executed using a Dynamic Mechanical Analyzer (DMA); this instrument allows applying simultaneously static and dynamic stresses while monitoring the sample's response.

4.3 Analogy with Soil Dynamics

Vibrations have been largely used in Geotechnical Engineering for the compaction settlement of granular soils. Existing vibratory compaction techniques and equipment include vibroflotation, dynamic compaction, vibrating plate compactors and vibrating rollers (Das, 2009). The study of the field response to previously mentioned compaction methods is tackled by soil dynamics (Wu, 1971). A study of this branch of Soil Mechanics provides valuable information to understand the behavior of fibrous reinforcements under vibratory loads. The principles of Soil Mechanics are

applied in LCM to study the consolidation of saturated fibers based on Terzaghi's law and the flow of liquid resin through fibrous preforms based on Darcy's law (Bréard, Henzel et al., 2003).

Soils and fibrous reinforcements are both porous material. Soils are made out of granular particles and engineering textiles are formed by a fibrous network. Despite this structural difference, significant similarity exists. Figure 4-1 summarizes the respective features of each material and their response characteristics to vibration. The intersection of the three sets identifies the parameters that govern the use of vibration-assisted compaction in soils and in engineering fabrics. These parameters are the effective stress (static component), the vibratory acceleration / force (dynamic component) and the vibration frequency. The experimental procedure detailed in the sequel, explores the impact of these conditions on the transverse deformations of fibrous reinforcements.

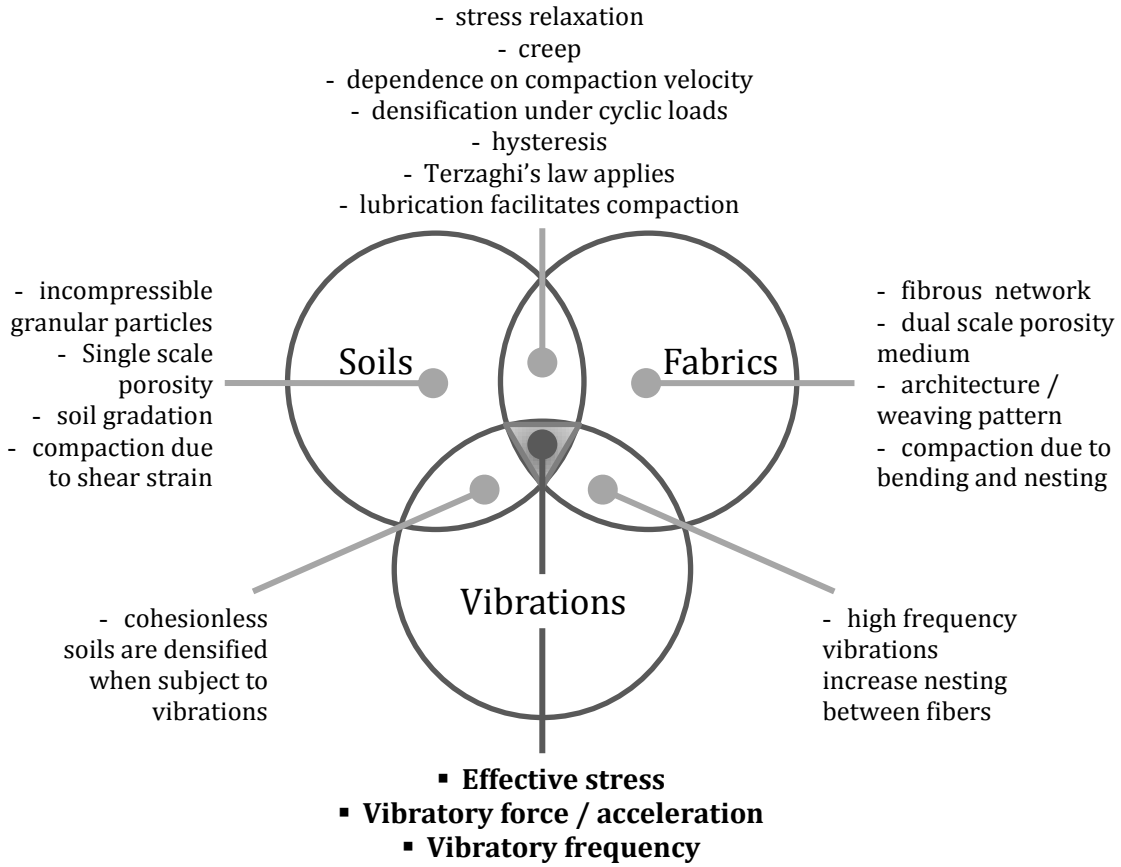
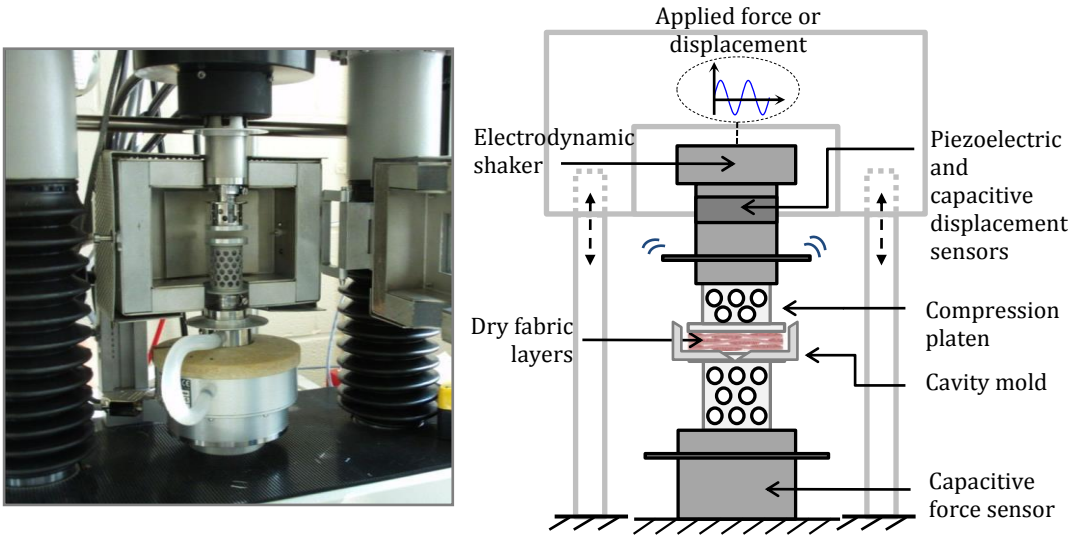


Figure 4-1 : Diagram showing interaction between vibrations in soils and engineering fabrics.

4.4 Experimental procedure

4.4.1 Testing equipment

A dynamic mechanical analyzer (DMA+450 from 01db-Metravib) was used to carry out the experiments (see Figure 4-2). This instrument allows applying simultaneously a compressive static force and a controlled dynamic excitation through Dynatest software. The dynamic excitation is provided by an electrodynamic shaker that applies sinusoidal strains or stresses to a specimen at frequencies up to 400Hz. The strain due to static and dynamic forces is measured alternately by a capacitive displacement sensor and a piezoelectric accelerometer. The force is measured by a capacitive sensor, capable of evaluating a combined peak force (i.e., static and dynamic) of 450 N. By estimating the response of the specimen in deformation and the lag between the stress and strain sine waves, Dynatest is able to calculate the dynamic properties of the tested material, namely the storage modulus, the loss modulus and the damping factor.



(a) (b)

Figure 4-2 : Dynamic Mechanical Analyser DMA+450: (a) photograph of the actual instrument and (b) schematics of the apparatus.

Preliminary tests revealed that vibration frequencies greater than 100 Hz caused fiber yarns to be expelled out of the specimen holder. To avoid fibrous samples to fall apart, the lower platen was modified into a cavity mold of diameter 42 mm, i.e., larger than the upper platen and the samples. The compression platen measures 40 mm in diameter and is restrained to a vertical displacement of 6 mm.

4.4.2 Reinforcement materials

The materials used in this investigation were E-glass fiber reinforcements with two different architectures: Biaxial Non-Crimp Fabric (BNCF) of surface density 500 g/m^2 and Plain Weave Fabric (PWF) of surface density 588 g/m^2 (see Table 4-1). Figure 4-3 shows scanned images of the two fabrics with schematics of their structure. BNCF fabric is composed of three unidirectional layers arranged orthogonally (90˚/0˚/90˚) and held together by polyester binder filaments. The PWF fabric is a balanced orthogonal reinforcement. Specimens measure 40 mm in diameter and were precisely cut with a die.

Table 4-1 : Specifications of reinforcing materials

Material	Areal density (g/m^2)	Ply thickness[a] (mm)	Linear density[b] (g/1000m)		Tow count[b] (ends/cm)	
			warp	weft	warp	weft
BNCF	500.285 ±3.06*	0.632 ±0.006*	735	275	3.1	5.2
PWF	588.096 ±2.21*	0.568 ±0.014*	750	750	4	3.9

Notes: *Student's t distribution with a 95% confidence level. [a]The ply thickness was measured at a compressive pressure of 10 kPa. [b]Data from manufacturer.

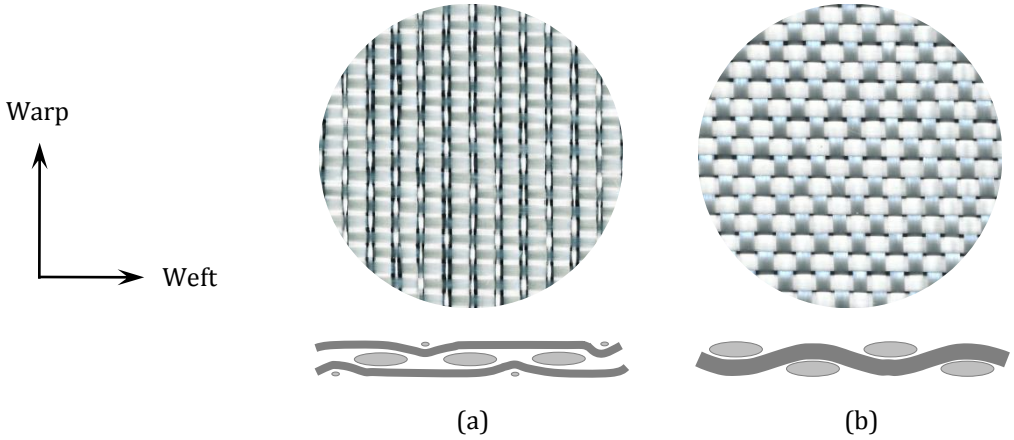


Figure 4-3 : Studied reinforcing materials: (a) BNCF reinforcement, and (b) PWF fabric from JB Martin Ltd.

4.4.3 Static compaction experiments

These experiments are intended to evaluate the response of the BNCF and PWF fabrics to static compaction and creep. The fiber volume fractions obtained are then compared to the ones achieved by vibration-assisted compaction. The two compaction procedures (static and vibration-assisted) were designed to be equivalent in terms of force magnitudes and loading times, see Figure 4-4. Static compaction is schematized in Figure 4-4(a) and (b), in which the subscripts of the time and thickness parameters have the following meaning: (*0)* denotes the beginning of the test when no load is applied; *(1)* stands for the moment when the maximal force is attained; and *(2)* at the end of the test, just before the force is removed. The maximum force reached during static compaction tests is denoted F_{max}^{s} . It is negative because it is a compressive force. The experimental parameters for these test series are summarized in Table 4-2.

Table 4-2 : Parameters for static compaction tests

Test series	Material	No. layers	F^s_{max} (N)	σ_{max} *(kPa)*	$t_{app}(s)$	$t_{creep}(s)$
			60	47.7		
	BNCF		80	63.7		
I		6	100	79.6	100	600
	PWF		125	99.5		
			145	115.4		
	BNCF	6	165	131.3		
II		9	185	147.2	100	600
	PWF	12	205	163.1		
			225	179.0		

4.4.4 Vibration-assisted compaction experiments

A series of experiments of vibration-assisted compaction were carried out for dry glass fiber reinforcements. The experimental procedure is based on preliminary studies and was devised in analogy with Soil Mechanics (Bement & Selby, 1997). The selected input variables were *(i)* the static compressive force, (ii) the dynamic sinusoidal force, and (iii) the vibration frequency.

In order to reproduce the clamping conditions in vacuum-assisted LCM, the static compressive load was set to a maximum of 125 N (99.5 kPa) on the first test series. Since the sample is expected to stay compressed, the dynamic force remains below the static. Therefore, the dynamic force was limited to 100 N (79.6 kPa). Finally, four different vibration frequencies were chosen from preliminary tests where more than 10 different frequencies from 1 to 400 Hz were evaluated. The selected frequencies were 1, 90, 220 and 370 Hz, inside the range of the instrument.

Table 4-3 : Parameters of the vibration-assisted compaction tests for 6 layer stacks at 1, 90, 220 and 370 Hz (BNCF & PWF reinforcements)

F_{stat} *(N)*	F_{dyn} *(N)*	F^{d}_{max} *(N)*	σ_{max} *(kPa)*	$t_{reg}(s)$	$t_{vib}(s)$
40	20	60	47.7		
60	20	80	63.7		
	40	100	79.6		
80	20	100	79.6		
	40	120	95.5		
	60	140	111.4		
100	20	120	95.5	100	600
	40	140	111.4		
	60	160	127.3		
	80	180	143.2		
125	20	145	115.4		
	40	165	131.3		
	60	185	147.2		
	80	205	163.1		
	100	225	179.0		

An experimental plan was carried out to evaluate the impact of vibrations on the compressive deformation of a Biaxial Non-Crimp Fabric (BNCF) and a Plain Weave Fabric (PWF). Table 4-3 presents the testing conditions of samples consisting of 6 layer stack for two sets of static and dynamic forces and the selected vibration frequencies (i.e., 1, 90, 220 and 370 Hz). Note that the static force is always higher than the dynamic one, so that the samples remains compressed during testing.

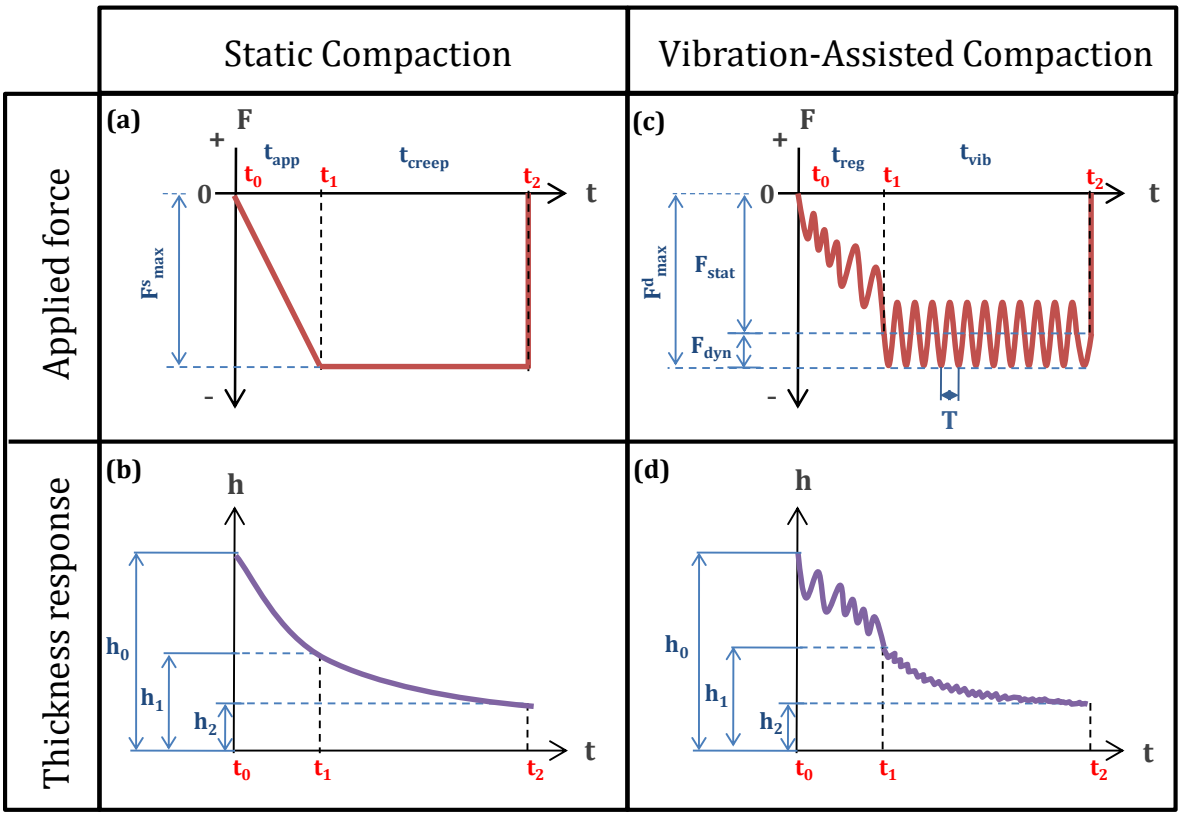


Figure 4-4 : Applied compressive force and thickness response for the two experimental procedures: (a) and (b) static compaction; (c), and (d) vibration- assisted compaction.

Figure 4-4 (c) describes the loading characteristics of the vibration-assisted compaction procedure. The maximum applied force (F^d_{max}) is the sum of the static compression force (F_{stat}) and the negative component of the dynamic force (F_{dyn}). The procedure can be divided in two stages: regulation dwell (t_{reg}) and vibration time (t_{vib}). The first period concerns the time the DMA instrument needs to reach the testing conditions (t_{reg}). This dwell time lasts about 100 seconds and varies slightly with frequency. The second period corresponds to the duration of application of the vibration force, namely 10 minutes in our tests.

To continue exploring the behavior of glass fiber reinforcements under vibration-assisted compaction, an experimental plan was carried out in which the number of layers was modified in order to evaluate the impact of vibrations on fabric nesting. Samples composed of 6, 9 and 12

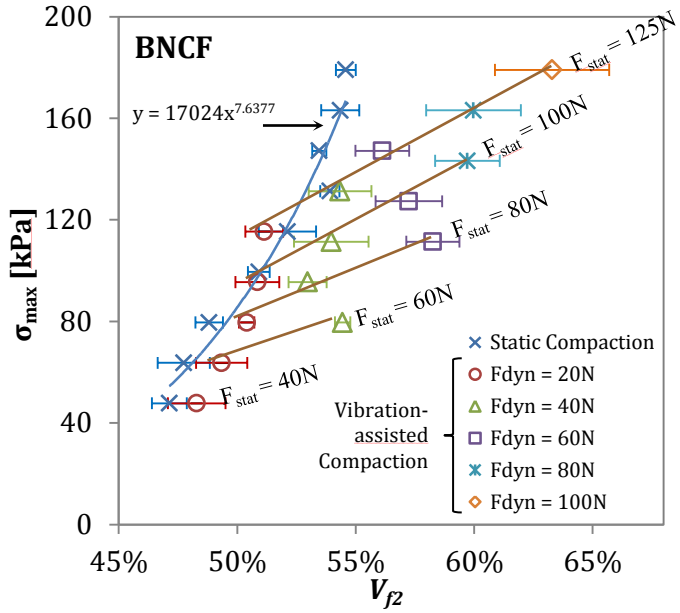
layers were subject to the loading conditions of Table 4-4. The static force was set to its higher value of 125 N, while the dynamic force varied from 20 to 100 N. As seen in Table 4-2 (test series II), comparable static compaction experiments were performed under similar time and force conditions.

Table 4-4 : Parameters of vibration-assisted compaction tests at 370 Hz

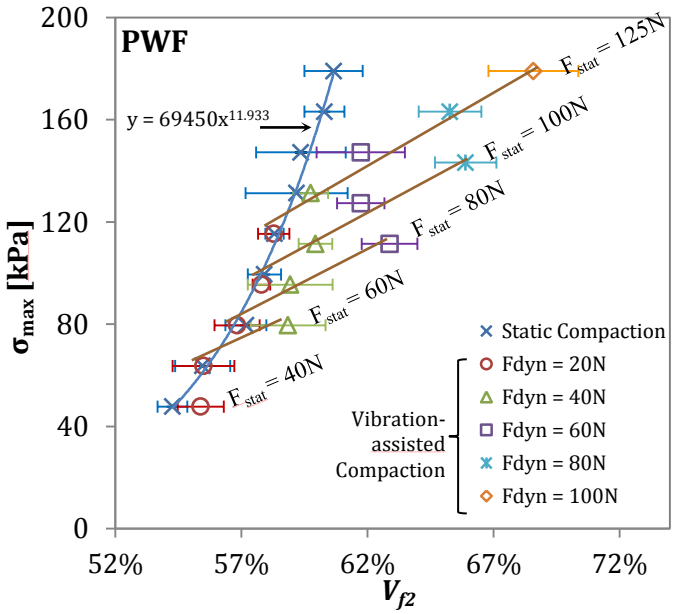
Material	No. layers	$\boldsymbol{F_{stat}(N)}$	$\boldsymbol{F_{dyn}(N)}$	$\boldsymbol{F_{dyn}/F_{stat}}$	$\boldsymbol{F^{d}_{max}\,(N)}$
		125	20	0.16	145
BNCF	6	125	40	0.32	165
	9	125	60	0.48	185
PWF	12	125	80	0.64	205
		125	100	0.8	225

4.5 Experimental results and discussion

Three sets of experiments were performed with the BNCF reinforcement and the PWF fabric in order to explore their behavior under vibration-assisted compaction. First, static compaction tests were carried out as a baseline for comparison. Then, two series of experiments were carried out to explore the impact of different loading conditions and study the influence of the number of layers on the compaction behavior. Figure 4-5(a) and (b) show the fiber volume fraction V_{f2} for different compaction stresses for the BNCF and the PWF material stack of 6 layers subjected to static and vibration-assisted compaction. The fiber volume fraction V_{f2} was calculated from the number of layers, the surface density of each specimen and the thickness at the end of the test labeled h_2 in Figure 4-4(b) and (d). Each static compaction plot is the arithmetic mean of three tests under the boundary conditions described in Table 4-2 for 6 layer samples. Data representing the vibration-assisted compaction conditions were obtained using the parameters listed in Table 4-3. The compaction stress σ_{max} is evaluated by F^{d}_{max} over the sample surface area. The fiber volume content V_{f2} is the average of the four vibration frequencies tested.



(a)



(b)

Figure 4-5 : Compaction behavior of fabrics under static and vibration-assisted stress: (a) BNCF reinforcement and (b) PWF fabric. All frequencies combined.

The response of the fibrous materials to static compaction follows a power law as displayed in Figure 4-5(a) and (b). Biaxial Non-Crimp Fabrics exhibit a maximum fiber volume fraction of 54.6% at 179 kPa. The Plain Weave Fabrics reached 60.7% under the same static compaction

stress. The tows tightness and intra-layer packing in the PWF stack help reaching higher fiber volume contents at relatively low pressures. However, the high slope of the compaction curve tends to show that the fabric is close to its maximum static compression. On the other hand, the lower slope of the BNCF curve indicates that the sample is less stiff and able to attain higher fiber volume contents at higher static stresses.

The response of the fabrics to vibration-assisted compaction was grouped according to the static and dynamic force contributions (F_{stat} ; F_{dyn}). Along the F_{stat} curves, V_{f2} exhibited a linear growth when the dynamic force (F_{dyn}) increased. Additionally, note that for dynamic forces of 20 N, the fibrous material experiences a compaction response very much like the one observed under pure static compaction (i.e., power law trend). This can be seen on the first five points on the left of the F_{stat} curves in Figure 4-5(a) and (b).

4.5.1 Impact of the dynamic/static force ratio

Vibrations-assisted compaction allowed attaining significant thickness reduction of BNCF and PWF materials. This was quantified by means of the fraction gain in the fiber volume fraction V_{f2} *(ΔVf_2)* defined in equation (4-1). This gain is obtained by calculating the ratio of the relative increment in fiber volume fraction for vibration-assisted compaction with respect to static compaction. The fiber volume fractions were estimated from compressive forces of equal magnitude; F^s_{max} for the static compaction and F^d_{max} for the vibration-assisted compaction.

$$\Delta V_{f2} = \frac{V_{f2(F^d_{max})} - V_{f2(F^s_{max})}}{V_{f2(F^s_{max})}} \tag{4-1}$$

The *fraction gain* in Vf_2 *(ΔVf_2)* evaluated from equation (4-1) represents the increase in fiber volume content obtained with the assistance of vibration. Preliminary experimental observations revealed further flattening and spreading of the fiber tows in fabrics subjected to vibration. A decrease in crimp was also observed in plain weave fabrics. These fabric deformations due to

vibration explain the *fraction gain* ΔVf_2. Evidence of these observations will be presented in the sequel.

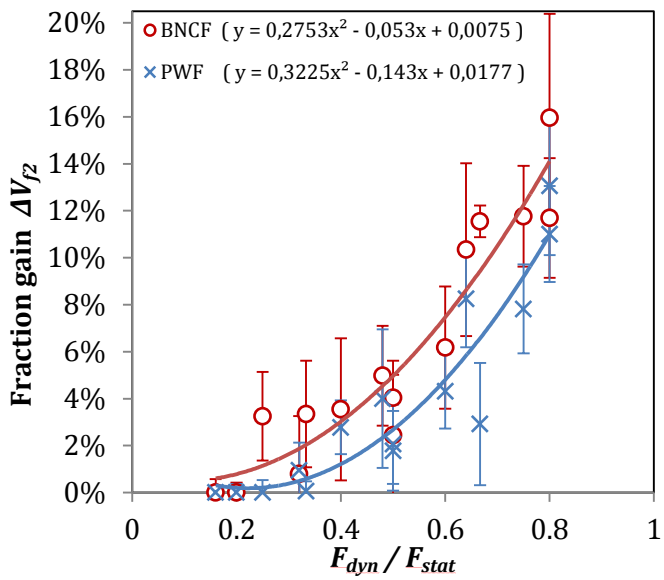


Figure 4-6 : Fraction gain ΔVf_2 as a function of the dynamic-static force ratio for the BNCF reinforcement and the PWF fabric. All frequencies combined.

Figure 4-6 displays the average of the *fraction gains* (ΔVf_2), all frequencies combined, against the dynamic/static force ratio. It can be seen that the two materials behave somehow in a similar fashion, following a quadratic trend that increases with the force ratio. The BNCF reinforcement experienced a maximum gain (ΔVf_2) of 16% in average, while the PWF stack reached 13%. The large error bars results from the variability induced by the different frequencies tested. The plain weave fabric architecture is less favorable to increases in V_{f2}, because the weaving prevents the tows to move and deform freely. In addition, its natural dense packing results in high fiber volume contents during static compaction, leaving less space to free vibration. Vibrations acted more efficiently on biaxial non-crimp fabrics. The geometrical properties of the BNCF reinforcement (i.e., zero crimp, large inter-tow spacing and low surface density) are favorable to bundles of fibers to spread and fit together, and hence attain higher compressibility values (Lomov, Verpoest et al., 2003).

The dynamic/static force ratio was identified as a key parameter with major impact on the decrease in thickness. This can be seen by studying the deformation mechanism of fibrous materials under single static compression and compression-release cycles. One of the most important contributors to the compaction of laminar fibrous materials is nesting, which results from lateral and vertical shifts of fibers inside the tow and of fiber bundles among neighboring layers (i.e., slippage inside and in between the layers). Nesting is favored during cyclic compaction because at each cycle fiber contact points change, inducing fiber slippage and bringing the fibrous material to a denser configuration. Fibers, in order to reorganize themselves, must have the freedom to move between each other. In vibration-assisted compaction, if a substantial static compressive force is applied, an approaching vibratory force is required to reduce the vertical stress and allow the fibers to shift and produce significant densification. As seen in Figure 4-6, the *fraction gain* ΔVf_2 exhibited a quadratic progression with the increase of the dynamic/static force ratio. Hypothetically, a dynamic/static force ratio close to unity will offer the best conditions to achieve higher *fraction gains*.

4.5.2 Impact of frequency

Four different frequencies were tested in the vibration-assisted compaction experiments: 1, 90, 220 and 370 Hz. The contribution of each frequency to the *fraction gain* ΔVf_2 as a function of the force ratio is plotted in Figure 4-7(a) and (b) for the BNCF fabric and PWF stacks respectively. The *fractions gain* ΔVf_2 for dynamic forces at 90, 220 and 370 Hz are close to each other and their growth followed a similar quadratic trend. However, note that the *fraction gain* ΔVf_2 at 1 Hz behaves differently, being lower than the ones obtained at higher frequencies. This behavior was observed on the two materials.

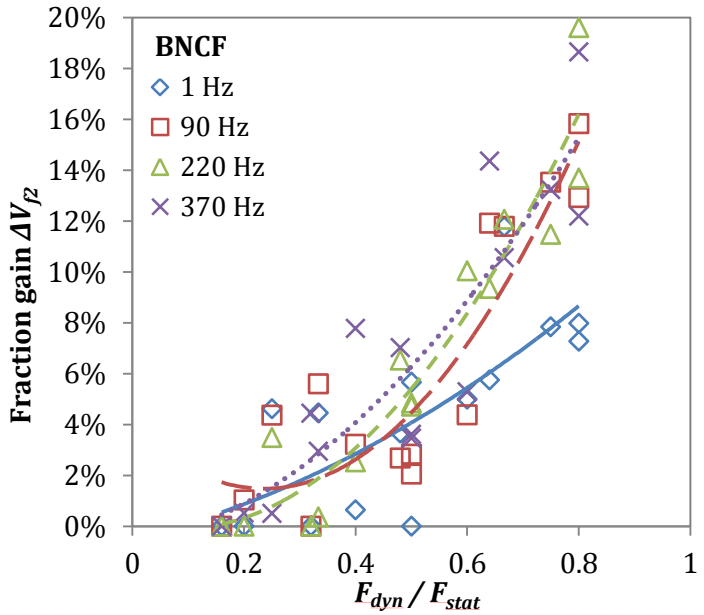
The impact of frequency on compressibility is likely to be linked not only to the number of cycles applied during the dynamic loading period, but also to the amplitude of the dynamic deformation of the material. Fibrous materials decrease considerably their thickness when subject to compression-release cycles. Nevertheless, after a certain number of cycles this reduction in thickness becomes insignificant and a steady state is eventually reached. The number of cycles

necessary to attain this stagnation point depends on the magnitude of the compaction load and on the fabric architecture. Robitaille and Gauvin (Robitaille & Gauvin, 1998) showed that even after 51 cyclic loadings at 1 MPa, fiber glass plain weave fabric tows continue spreading and reorganizing to a denser configuration. Kruckenberg et al. (Kruckenberg et al., 2008) carried out a study involving cyclic compaction (3-100 kPa) at different frequencies. They found that E-glass PWF stacks cycled at 1 and 10 Hz require around 1000 cycles to reach their minimum thickness and stagnate. They also found that when the duration of cyclic loading is shorter, higher frequencies resulted in less thickness reduction. However for longer periods, increasing the frequency resulted in higher fiber volume contents.

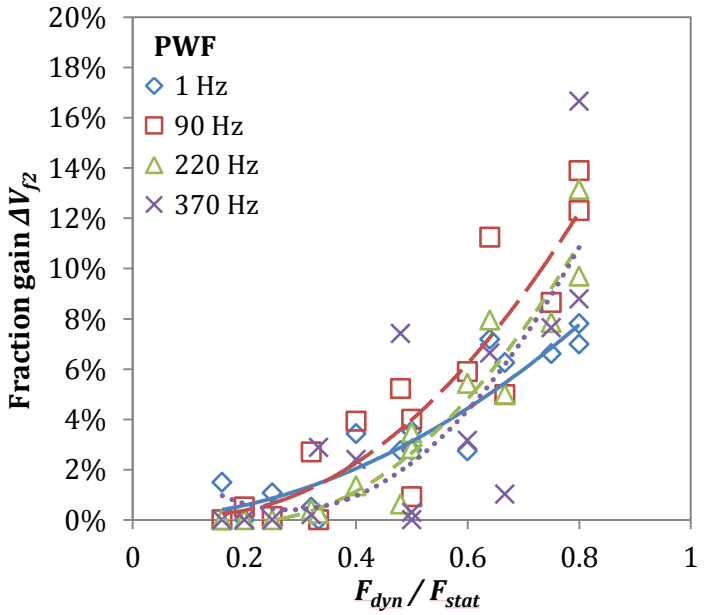
Although the impact of frequency on compressibility is not only due to the number of cycles, the frequency is also associated with the dynamic strain of the material during loading. Increasing the frequency on specimens under the same dynamic/static force ratio decreases the dynamic strain (defined as the deformation due to dynamic loading). For this reason, more time may be required to compact fabrics loaded at high frequencies. Therefore, in order to find the frequencies that will allow reaching a maximum deformation, a balance must exist between the number of cycles and the dynamic strain. Figure 4-7(a) and (b) show that at high F_{dyn}/F_{stat} ratios, the number of cycles achieved at 1 Hz during 10 minutes (600 cycles) was insufficient to reach the thickness reduction obtained at other frequencies.

Even though there is some similarity, it is convenient to highlight the differences between vibration-assisted compaction and cyclic loading. Vibration-assisted compaction integrates static loads with small amplitude and high frequency oscillations. In this way, fabrics remain constantly loaded and individual fibers are forced into pulsating motions that tends to change the cross-sectional shape of the tows. The tows become flat and spread into the available spaces. Hence, the resulting thickness reduction is mainly governed by shear forces. On the other hand, cyclic compaction is based on a compression load applied cyclically. After each application of the load, the material is completely unloaded. Hence, the fabric has time to relax between cycles, which improves the network reorganization of the fiber bed. However the frequency, and hence the

number of cycles applied, remain low (i.e., below 1 Hz). Cyclic compaction benefits from interlayer nesting and although friction forces are present, they are not preponderant.



(a)



(b)

Figure 4-7 : Impact of vibration frequency on the fraction gain ΔVf_2: (a) BNCF reinforcement and (b) PWF fabric.

4.5.3 Impact of the number of layers

When two or more fabric layers are stacked together and compacted, the thickness per layer decreases when more layers are stacked. This phenomenon, known as nesting, has been widely reported in literature (Chen & Chou, 2000; Lomov et al., 2003; Saunders, Lekakou et al., 1998; Yurgartis, Morey et al., 1993). The result of nesting is the increase of the fiber volume fraction with a larger number of fabrics piled together. This assertion is true for static compaction, but not necessarily for vibration-assisted compaction. In order to know how the number of layers affects the compaction response of preforms subjected to dynamic loading, static and vibration-assisted compaction experiments (see Figure 4-4) were carried out on preforms containing 6, 9 and 12 layers of BNCF and PWF reinforcements. The second experimental plan (see Table 4-2 and Table 4-4) revealed two main behaviors of vibration-assisted compaction. Firstly, the thickness reduction on 6 layers stagnates before the test ends, while for 12 layers, thickness still decreases when the experiment stops after 10 minutes of dynamic loading. This means that increasing the number of layers increases the time required to reach the minimum thickness of the preform during dynamic compaction. Secondly, scanned images of compacted laminates show a progressive deformation from outside layers towards the middle of the stack. Top and bottom layers exhibit up to 25% more tow spreading than internal layers.

These observations show how vibrations modify the geometry of multi-layer preforms: external layers are the first to be subjected to vibrations (i.e., thickness reduction, tow spreading and crimp reduction); then, while external layers are reaching their maximum deformation, vibrations are partially transferred toward internal layers. This mechanism continues until all the layers have vibrated and no more deformation is possible. A similar behavior was observed on soils, in which deformations produced by dynamic loads spread out in the form of stress waves (Wu, 1971). In laminates, the manner in which these waves propagate through the thickness depends on the number of layers and on the fabric architecture.

Table 4-5 : Fiber volume content of multi-layer samples subjected to static and vibration-assisted compaction at 370 Hz with a force ratio of 0.8

		Static compaction		Vibration-assisted compaction		Fraction gain in V_{f2} (ΔV_{f2}) ***(%)***
		$F^s_{max} = 225N$		$F^d_{max} = 225N$		
Material	No. layers	V_{f2} *(%)*	*SD (%)*	V_{f2} *(%)*	*SD (%)*	
BNCF	6	54.58	0.42	66.35	0.87	21.55
	9	53.80	0.11	65.33	0.23	21.44
	12	56.11	0.24	65.47	0.05	16.68
PWF	6	60.66	1.15	69.65	0.76	14.82
	9	61.15	0.19	69.81	0.31	14.15
	12	61.00	0.05	69.92	0.31	14.63

Table 4-5 shows the fiber volume fractions resulting from multi-layer compaction experiments. Static and vibration-assisted compaction tests applied F^s_{max} and F^d_{max} forces of the same magnitude (225 N). Nesting is visible under static compaction, for which the fiber volume fraction increases with the number of layers. For the BNCF reinforcement, the fiber volume fraction increased from 54.5% for 6 layers to 56.1% for 12 layers. Plain Weave Fabrics, although less susceptible to nesting, presented a similar behavior from 6 to 9 layers. This nesting phenomenon is not observed under dynamic compaction. In fact, under vibration-assisted compaction, nesting is independent of the number of layers in the laminate. Nearly constant fiber volume contents V_{f2} are obtained for both fabrics.

Vibration-assisted compaction produces a *fraction gain* ΔV_{f2} between 14 and 21% for both reinforcements. As for this *gain*, the lower values are obtained for stacks of 12 layers for BNCF and 9 layers for PWF. It is assumed that the dynamic loading period was not long enough to allow vibrations influence the layers placed in the middle of the stacks.

4.5.4 Geometric changes at the mesoscopic scale

The compaction mechanism of fabrics under vibration involves micromechanical effects that result in rapid geometrical changes at the filament level. During vibration-assisted compaction, friction forces and filament bending evolve together during the fiber network reorganization. A reduction in fabric thickness results from small changes in the tow shape and crimp angle. Figure 4-8 shows scanned images of a PWF layer in its initial state prior to compaction. Open gaps between tows and the tow waveform and cross-section can be observed in these images. These geometrical parameters of the fabric vary after vibration-assisted compaction. As shown in Figure 4-9, the gaps between fiber tows are closed due to the increased width of the tows. This width increment results in a reduction of the thickness of the tow and a subsequent increase in fiber volume content. Comparing Figure 4-8 and Figure 4-9 illustrates tow spreading and thickness reduction resulting from vibration-assisted compaction.

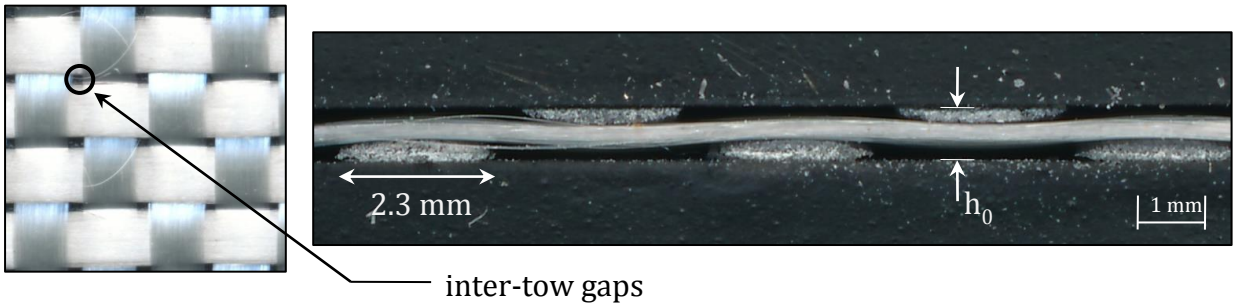


Figure 4-8 : Scanned images of a PWF layer before compaction.

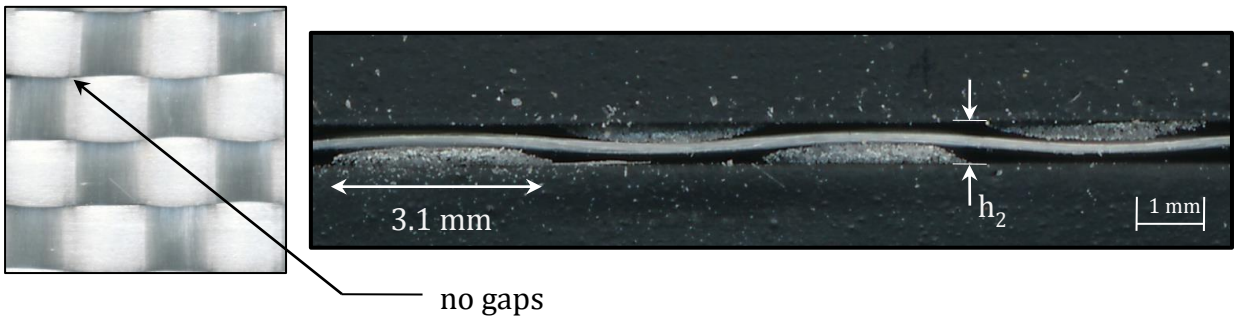


Figure 4-9 : Scanned images of a PWF layer after vibration-assisted compaction at 370 Hz with a force ratio of 0.8.

4.6 Conclusions

In this study, a compaction technique combining static and dynamic loads was developed and applied to two types of fibrous materials; plain weave and biaxial non-crimp fabrics. Compaction parameters such as force, frequency and loading times were explored, allowing to identify the phenomena involved during vibration-assisted compaction.

The key parameter influencing thickness reduction is the ratio between the dynamic and static compaction forces. Increasing the force ratio gives higher fiber volume contents. Regarding the vibration frequency, four different values were tested (i.e., 1, 90, 220 and 370 Hz). Each frequency exhibits different energy contributions, which have an impact on the through-thickness deformations of fibrous reinforcements.

By analyzing the layers of compacted samples, it was noticed that the thickness reduction is proportional to the increase of the aspect ratio of the fiber tows cross-section. However, laminates subjected to vibration-assisted compaction exhibit a gradient of tow spreading from the outside layers towards the middle ply. Top and bottom layers were the first affected by vibrations, before these effects were transferred to internal layers. Then, on samples made up of a higher number of layers (i.e., 10 or more) an important variability may arise.

In order to assess the relevance of vibration-assisted compaction with respect to static compaction, the final fiber volume contents obtained from the two procedures were compared. In the best case, the final fiber volume fraction for the BNCF reinforcement was 21% higher with vibrations. Similar results were found with the PWF stack for which the V_f increased by 14% with vibration. Generally, the two fabrics behave in a similar way with respect to vibration. Biaxial non-crimp fabrics exhibit larger deformations, probably because of their non-crimp architecture: fiber tows are straight and hence can move more freely to facilitate nesting. On the other hand, plain weave fabrics are expected to behave more elastically, although they surprisingly present a higher loss tangent than the BNCF reinforcement.

4.7 Acknowledgments

The authors are grateful to the Natural Science and Engineering Research Council of Canada (NSERC) and the Canada Research Chair (CRC) on Composites of High Performance (CCHP) for their financial support. The authors gratefully acknowledge the Center for Applied Research on Polymers and Composites (CREPEC) and the Canadian Foundation of Innovation (CFI) for providing the research infrastructure and equipment. They would also like to thank J.B. Martin Ltd. for providing the fabrics used in this investigation.

4.8 References

Bement, R., & Selby, A. (1997). Compaction of granular soils by uniform vibration equivalent to vibrodriving of piles. *Geotechnical and Geological Engineering 15*(2), 121-143.

Bickerton, S., Buntain, M. J., & Somashekar, A. A. (2003). The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 34*(5), 431-444.

Breard, J., Henzel, Y., Trochu, F., & Gauvin, R. (2003). Analysis of dynamic flows through porous media. Part II: Deformation of a double-scale fibrous reinforcement. *Polymer Composites, 24*(3), 409-421.

Bréard, J., Henzel, Y., Trochu, F., & Gauvin, R. (2003). Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements. *Polymer Composites, 24*(3), 391-408.

Chen, B., & Chou, T.-W. (1999). Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite molding processes: Single-layer deformation. *Composites Science and Technology, 59*(10), 1519-1526.

Chen, B., & Chou, T.-W. (2000). Compaction of woven-fabric preforms: Nesting and multi-layer deformation. *Composites Science and Technology, 60*(12-13), 2223-2231.

Das, B. M. (2009). *Principles of geotechnical engineering*. Long Beach: Thomson Engineering.

Demaria, C., Ruiz, E., & Trochu, F. (2007). In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. *Polymer Composites, 28*(Compendex), 797-811.

Gauvin, R., & Chibani, M. (1988). *Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding.* Paper presented at the Proceedings - Technical Sessions of the 43rd Annual Conference, Composites Institute, Febrary 1, 1988 - Febrary 5, 1988, Cincinnati, OH, USA.

Govignon, Q., Bickerton, S., & Kelly, P. A. (2009). Simulation of the reinforcement compaction and resin flow during the complete resin infusion process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(1), 45-57.

Kelly, P. A. (2011). A viscoelastic model for the compaction of fibrous materials. *Journal of the Textile Institute, 102*(Compendex), 689-699.

Kelly, P. A., & Bickerton, S. (2009). A comprehensive filling and tooling force analysis for rigid mould LCM processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 40*(11), 1685-1697.

Kelly, P. A., Umer, R., & Bickerton, S. (2006). Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(6 SPEC ISS), 868-873.

Kruckenberg, T., Ye, L., & Paton, R. (2008). Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39*(3), 488-502.

Lomov, S. V., Verpoest, I., Peeters, T., Roose, D., & Zako, M. (2003). Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate. *Composites Science and Technology, 63*(7), 993-1007.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1998). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. *Polymer Composites, 19*(2), 198-216.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1999). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network. *Polymer Composites, 20*(1), 48-61.

Saunders, R. A., Lekakou, C., & Bader, M. G. (1998). Compression and microstructure of fibre plain woven cloths in the processing of polymer composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 29*(4), 443-454.

Shady, E., & Gowayed, Y. (2010). Interlaminar shear stress distribution between nested layers of plain weave composites. *Polymer Composites, 31*(11), 1838-1845.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2006). An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(6 SPEC ISS), 858-867.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2007). Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements. *Composites Science and Technology, 67*(2), 183-200.

Walbran, W. A., Bickerton, S., & Kelly, P. A. (2009). Measurements of normal stress distributions experienced by rigid liquid composite moulding tools. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 40*(8), 1119-1133.

Wu, T. H. (1971). *Soil dynamics*. Boston.

Yurgartis, S. W., Morey, K., & Jortner, J. (1993). Measurement of yarn shape and nesting in plain-weave composites. *Composites Science and Technology, 46*(1), 39-50.

CHAPITRE 5 ÉTUDE DE LA RÉORGANISATION DES RENFORTS FIBREUX SOUS COMPACTION ASSISTÉE PAR VIBRATION

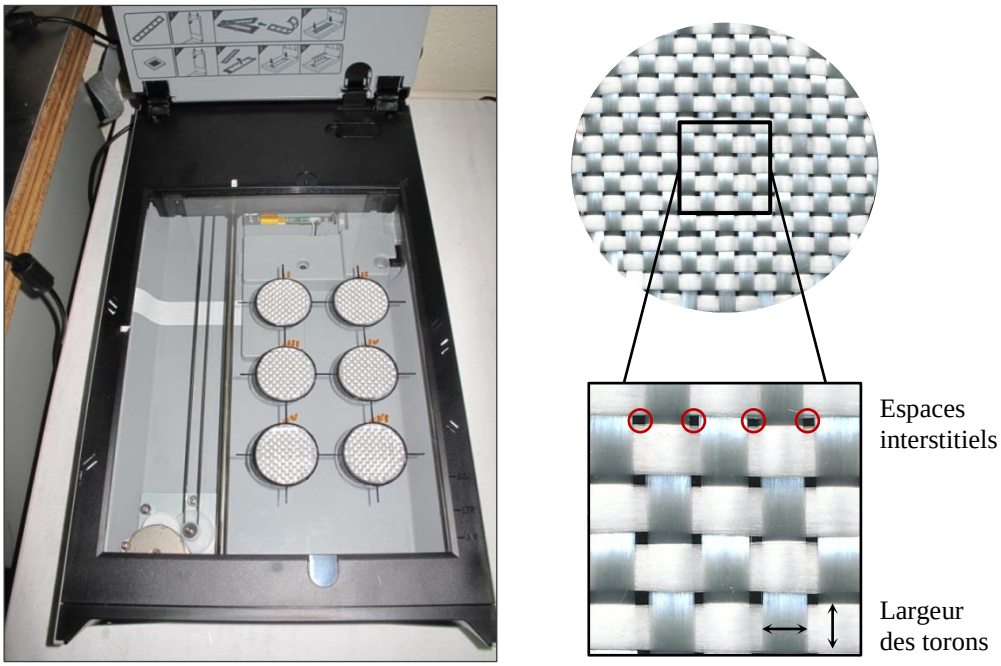
Ce chapitre présente une étude réalisée afin d'évaluer la déformation et la réorganisation des renforts fibreux secs lorsqu'ils sont soumis à des procédures de compaction statique et assistée par vibration. Dans les chapitres précédents l'efficacité de la compaction des renforts par vibration a été évaluée principalement à partir de l'augmentation du taux volumique de fibres. Cependant, ce paramètre représente seulement une partie de la réponse des renforts sous compaction. Comme l'autre effet important concerne la déformation plane des renforts, une technique de traitement d'images a été mise au point afin de mesurer l'étalement de mèches dans un renfort et en apprendre ainsi davantage sur la réorganisation des fibres sous l'effet d'une compaction vibratoire.

5.1 Introduction

Les chapitres précédents ont amplement démontré l'impact de la compaction assistée par vibration sur la déformation des renforts fibreux secs. Cette réduction de l'épaisseur résulte de l'effet combiné de l'emboîtement entre les mèches des plis adjacents et du glissement de fibres au sein de mèches (cf. 3.3.2). En ce qui concerne l'emboîtement entre les mèches, il s'agit d'un phénomène semi-stochastique qui dépend en partie des propriétés géométriques du renfort et de la procédure de drapage. Par rapport au glissement de fibres à l'intérieur des mèches, celui-ci est lié aux propriétés tribologiques des fibres et aux conditions de compaction. Cette réorganisation des fibres se constate par une diminution de l'épaisseur des mèches accompagnée de l'augmentation de leur largeur. L'étude présentée dans cette section s'intéresse à la réorganisation de fibres dans le plan du renfort, et plus spécifiquement à la déformation plane des fibres suite à la compaction. Ce phénomène visible à l'œil nu pendant certains essais de compaction assisté par vibration (cf. 4.5.4) a été caractérisé au moyen de deux paramètres géométriques, la largeur des torons et les espaces interstitiels entre ceux-ci.

5.2 Protocole expérimental

Un protocole expérimental a été développé afin d'étudier la réorganisation des fibres dans les renforts fibreux soumis à la fois à une compaction statique et en vibration. Étant donné que ce réarrangement a lieu dans le plan de l'échantillon et qu'il est visible à partir d'une vue de dessus du renfort, le phénomène a été étudié à l'aide d'une technique de traitement d'images. Le principe de cette approche consiste à numériser le renfort avant et après leur compaction au moyen d'un scanner optique à haute résolution (CanoScan 5600F) (voir Figure 5-1a). Les images obtenues sont ensuite analysées par un programme créé sur *Matlab,* qui calcule les espaces interstitiels (EI) et la largeur des torons (LT) de chaque couche du renfort (voir Figure 5-1b) dans les deux états, avant et après compaction. À partir de ces observations l'étalement de fibres due à la compaction peut être caractérisé. Les détails sur la procédure de compaction, la technique de traitement d'images et les résultats de caractérisation sont présentés ci-dessous.



(a) (b)

Figure 5-1 : Protocole de traitement d'images : (a) numérisation des renforts avec un scanner optique à haute résolution; (b) renfort bidirectionnel et définition de paramètres analysés.

5.2.1 Description de l'instrument et du renfort utilisé

Le viscoanalyseur DMA+450 de la compagnie Metravib/ACOEM a été utilisé pour réaliser les essais de compaction statique et assistée par vibration. Cet instrument habituellement employé pour déterminer les caractéristiques dynamiques de matériaux viscoélastiques, comme les polymères et les élastomères a dû être adapté pour les préformes des renforts fibreux. En effet, la raideur des préformes sous compaction change trop soudainement, ce qui empêchait la DMA d'atteindre les consignes de force et de fréquence. Il faut savoir que le viscoanalyseur calcule les propriétés mécaniques des matériaux à partir de la réponse d'un échantillon soumis à une excitation dynamique d'amplitude et de fréquence connues. La raideur de l'échantillon (i.e., le rapport entre la force appliquée et le déplacement résultant) est mesurée directement par l'instrument, puis est ensuite utilisée pour déduire des propriétés mécaniques du matériau comme le module et l'angle de perte. Contrairement aux polymères qui présentent une raideur assez constante en compaction, les renforts fibreux se distinguent pour une raideur qui évolue non linéairement avec la force. Ainsi, une préforme sous compaction est très souple au début de la sollicitation et devient raide très rapidement lorsque la force augmente. Cette caractéristique propre au matériau fibreux rend difficile l'atteinte des consignes dynamiques de la part du viscoanalyseur. Il a donc été nécessaire de modifier les paramètres de contrôle de la machine et de faire des nombreux essais, afin d'avoir un instrument capable d'appliquer des sollicitations dynamiques sur les renforts fibreux. Des images et des descriptions détaillées du viscoanalyseur DMA+450 peuvent être consultées dans les sections *3.4.1*, et *4.4.1* de cette thèse.

Le matériau qui fait l'objet de cette étude est un renfort en fibres de verre bidirectionnel équilibré (voir Figure 5-1b). Ce type de renfort est bien adapté pour le traitement d'image car c'est un tissu d'architecture simple et balancée (i.e., avec le même type de torons dans les directions chaîne et trame). Le renfort a une densité surfacique de 588 g/m^2 et une épaisseur de 0.568±0.014 mm sous une pression de 10 kPa (ASTM D1777-96). Les échantillons testés sont des empilements de 6 couches de 40 mm de diamètre où les renforts sont orientés dans la même direction. Les couches ont dû être manipulées avec beaucoup de précaution afin d'éviter qu'ils ne se déforment ou qu'ils perdent des torons avant d'être placés sur le viscoanalyseur. La Figure 5-2 montre le moment où un échantillon est placé dans le porte-échantillon de la DMA+450.

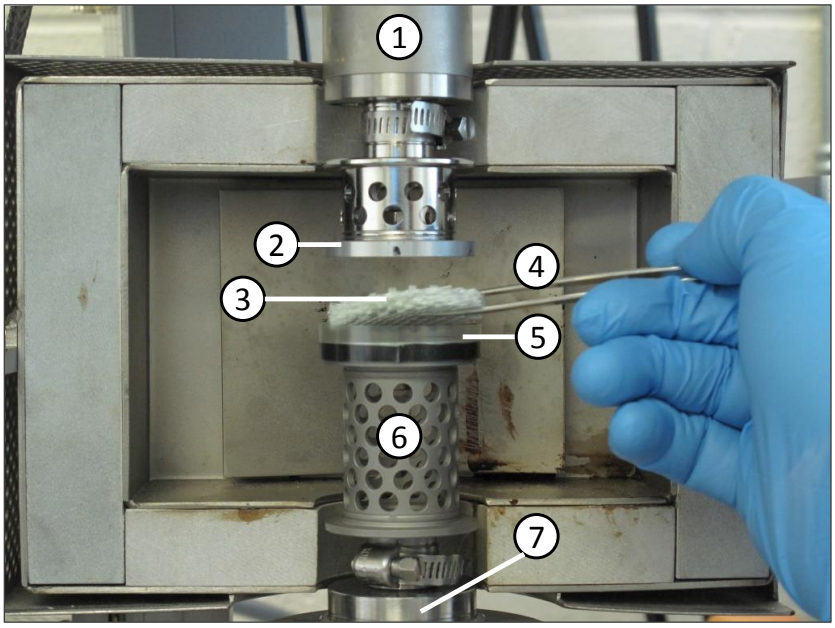
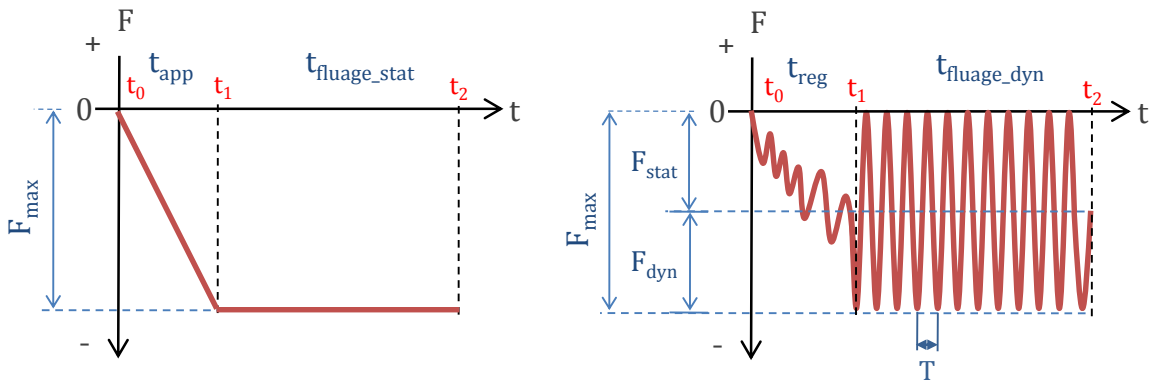


Figure 5-2 : Placement des échantillons dans le viscoanalyseur DMA+450 : (1) partie mobile de l'excitateur électrodynamique; (2) plateau de compression; (3) échantillon; (4) pinces pour manipuler les échantillons; (5) barrage flexible pour éviter l'éparpillement des fibres durant les tests; (6) support de porte-échantillon et (7) capteur de force statique.

5.2.2 Procédures de compaction

Deux procédures de compaction (statique et assistée par vibration) ont été appliquées sur les échantillons afin d'observer leur impact sur l'étalement de fibres. La Figure 5-3 présente un schéma des deux procédures de compaction étudiées. Pour la compaction statique (voir Figure 5-3a), la force est appliquée suivant une pente de compaction jusqu'à atteindre la force maximale F_{max}. Le délai pour arriver à cette force est défini comme le temps d'application t_{app}. Lorsque la force maximale est atteinte, elle est maintenue constante durant une période appelée le temps de fluage statique t_{fluage_stat}. La fin de cette période est marquée par le temps t_2. Des images des échantillons sont prises au début et à la fin du test, notamment aux temps t_0 et t_2. La procédure de compaction assistée par vibration (voir Figure 5-3b) consiste en l'application simultanée d'une force statique et d'une force dynamique ou oscillatoire. Semblable à la compaction statique, un délai de régulation t_{reg} est nécessaire pour atteindre la consigne qui, dans ce cas, est définie par l'amplitude de la force statique F_{stat}, l'amplitude de la force dynamique F_{dyn} et la fréquence

d'oscillation *f*. Par la suite, ces paramètres sont maintenus constants durant une période appelée le temps de fluage dynamique t_{fluage_dyn}. La fin de cette période est marquée par le temps t_2.



(a) (b)

Figure 5-3 : Procédures de compaction étudiées: (a) compaction statique; (b) compaction assistée par vibration.

Dans le but d'avoir des résultats comparables, les périodes d'application (t_{app} et t_{reg}) et de maintien des forces (t_{fluage_stat} et t_{fluage_dyn}), ainsi que la force maximale (F_{max}) ont été gardés égales dans les deux procédures de compaction. Les détails sur le plan d'expérience sont présentés dans le Tableau 5-1 ci-dessous. Trois échantillons ont été testés pour chaque configuration pour un total de 48 essais.

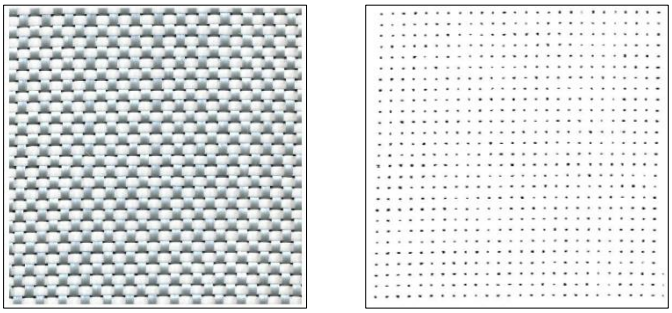
Tableau 5-1 : Plan expérimental pour l'étude de la réorganisation de fibres sous compaction.

Freq. (*Hz*)	$\boldsymbol{F_{stat}}$ (*N*)	$\boldsymbol{F_{dyn}}$ (*N*)	$\boldsymbol{F_{max}}$ (*N*)	$\boldsymbol{\sigma_{max}}$ (*kPa*)	$\boldsymbol{F_{dyn}/F_{stat}}$	$\boldsymbol{t_{fluage}(min)}$
0	220	0	220	175	n/a	3, 7, 11, 15
40, 95, 195	110	110	220	175	1.0	3, 7, 11, 15

5.2.3 Traitement d'images

La première étape consiste à numériser les renforts à l'aide d'un scanner optique. Ceci permet de déterminer l'état initial des renforts et de définir les paramètres géométriques qui seront analysés, notamment l'espace interstitiel (EI) et la largeur des torons (LT). L'espace interstitiel correspond au rapport entre l'aire inoccupée par les fibres (espaces vides) et la surface totale de l'image, tandis que la largeur des torons correspond à la moyenne de toutes les largeurs de torons de l'image dans les sens chaîne et trame (voir Figure 5-1b).

L'image produite lors de la numérisation du renfort est composée des pixels avec plusieurs niveaux de gris. Cette image, dont on cherche à repérer l'aire inoccupée par des fibres, est soumise à une opération de binarisation par seuillage dans laquelle tous les pixels sont classés selon leur niveau de gris en deux types : des pixels noirs et des pixels blancs. Les pixels noirs équivalent aux espaces vides, et les pixels blancs aux espaces en présence de fibres. L'efficacité de cette technique dépend de la résolution de l'image et du seuil de binarisation utilisés. L'emploi d'une résolution élevée est préférable, mais cela produit des images lourdes dont le temps de traitement peut être très long. Suite à l'analyse d'images avec des résolutions entre 200 et 4800 ppp, le meilleur compromis entre un temps de binarisation raisonnable et des images de bonne qualité a été obtenu lorsque les renforts sont numérisés à 1200 ppp. Concernant le seuil de binarisation, celui-ci a été déterminé à partir d'une technique de seuillage global par histogramme, suivi par une validation visuelle. La Figure 5-4 montre l'image d'un renfort numérisée à 1200 ppp, sur lequel une binarisation par seuillage a été appliquée. Au total 288 images ont été analysées.



(a) (b)

Figure 5-4 : Procédure de binarisation d'un renfort non compacté : (a) image originale; (b) image binarisée sous un seuil.

Les images ayant subi la binarisation sont analysées avec le logiciel Matlab afin de déterminer l'espace interstitiel et la largeur des torons (voir Figure 5-5). Dans un premier temps, le nombre de pixels noirs est comptabilisé. Le rapport entre ce nombre et celui de tous les pixels sur l'image donne un pourcentage qui correspond à l'espace interstitiel (EI) du renfort. Par la suite, chaque ligne de pixels est lue de gauche à droite et du haut vers le bas. Le nombre de pixels blancs entre chaque séquence de pixels noirs (i.e., espaces interstitiels) est calculé et corrélé avec une distance en millimètres. Cette distance est calculée pour chaque ligne de pixels sur toute l'image dans les sens chaîne et trame. La moyenne de ces mesures correspond à la largeur des torons (LT).

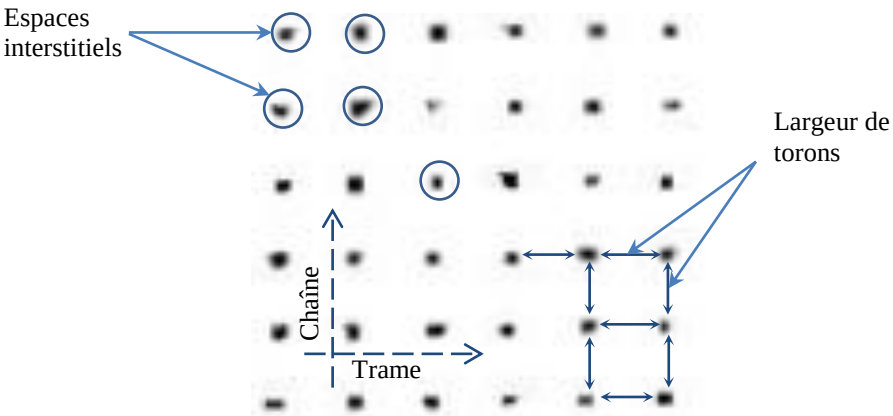


Figure 5-5 : Fragment d'une image binarisée et identification des espaces interstitiels et de la largeur de torons dans les sens chaîne et trame.

5.3 Résultats

5.3.1 Espaces interstitiels

Les espaces interstitiels présents dans les renforts avant compaction ont diminué après la mise en œuvre des deux procédures de compaction. Cette diminution résulte de l'écrasement des mèches survenu lorsque la force de compression surmonte les restrictions mécaniques et de frottement opposées par les fibres. Ainsi les fibres glissent les uns sur les autres, entraînant l'étalement des mèches, une augmentation de l'aire de contact entre les fibres et finalement l'accroissement du frottement. C'est donc à partir d'un certain seuil, lorsque le frottement entre les fibres est très élevé, que les fibres cessent de glisser et que la diminution des espaces interstitiels s'arrête.

Ce phénomène de déformation planaire des torons peut être observé sur les images numérisées. La Figure 5-6 présente les images numérisées et binarisées des renforts avant et après compaction. Avant compaction le renfort compte en moyenne 3% d'espace interstitiel ouvert. Ceci veut dire que les mèches du renfort n'occupent pas tout l'espace disponible entre elles. Lors de la compaction statique, les mèches se compriment et se déforment dans le plan, occupant ainsi un pourcentage des interstices disponibles. Toutefois, l'espace interstitiel reste égal à 2.47%. À ce stade, la friction entre les mèches et les filaments constituent une limite mécanique à la déformation du renfort.

Lors de l'application d'une force de compaction vibratoire, l'espace interstitiel est fortement réduit (voir Figure 5-6). Durant la compaction vibratoire le glissement entre les filaments à l'intérieur des mèches est favorisé par une diminution des forces de frottement. Ceci permet aux mèches du renfort de se déformer plus librement en occupant presque la totalité de l'espace interstitiel. Cet étalement des fibres a pour conséquence une augmentation de l'aire de contact entre les torons, mais comme ce contact n'est qu'intermittent grâce aux vibrations, on présume qu'il n'affecte pas le frottement au point d'empêcher les fibres de se réorganiser.

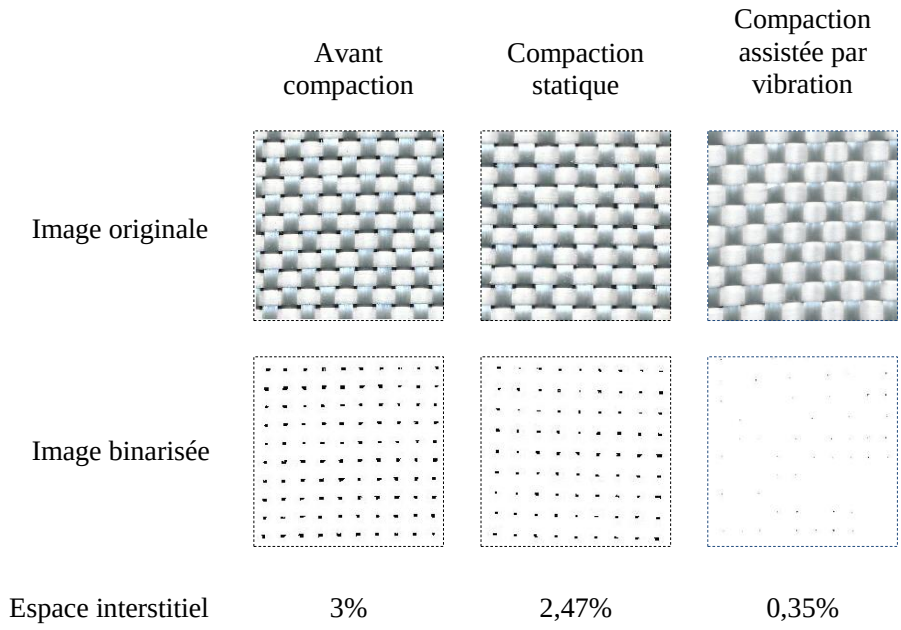


Figure 5-6 : Technique de traitement d'images pour déterminer l'espace interstitiel des renforts.

La Figure 5-7 montre les pourcentages de l'espace interstitiel des renforts soumis aux compactions statique et assistée par vibration en fonction du temps de fluage. Même si l'ajout des vibrations a une influence importante sur la réduction des espaces interstitiels, les expériences ont montré qu'il n'y a aucune différence entre les fréquences utilisées, qu'elles soient de 40, 95 ou 195 Hz. De plus, il semble que les périodes de fluage choisies soient trop rapprochées et les effets du temps, s'il y en a, ne seraient visibles que sur des périodes plus longues.

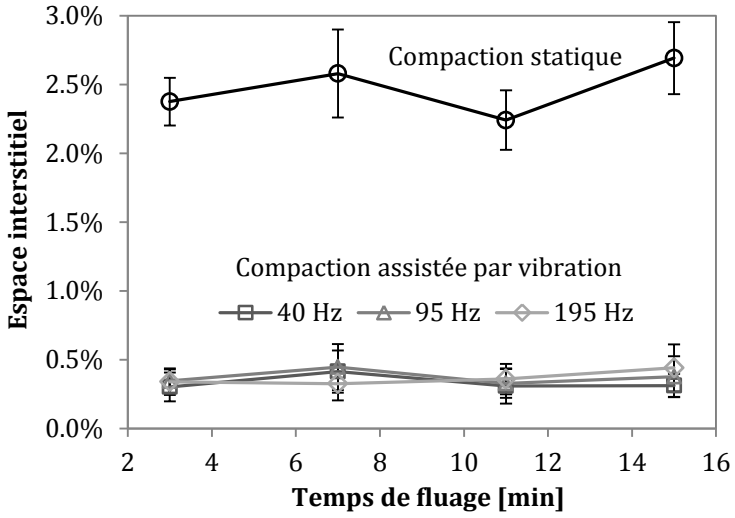


Figure 5-7 : Pourcentage d'espace interstitiel en fonction du temps de fluage et de la procédure de compaction.

La Figure 5-8 montre le pourcentage d'espace interstitiel sur chaque couche des préformes soumises à la compaction assistée par vibration, sans égard à la fréquence utilisée. Notons que chaque préforme est composée de six couches, dont la numérotation commence du bas vers le haut (i.e., la couche 1 est en contact avec le porte-échantillon, et la couche 6 avec le plateau vibratoire). Le calcul de la moyenne arithmétique et de l'écart type des espaces interstitiels (EI) ont dévoilé que la compaction était uniforme à travers l'épaisseur et que les couches extérieures (i.e., 1 et 6) avaient une variabilité inférieure à celle des couches intérieures (i.e., 2 à 5). Les couches en contact avec le porte-échantillon et le plateau vibratoire seraient donc affectées différemment par les vibrations. Ces résultats confirment ce qui avait été remarqué visuellement durant les tests de compaction vibratoire concernant la réorganisation des fibres dans le plan menant à une diminution des EI.

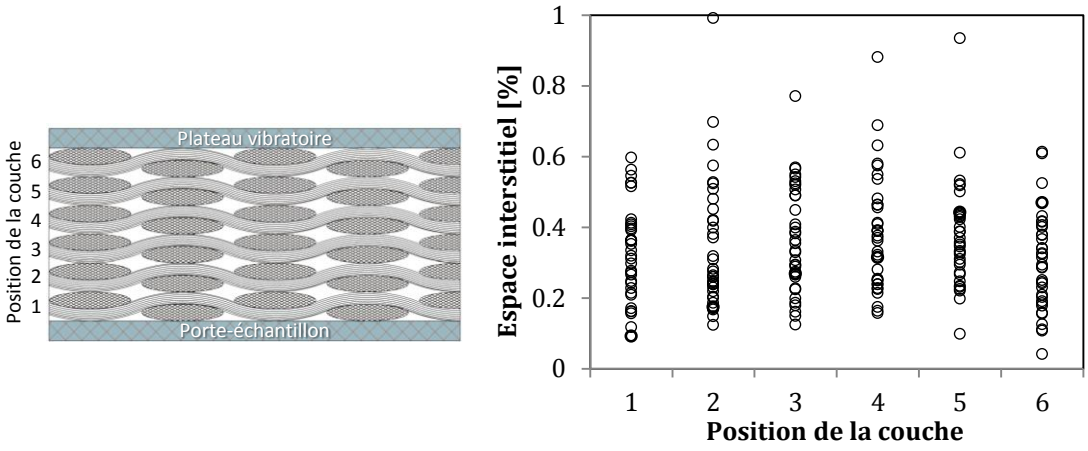
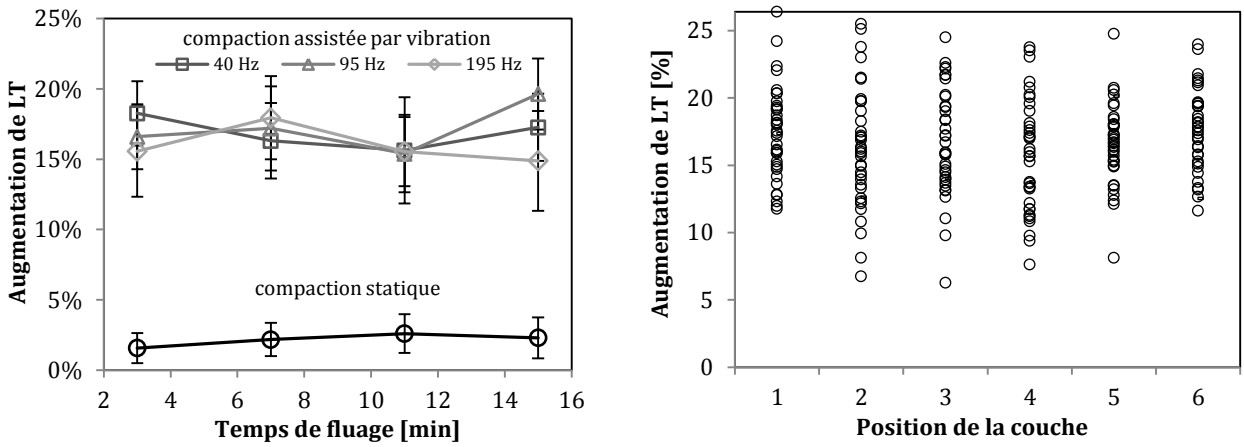


Figure 5-8 : Pourcentage d'espace interstitiel selon la position de la couche du renfort dans la préforme.

5.3.2 Largeur de torons

L'augmentation de la largeur des mèches du renfort est une autre conséquence du phénomène de glissement des fibres suite à la compaction. La Figure 5-9a montre les différences entre l'augmentation de la largeur des torons (LT) d'échantillons soumis aux compactions statique et assistée par vibration. Les échantillons soumis à la compaction statique affichent un élargissement de torons d'environ 2% avec une subtile tendance à la hausse avec le temps de fluage. En ce qui concerne les résultats de la compaction assistée par vibration, l'élargissement moyen est de 16.7% et il n'y a pas de corrélation ni avec le temps, ni avec la fréquence de vibration. Cette augmentation de la largeur des torons est une autre façon de quantifier le phénomène de déformation des mèches soumises aux vibrations.

La Figure 5-9b présente les résultats de l'augmentation de LT sur les couches de préformes compactées à l'aide des vibrations. Tel qu'observé au niveau de la réduction des espaces interstitiels, un impact équivalent existe sur la largeur des torons (LT) entre toutes les couches du renfort. Toutefois, les couches où l'élargissement de LT est le plus affecté par les vibrations sont celles placées sur les faces inférieure et supérieure de la préforme, soit les couches 1 et 6. C'est également pour ces couches que l'élargissement des torons est le plus uniforme (i.e., moins de variabilité).



(a) (b)

Figure 5-9 : Augmentation de la largeur des torons : (a) en fonction du temps de fluage et de la procédure de compaction; (b) selon la position de la couche du renfort dans la préforme.

5.3.3 Taux volumique de fibres

Lorsqu'un renfort fibreux est compacté, son épaisseur décroît généralement de façon non linéaire (cf. 3.3.1). Cette décroissance résulte de l'effet combiné de la flexion de fibres, de leur réarrangement au sein de mèches (i.e., glissement intra-mèche) et de l'emboîtement entre mèches de couches adjacentes (i.e., glissement inter-mèche). L'étude de la déformation à travers l'épaisseur demande donc d'analyser la préforme comme un ensemble, et non couche par couche tel que présenté dans les sections précédentes. Afin d'examiner l'impact des compactions statique et assistée par vibration sur l'épaisseur des préformes, des données sur le taux volumique de fibres ont été recueillies à partir de l'équation suivante :

$$V_f = \frac{n \cdot \rho_s}{\rho_v \cdot h_{(t_i)}} \tag{5-1}$$

où V_f est les taux volumique de fibres, n le nombre de couches, ρ_s la densité surfacique du renfort, ρ_v la densité volumique des fibres de verre, et $h_{(t_i)}$ l'épaisseur des préformes aux temps t_0, t_1 ou t_2 (voir Figure 5-3). Pour chaque essai, le taux de fibres V_f a été mesuré à trois instants précis : *i)* au temps t_0 quand la préforme se trouve à son état naturel et n'a pas encore été

compactée; *ii)* au temps t_1 lorsque la préforme est compactée et atteint la force maximale F_{max} et *iii)* au temps t_2 qui correspond à la fin du fluage et varie entre 3 et 15 min selon l'essai.

La Figure 5-10 présente les résultats obtenus des tests de compaction statique et assistée par vibration. Le taux volumique de fibre à t_0 est de 37.4% avec un écart type de 0.3%. Cette valeur a été obtenu à partir de la moyenne arithmétique du V_f de tous les échantillons testés. Pendant la compaction statique, le taux volumique de fibres monte à 59%, ce qui représente un gain de 21.7%. Les préformes soumises à la compaction assistée par vibration présentent un gain supérieur à 30% durant cette étape. Il y a même une légère augmentation de V_f avec la fréquence de vibration. À cet stade, les préformes atteignent des taux de fibres proches de 70%. Suite à la compaction, les forces de compaction sont maintenues constantes pour des périodes allant de 3 à 15 min (voir Tableau 5-1). Les échantillons sous fluage statique montrent une faible augmentation du V_f avec le temps. Cet accroissement est de 0.69% et 0.97% pour 3 et 15 min respectivement. Les échantillons sous fluage vibratoire ont aussi montré une augmentation du V_f avec le temps, mais à une plus grande échelle. Dans la présente étude, le plus grand incrément de V_f est 3.56% après 15 minutes de vibration à une fréquence de 40 Hz. Notons que pour les trois fréquences évaluées, les résultats indiquent que durant le fluage sous vibration, les basses fréquences favorisent davantage la réorganisation de fibres. Ceci est probablement dû au temps dont disposent les fibres pour se réorganiser entre chaque cycle. En effet, les fréquences élevées ne donneraient pas assez du temps aux fibres pour leur permettre de relaxer et de se réorganiser sous une forme plus compacte.

Il fut important d'évaluer le taux volumique de fibres pour chaque étape, car cela a permis d'observer séparément les contributions de la compaction et du fluage à la déformation de la préforme. Seul le taux de fibres V_f à la fin du test n'aurait pas permis de déduire l'impact de la fréquence sur la compaction des renforts.

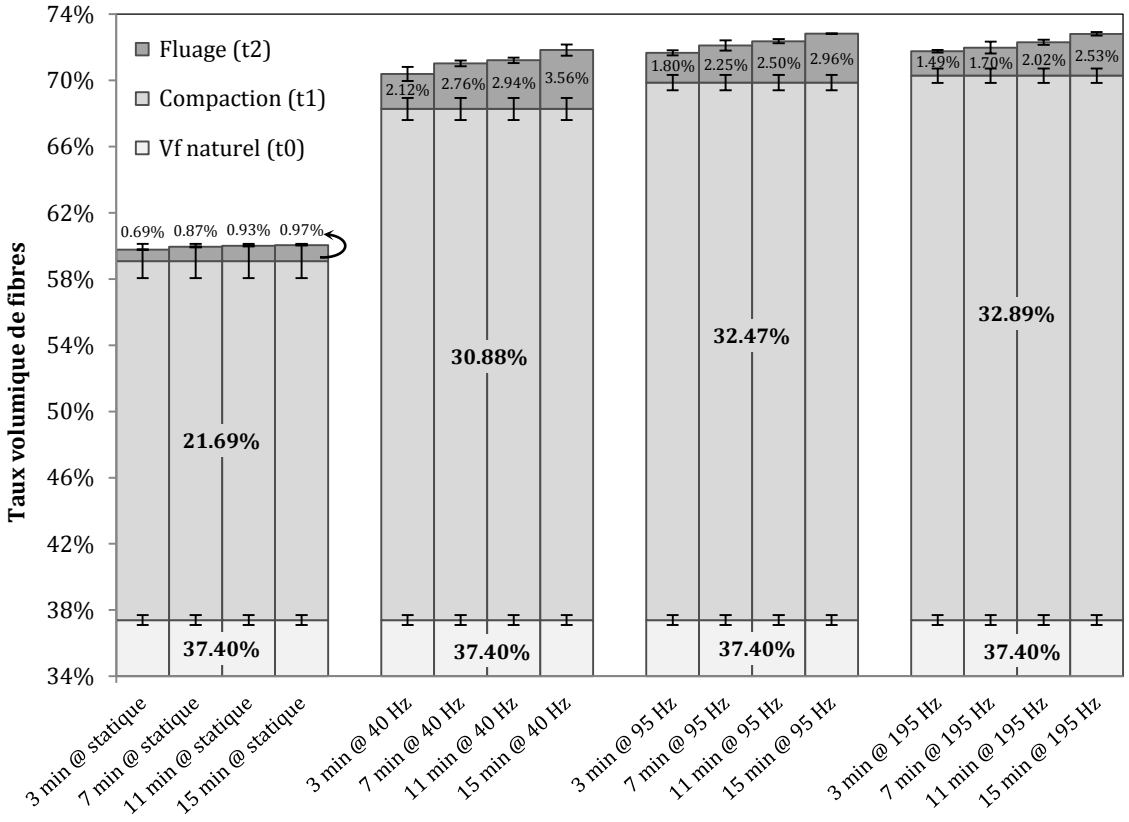


Figure 5-10 : Taux volumique de fibres en fonction du temps de fluage et de la procédure de compaction.

5.3.4 Observations au microscope numérique

Les observations faites jusqu'à présent liées à la réduction des espaces interstitiels et à l'élargissement des torons ont permis de découvrir la déformation des renforts à partir d'une nouvelle perspective. Afin d'enrichir ces observations, quelques échantillons issus des procédés de compaction statique et de compaction assistée par vibration ont été analysés à l'aide du microscope numérique KEYENCE VHX-1000 avec l'objectif zoom VH-Z250R. Dans le but de préparer les échantillons aux observations au microscope, toutes les préformes allant faire objet d'analyse ont été infusées simultanément avec une résine vinylester. Les échantillons composites fabriqués ainsi, ont été par la suite découpés et polis. La Figure 5-11 montre une image de la découpe transversale d'un échantillon ayant subi la procédure de compaction statique. Dans un premier temps, on voit que les mèches sont presque alignées, ce qui démontre qu'il n'y a pas eu

d'emboîtement entre les couches adjacentes. Dans un deuxième temps, la forme encore elliptique des torons laisse présumer que leur écrasement a été faible et qu'il y a eu peu de glissement de fibres au sein de mèches. Finalement, les zones plus claires sur l'image révèlent la taille des macro-canaux existants entre les mèches. Ces canaux, visibles dans une découpe transversale, sont liés aux espaces interstitiels visibles à partir d'une vue de dessus du renfort.

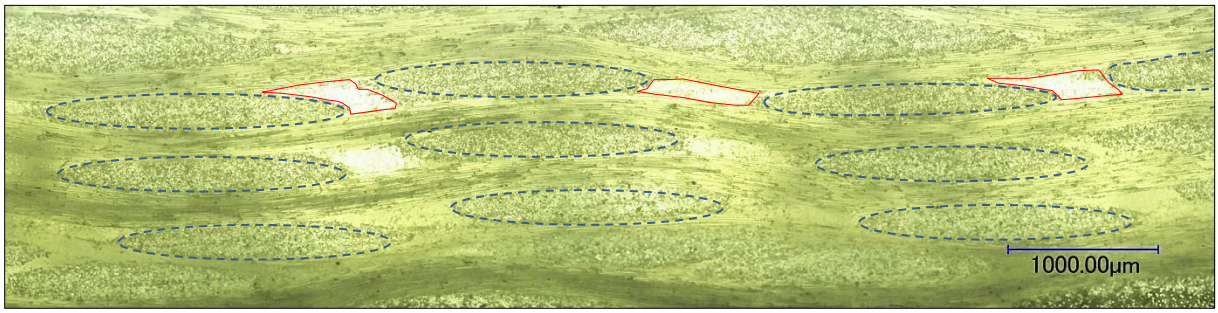


Figure 5-11 : Échantillon ayant subi la procédure de compaction statique.

La Figure 5-12 montre une image prise avec le microscope d'un échantillon qui a été compacté en utilisant la procédure de compaction assistée par vibration. Dans ce cas, la réorganisation du réseau fibreux est plus présente. D'abord, l'image montre que les mèches se sont légèrement déplacées pour s'emboîter avec des mèches voisines. On y voit aussi que les mèches se sont aplaties et leur forme elliptique s'est transformée en lenticulaire. Finalement, en ce qui concerne les macro-canaux, ils sont de moindre taille par rapport à ceux des échantillons sous compaction statique.

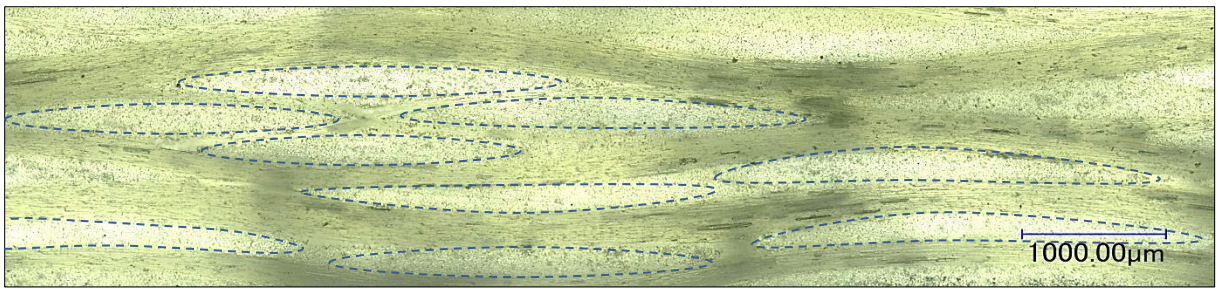


Figure 5-12 : Échantillon ayant subi la procédure de compaction assistée par vibration.

Notons que l'emboîtement entre les mèches est un phénomène aléatoire. Bien qu'il est possible que l'emboîtement observé dans la Figure 5-12 ait été occasionné fortuitement durant le drapage de la préforme, d'autres observations laissent croire que ce type de phénomène est favorisé par la procédure de compaction assistée par vibration (cf. 3.5.3). En ce qui concerne l'aplatissement de torons et le rétrécissement de macro-canaux, les images présentées ci-dessus illustrent bien l'impact des vibrations sur les caractéristiques du renfort fibreux.

5.4 Conclusion

Les résultats des études expérimentales effectuées dans ce chapitre exposent, par le biais de techniques de traitement d'images et des observations au microscope, les effets de deux types de compaction statique et par vibration sur la déformation et le réarrangement des renforts fibreux. Les premières observations ont démontré que la procédure de compaction assistée par vibration encourage fortement l'étalement de fibres dans le plan. Par la suite, on a observé que cet étalement, quantifié par la mesure de EI et LT, est presque homogène sur toutes les couches d'une préforme. Toutefois, on suppose que la façon dont les vibrations se propagent à travers le renfort génère un gradient d'écrasement des fibres dans lequel les couches les plus affectées se trouvent aux extrémités de la préforme, donc en contact avec le plateau vibratoire et le porte-échantillon. Cette constatation ouvre une question sur la performance de la compaction assistée par vibration lorsque le nombre de couches de la préforme compactée est important.

Les images obtenues au microscope ont aussi apporté des informations importantes, notamment pour l'étape qui suit la compaction du renfort, soit celle de l'imprégnation par une résine polymère à l'état liquide. L'absence presque systématique de canaux entre les torons sur les préformes soumises à la compaction assistée par vibration laisse supposer que la perméabilité sera considérablement affectée. Ainsi, l'utilisation des vibrations permettrait d'atteindre des taux volumique de fibres plus élevés, mais il en résulterait une diminution de la perméabilité du renfort. Ceci est un facteur important qu'il faudrait tenir en compte dans la mise en forme du composite.

CHAPITRE 6 PROTOTYPE DE COMPACTION ASSISTÉE PAR VIBRATION

Dans ce chapitre, un prototype de compaction assistée par vibration a été développé et testé afin d'évaluer sa capacité à reproduire les conditions de compaction définies à l'aide du viscoanalyseur. Cette étude met en évidence des aspects critiques reliés à l'utilisation de la compaction assistée par vibration dans le cadre d'une application industrielle.

6.1 Introduction

Jusqu'à présent, le viscoanalyseur DMA+450 a été utilisé pour appliquer des charges sinusoïdales contrôlées en fréquence et en amplitude sur des échantillons de matériaux fibreux. La flexibilité de cet appareil durant la configuration des essais a permis d'explorer des sollicitations sous différentes conditions, notamment en termes de raideur, force et fréquence. Les paramètres principaux de compaction assistée par vibration ont été identifiés (i.e., force statique, force dynamique et fréquence de vibration) et la réponse des renforts fibreux soumis à cette procédure a été caractérisée. L'étape suivante consiste à développer un montage expérimental capable de reproduire les paramètres de compaction assistée par vibration sur un moule d'infusion. Ce montage servira principalement à évaluer l'applicabilité de la procédure dans un cadre de mise en forme des pièces composites.

6.2 Protocole expérimental

Un nouveau montage a été conçu dans le but d'appliquer la procédure de compaction assistée par vibration à la fabrication d'une pièce composite par infusion de résine. Ce montage, appelé prototype de vibro-compaction, vise à reproduire les conditions de compaction (i.e., force statique, force dynamique et fréquence de vibration) définies dans le viscoanalyseur. Le montage est ensuite utilisé pour compacter des empilements du renfort fibreux selon la procédure de compaction assistée par vibration. Finalement, la réponse des renforts est étudiée et des

paramètres comme les espaces interstitiels, la largeur des torons et la variation d'épaisseur sont mesurées. Cette étude a permis, entre autres, de repérer les avantages et les inconvénients associés à l'utilisation de vibration dans la mise en forme de pièces composites.

6.3 Description du prototype

La Figure 6-1 montre un schéma du montage du prototype de vibro-compaction développé dans ce travail. Le montage est composé d'une plaque en acier (*7*) montée sur quatre pieds amortisseurs (*8*). Un laminé (*3*) composé d'un empilement de couches de fibres de verre est déposé sur la plaque en acier. Un sac à vide (*5*) est déposé sur le laminé afin de le maintenir à la pression atmosphérique. Sur cet ensemble, un vibrateur pneumatique (*1*) est déposé au moyen d'une plaque métallique de soutien (*2*). Il s'agit d'un vibrateur pneumatique omnidirectionnel fonctionnant à l'air comprimé, qui actionne une bille en acier durci à haute vitesse autour d'un chemin rectifié et poli, produisant ainsi des vibrations à haute fréquence. Le vibrateur est attaché à une plaque métallique qui transfère les vibrations à l'échantillon. Finalement, deux capteurs de position linéaire (*9*) ont été utilisés afin de surveiller les changements dans l'épaisseur de l'échantillon. Les bouts des capteurs reposent sur la plaque métallique, mais les capteurs ont été installés sur un support extérieur au montage.

Dans cet ensemble, la force statique est assurée par la pression atmosphérique lorsque le renfort se trouve sous la bâche plastique (*5*). La pression de compaction statique est donc environ -1 bar (-100 kPa). La force vibratoire, fournie par le vibrateur pneumatique (*1*), est distribuée sur la surface de l'échantillon (*3*) à travers la plaque métallique (*2*). Dans le cas des vibrations pneumatiques, la force et la fréquence de vibration dépendent directement de la pression d'air imposée. Le vibrateur utilisé dans cette application peut, avec une pression d'air de 100 psi, générer une force centrifuge de 1200 N à une fréquence de vibration de 270 Hz. Sur un échantillon carré de 10×10 cm (0.01 m^2), cette force équivaut à une pression de compaction dynamique de 120 kPa. Toutefois, il faut savoir que si le montage du vibrateur n'est pas suffisamment rigide, la force et la fréquence sur la surface de l'échantillon diminuent.

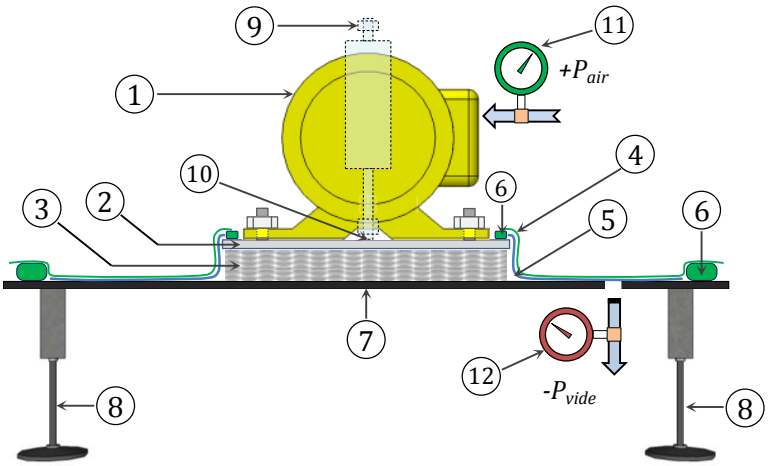


Figure 6-1: Prototype de compaction assistée par vibration : (1) vibrateur pneumatique; (2) plaque métallique; (3) préforme (6 couches du PWF); (4) bâche à vide; (5) feutre de drainage; (6) ruban à joint; (7) moule plat en acier; (8) pieds amortisseurs; (9) capteurs de position linéaire; (10) point d'accotement du capteur de position; (11) manomètre; (12) vacuomètre.

La Figure 6-2 montre une photo du prototype de vibro-compaction construit pour cette étude. La préforme en fibres de verre *(3)* et la plaque métallique qui supporte le vibrateur *(2)* ont les mêmes dimensions. Dans ce cas, le feutre de drainage est un peu plus grand afin d'obtenir une bonne distribution du vide entre le port de vide *(12)* et la préforme. Le ruban à joint autour du moule en acier *(7)* assure l'étanchéité de l'ensemble et garantit l'efficacité de la transmission des pressions statique et vibratoire à l'échantillon.

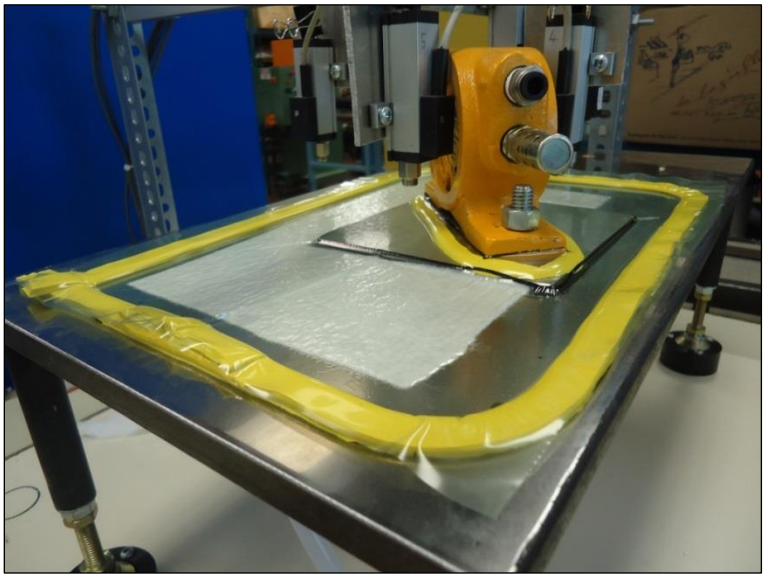


Figure 6-2 : Photo de l'ensemble du prototype de vibro-compaction.

6.4 Procédures de compaction

Un plan expérimental de compaction assistée par vibration a été conçu à partir des pressions statique et dynamique théoriques de -100 kPa et 120 kPa respectivement. Cependant, on a remarqué expérimentalement que ces valeurs n'étaient pas atteintes. La pression de vide fournie par la pompe atteint seulement un maximum de -90 kPa et la pression maximale d'air mesurée par le manomètre du vibrateur était de 72 psi. Avec cette pression d'air, le vibrateur devrait osciller à 240 Hz et produire une force centrifuge de 1000 N, néanmoins la fréquence de vibration et la force centrifuge mesurées étaient seulement de 180 Hz et 565 N respectivement. Ce ralentissement résulte d'une perte d'énergie occasionnée par l'amortissement des vibrations par le montage. Notons que le vibrateur est bien attaché à la plaque métallique. Cependant la rigidité de l'ensemble sous l'effet de la pression de vide sous la bâche plastique n'est pas suffisante pour atteindre les conditions théoriques. Après avoir pris connaissance de l'amplitude des pressions disponibles, le plan d'expériences a été modifié (voir Tableau 6-1). Au total, 5 échantillons composés de 6 couches du renfort sec de 10×10 cm^2 ont été soumis à la procédure de compaction assistée par vibration durant une période de 10 minutes. Le matériau utilisé est un renfort en fibres de verre bidirectionnel tissé (cf. 5.2.1).

Tableau 6-1 : Plan expérimental du prototype de vibro-compaction.

Freq. (Hz)	σ_{stat} *(kPa)*	σ_{dyn} *(kPa)*	σ_{max} (kPa)	F_{dyn}/F_{stat}	$t_{vib}(min)$
180	90	56.5	146.5	0.63	10

6.5 Résultats

6.5.1 Traitement d'images

La technique de traitement d'images développée au chapitre précédent (cf. 5.2.3) a été utilisée pour mesurer l'étalement des fibres au niveau de la réduction des espaces interstitiels et de l'élargissement des torons. La Figure 6-3a montre les pourcentages de l'espace interstitiel sur chaque couche des préformes avant compaction et après vibro-compaction. L'espace interstitiel de couches avant compaction est de l'ordre de 3%. Après la vibro-compaction, cet espace est réduit à seulement 0.45% en moyenne. Une réduction de la dispersion de résultats est aussi observée. Concernant l'élargissement des torons, la Figure 6-3b affiche les valeurs pour chaque couche des cinq échantillons testés. Après la vibro-compaction, la largeur des torons a augmenté de 11.2% en moyenne.

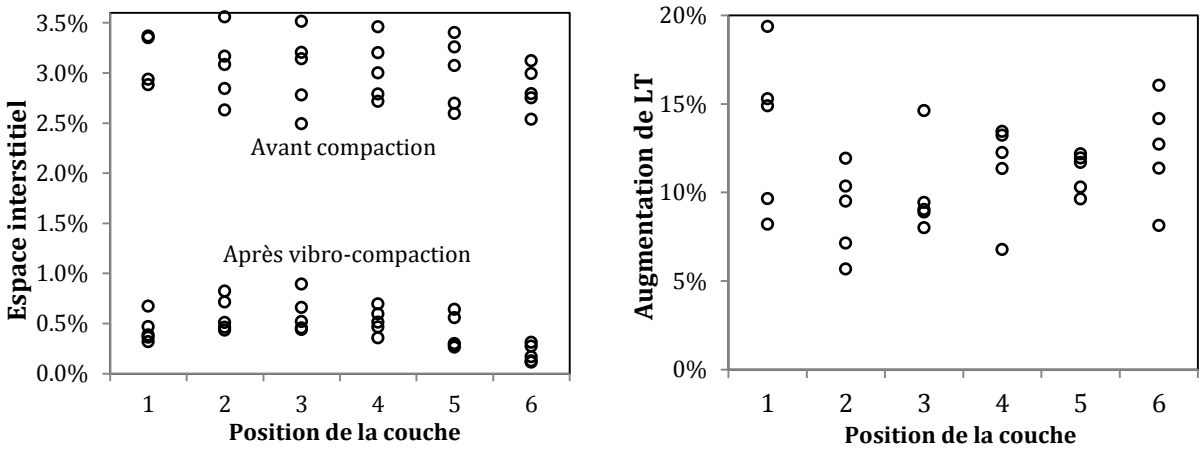


Figure 6-3 : Mesures effectuées à partir du traitement d'images : (a) espace interstitiel des couches avant et après vibro-compaction; (b) augmentation de la largeur de torons.

Ces résultats montrent une cohérence entre les résultats d'essais effectués dans le viscoanalyseur et dans le prototype. Étant donné que la pression maximale de compaction σ_{max} et le rapport des forces dynamique/statique étaient moins élevés dans le prototype, il est normal que les valeurs des paramètres qui caractérisent l'étalement de fibres soient plus faibles.

6.5.2 Variation de l'épaisseur

Des capteurs de position linéaire installés sur la plaque métallique ont permis d'étudier la déformation des préformes dans la direction de l'épaisseur. Afin de comparer la réponse des préformes soumises à la compaction traditionnelle et à la compaction assistée par vibration, des essais de compaction statique ont été ajoutés au plan expérimental. La Figure 6-4 montre la variation d'épaisseur mesurée dans les deux cas. Au début, au temps zéro, l'épaisseur des préformes est sensiblement la même. Au bout de 30 secondes, au point 1, la pression de vide (-90 kPa) est appliquée et les deux échantillons suivent la même courbe de compaction. Cette pression de vide est maintenue constante durant toute l'expérience. L'échantillon soumis à la compaction statique éprouve du fluage et son épaisseur diminue lentement dans le temps. Au bout de 120 s, au point 2, le vibrateur est mis en marche et l'épaisseur de l'échantillon soumis à la compaction assistée par vibration subit une deuxième diminution subite de l'épaisseur. Trente secondes plus tard, l'épaisseur se stabilise avec un léger fluage. La diminution d'épaisseur additionnelle fournie par les vibrations a permis au renfort d'augmenter le taux volumique de fibres de 6.5%. Ces résultats mettent en évidence l'impact instantané des vibrations sur la réorganisation des fibres et donc sur la réduction de l'épaisseur.

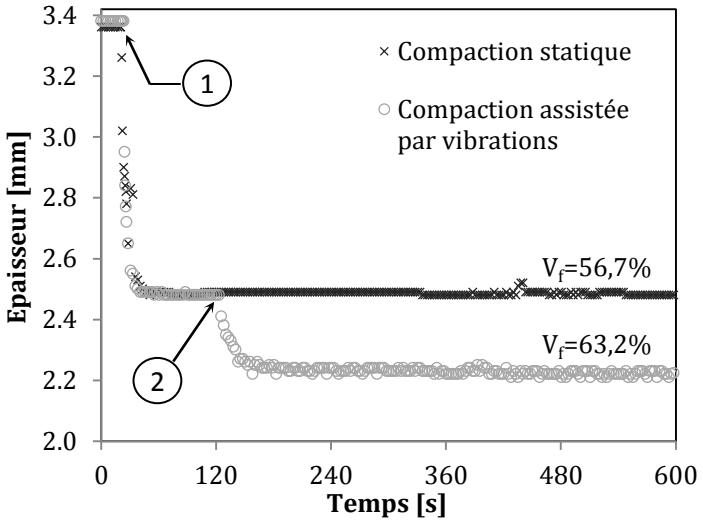


Figure 6-4 : Variation de l'épaisseur de la préforme : (1) début d'application de la pression de vide; (2) mise en marche du vibrateur pneumatique.

6.6 Conclusion et recommandations

Ce chapitre a présenté le montage développé pour appliquer la compaction assistée par vibration sur des échantillons des renforts fibreux. Dans cette étude, la réponse des renforts a été mesurée au moyen d'une technique de traitement d'images et à l'aide des capteurs de déplacement. L'étalement des fibres et les variations d'épaisseur observées ont démontré l'influence des vibrations sur la réorganisation du réseau fibreux. Quant à l'importance de ce réarrangement, il est cohérent par rapport à ce qui avait été trouvé à l'aide du viscoanalyseur. L'ensemble des résultats atteste de la capacité du prototype à reproduire la compaction assistée par vibration.

Des aspects critiques reliés à la mise en place de la procédure sur des échantillons de plus grande taille ont été identifiés. Le premier élément concerne la pression de compaction statique (i.e., pression de vide). Étant donné que la rigidité de l'ensemble du système vibrateur-échantillon est assurée par la pression de compaction statique, il est souhaitable que cette pression atteigne sa valeur maximale (i.e., la pression atmosphérique). Notons aussi que si l'union entre le vibrateur et le montage n'est pas suffisamment rigide, la fréquence de vibration et la force générée par le vibrateur diminuent, ce qui aura un impact négatif sur l'efficacité de la procédure. Le deuxième

élément en question est la dimension et la raideur de la plaque métallique qui se trouve entre le vibrateur et l'échantillon. Si cette plaque est trop souple ou trop grande, celle-ci risque de fléchir et de produire une compaction localisée dans une région au-dessous de la source vibratoire. La réorganisation du réseau fibreux à cet endroit entrainera une diminution locale de la perméabilité et donc une probabilité accrue de zones sèches pendant l'imprégnation de la préforme. Le troisième élément critique est le choix de la source de vibration. Les paramètres à considérer sont le type, la quantité et l'emplacement des vibrateurs. Dans ce montage, le vibrateur à mouvement rotatif a été privilégié par rapport à un vibrateur linéaire, car ce premier permet d'atteindre des fréquences de vibration plus élevées. Toutefois, l'inconvénient de ces vibrateurs concerne l'introduction d'un 'flux' dans la direction de rotation de la bille. Lorsque ce 'flux' est trop important, les fibres, en plus de s'étaler, se déplacent suivant la direction de rotation. À grande échelle, ceci peut entrainer des variations locales de la perméabilité du renfort et nuire à l'imprégnation de la préforme. Concernant le nombre et l'emplacement des vibrateurs, ceci dépendra de la taille du renfort à compacter, de la puissance des vibrateurs et de la capacité du montage à transmettre les vibrations.

CHAPITRE 7 ARTICLE 3: CHARACTERIZATION OF THE VISCOELASTIC BEHAVIOR OF PLAIN WEAVE FABRICS DURING VIBRATION-ASSISTED COMPACTION

Julian Gutiérrez, Edu Ruiz, François Trochu

Department of Mechanical Engineering, École Polytechnique de Montréal, Montreal, Canada

Cet article a été soumis le 13 août 2013 à la revue scientifique *Polymer Composites*.

7.1 Abstract

During composites manufacturing, the compaction of the fibrous reinforcement is traditionally achieved using a constant static force or deformation. By exploring a different approach, authors found that combining static and vibratory loads during the compaction stage promotes the reorganization of the fiber network into higher fiber volume contents, and this, without the need of increasing the magnitude of the applied load. This approach has been structured into a compaction procedure, named *vibration-assisted compaction*, which is applicable in *Liquid Composite Molding Techniques*. The input parameters in *vibration-assisted compaction* are the static force, the dynamic force, the vibration frequency and the loading time. The output parameter is basically the through-thickness deformation of the fibrous material, which has been decomposed into instantaneous, transient and oscillatory components. The objective of the present work is to find relationships between the input and output in order to characterize the material behavior during vibration-assisted compaction. This was achieved by a phenomenological approach in which the material response was studied as a function of the loading conditions and strain components. Mathematical expressions were developed for each deformation component and a strain model was constructed to predict the response of fibrous materials during vibration-assisted compaction.

Keywords: Composite materials, compaction, creep, viscoelasticity, dynamic loading, time-stress superposition

Nomenclature

F_{stat}	Static force
F_{dyn}	Dynamic force
F_{max}	Maximum force
t_{dwell}	Dwell regulation time
t_{vib}	Vibration loading time
σ_{stat}	Static stress
σ_{dyn}	Dynamic stress
σ_{max}	Maximum stress
σ_{eff}	Effective stress
φ	Stress ratio
ε	Through thickness strain of the fibrous reinforcement
ε_0	Instantaneous strain
ε_t	Strain amplitude (time dependent)
ε_{creep}	Creep strain
ε_{dyn}	Dynamic creep
g_0	Stress dependent non-linear parameter
f	Vibration frequency
ν	Frequency factor
ω	Angular frequency in radians/second
J	Compliance
J_0	Instantaneous compliance at φ equal to 0.2
J_{creep}	Creep compliance
J^*	Complex creep compliance
J'	Storage compliance
J''	Loss compliance
δ	Phase angle
P, q	Coefficients of the stress dependent nonlinear parameter
A_1, A_2, B_1, B_2	Frequency dependent parameters in creep compliance model
ψ	Reduced time
a_φ	Stress-dependent shift factor
k, s	Fitting parameters in shift factor model
a, b, e	Fitting parameters in storage compliance master curve model

7.2 Introduction

Wind energy, aerospace, transportation and construction markets are at the origin of an increasing demand for fiber reinforced composites. Along with these growing needs, composite manufacturing technologies are constantly progressing to improve part quality and reduce manufacturing costs. Liquid Composite Molding (LCM) is known as being a cost effective family of resin injection processes to produce high performance composites. In LCM a dry fibrous reinforcement is first compacted inside a mold, and then impregnated by a liquid resin. LCM processes include five particular steps: fabric preforming, mold closure, resin injection, resin cure and demolding. Depending on the LCM process variant, the fibrous material can be compacted up to a specific fiber volume fraction or up to a given stress. In either case the reinforcement exhibits viscoelastic properties: stress relaxation in the former and creep in the latter. Dependence on compression velocity and loading hysteresis are other viscoelastic properties observed in fibrous materials [1, 2]. A good understanding of this phenomenon allows predicting important manufacturing parameters such as final part thickness and required tooling forces [3, 4]. Indeed, the compaction and relaxation stages in fibrous materials have been modeled using micromechanical [5], rheological [6, 7] and phenomenological [8] approaches. The scientific literature showed that the agreement between predicted and experimental results improves when nonlinear viscoelastic effects were considered [9].

7.2.1 Vibration-assisted compaction

Vibration-assisted compaction is a new approach intended to be used during the compaction stage of composite manufacturing in Liquid Composite Molding processes. This technique is based on exploiting the viscoelastic properties of fibrous materials by applying a combination of static and vibratory loads to the fiber bed. The outcome is a rearrangement of the fibrous network into a denser configuration [10]. Indeed a recent investigation [11] confirmed the inelastic behavior of fabrics which, like most viscoelastic materials, exhibit a dependence on loading frequency. It was found also that the ratio between vibratory and static loads is a governing parameter on the response of fibrous materials to this kind of loading.

The current investigation aims to characterize the through-thickness compressive deformation (i.e., creep) imposed to the dry fibrous material during vibration-assisted compaction. Since fabrics might disclose nonlinear viscoelastic behavior, various theories for characterizing the creep of linear and nonlinear viscoelastic materials were explored (e.g., sums of multiple integrals, rheological models and mechanistic approaches) [12]. However, existing models were unable to describe properly the observed behavior. Hence, authors adopted a phenomenological approach in which the material response was studied by establishing a relationship between fabric deformation and the loading conditions [13]. The resulting model is based on the results from two experimental procedures that were especially devised to determine these stress-stain relationships.

7.2.2 Linear viscoelasticity

Viscoelastic stress relaxation and creep strain are known time-dependent phenomena in fibrous materials under compaction loading. Creep denotes the progressive deformation of fabrics under constant stress (see Figure 7-1).

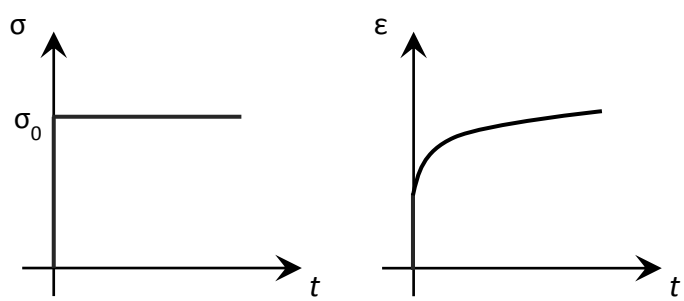


Figure 7-1 : Creep: stress σ and strain ε versus time *t*.

When a constant stress is applied, the ratio of strain response to stress input is a function of time:

$$\frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} = J(t) \tag{7-1}$$

where $\varepsilon(t)$ is the strain, σ_0 the constant stress and $J(t)$ the *creep compliance*. In linear viscoelastic materials, the creep compliance is independent of the stress level. When plotting the strain versus stress for a series of given times, straight lines are obtained, which confirm the linearity in creep (see Figure 7-2a), while isochronal curves reveal a nonlinear viscoelastic relationship (see Figure 7-2b).

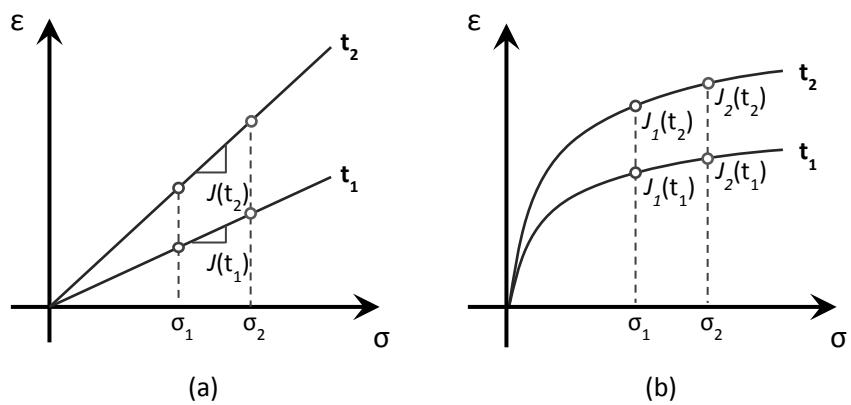


Figure 7-2 : Strain versus stress at constant times (isochronals) for linear and nonlinear viscoelastic materials: (a) in linear materials, isochronal straight lines are obtained; (b) nonlinear materials exhibit isochronal curves [14].

Certain materials behave as linear viscoelastic within a certain range of stress, strain, time and temperature. However, when some of these variables exceed a certain threshold, a nonlinear behavior may arise [12].

7.2.3 Time-stress superposition

Time-temperature superposition principle (TTSP) is frequently employed to characterize the viscoelastic behavior of materials. This principle states that the effect of temperature on the time-dependent mechanical behavior is equivalent to stretching or shrinking the real time for temperatures above or below a reference temperature. The properties measured at a given time and temperature correspond to that of another time and temperature through a temperature-

dependent shift factor [14]. Using the time-temperature correspondence, the compliance of fibrous materials at a given stress level is equivalent to measurements at another stress level, but on a compressed or expanded time scale. This equivalence is described as follows:

$$J(\sigma, t) = J\left(\sigma_{ref}, \psi\right)$$
$$\psi = \frac{t}{a_\sigma} \tag{7-2}$$

where t is the actual time of observation, σ is the stress, σ_{ref} is the reference stress and ψ is the reduced time. The reduced time is related to the real time t by the stress-dependent shift factor a_σ. The shift factor changes with the material properties and normally follows semi-empirical relations.

7.3 Vibration-Assisted Compaction

7.3.1 Operating principle

Vibration-assisted compaction exploits the viscoelastic characteristics of fibrous reinforcements by applying a controlled oscillatory load in order to promote the through-thickness deformation of the fibrous reinforcement. This load is composed of a static and a dynamic component. The former compresses the specimen and sets the axis of oscillation. The latter determines the amplitude of the oscillatory load and compresses the specimen further. The combined applied stress and the resulting strain are depicted in Figure 7-3, in which the compressive load and strain are shown positive for better understanding. The compressive stress, which is constant during testing, causes sample creep at two different scales. On one hand, the fibrous sample will creep on a mesoscopic scale, increasing considerably the fiber volume fraction. On the other hand, the oscillatory strain takes place on a microscopic scale and decreases progressively in time. The entire response is outlined in Figure 7-3b, where the oscillatory strain has been exaggerated in order to illustrate the nature of the resulting sample strain.

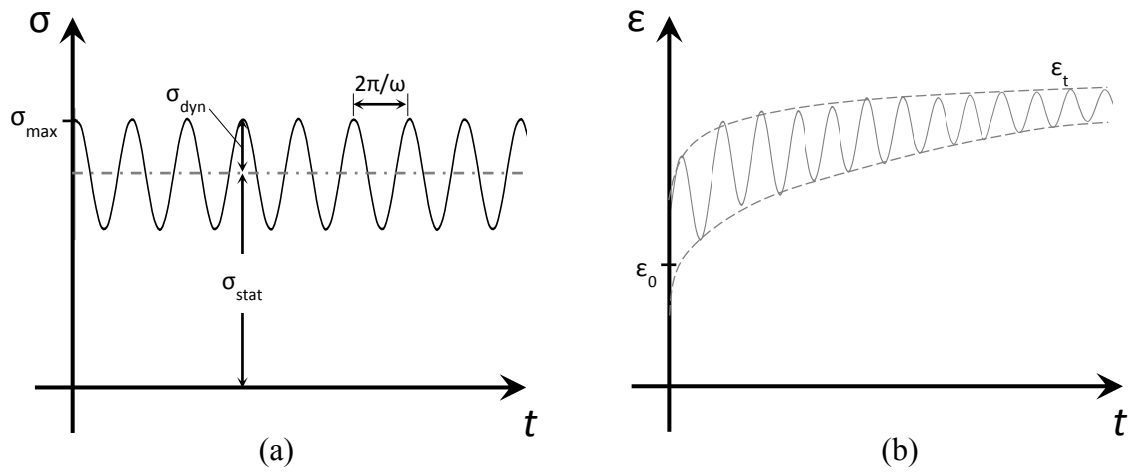


Figure 7-3 : Vibration-assisted compaction: (a) applied sinusoidal stress; (b) resulting sample strain (the oscillatory strain has been exaggerated).

In this case, the dynamic load is continuously loading and unloading the fibrous sample. Hence, to ensure a permanent contact between the compression device and the fibrous sample, the magnitude of the dynamic load σ_{dyn} should always be smaller or equal to the static load σ_{stat}. The ratio φ between these two components and their sum σ_{max} are defined by Equations (7-3) and (7-4) as follows:

$$\varphi = \frac{\sigma_{dyn}}{\sigma_{stat}} \leq 1 \tag{7-3}$$

$$\sigma_{max} = \sigma_{stat} + \sigma_{dyn} \tag{7-4}$$

The applied stress on the sample, which varies sinusoidally in time, can be mathematically described as follows:

$$\sigma(t) = \sigma_{stat} + \sigma_{dyn} \cos(\omega t) \tag{7-5}$$

where ω is the angular frequency related to the vibration frequency by $\omega = 2\pi f$ (see Figure 7-3a).

As expected for viscoelastic materials, the strain response to a sinusoidal stress is also sinusoidal in time, but the response lags the stress by a phase angle δ. The resulting strain is then given by:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \varepsilon_t \cos(\omega t - \delta) \tag{7-6}$$

where ε_0 is the instantaneous compaction strain and ε_t is the time dependent strain amplitude (see Figure 7-3b). As shown in Figure 7-4, the time dependent strain ε_t is further divided into transient and oscillatory components. Note that the strain $\varepsilon(t)$ describes the through-thickness compressive deformation experienced by the fibrous reinforcement. It is then a negative deformation, but it was plotted positive for sake of clarity. An increasing strain denotes a decreasing thickness and hence an increasing fiber volume fraction. Equation (7-6) may be reformulated as follows:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \varepsilon_{creep} + \varepsilon_{dyn}\cos(\omega t - \delta) \tag{7-7}$$

where the transient strain corresponds to the general creep strain ε_{creep} and the oscillating strain represents the local dynamic creep ε_{dyn}. As presented in Figure 7-4, the creep strain ε_{creep} is a characteristic deformation of the viscoelastic material, which varies in time when a constant stress is applied. This time dependent deformation is a consequence of the material relaxation due to a reorganization of individual fibers. In the case of vibration-assisted compaction, a second deformation term ε_{dyn} appears due to the sinusoidal stress applied to the sample. The amplitude of this dynamic deformation is at least one order of magnitude smaller than ε_{creep}. In fact, the amplitude of the dynamic oscillation is of the same order of magnitude as the fibers of the compacted sample. This phenomenon will be studied in the sequel.

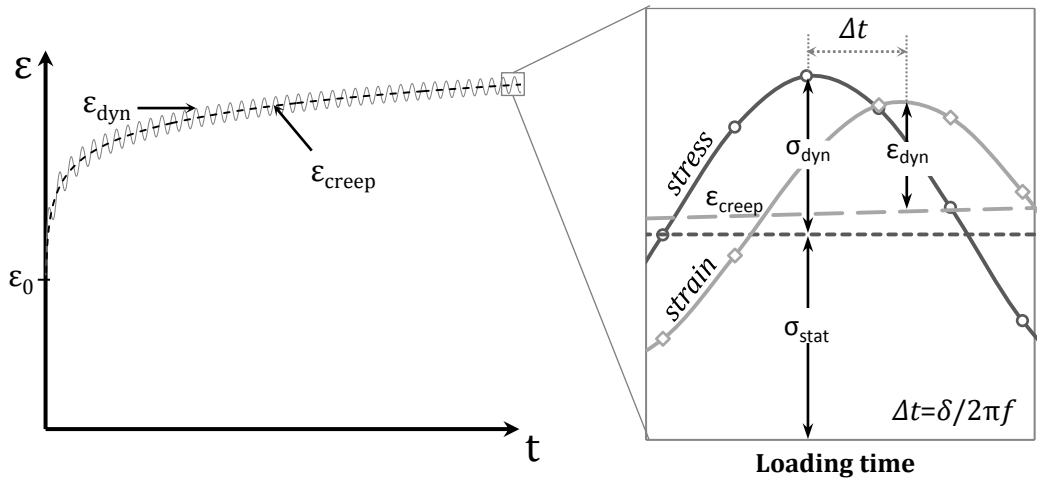


Figure 7-4. Strain response: instantaneous ε_0, transient ε_{creep} and oscillatory ε_{dyn} components.

7.3.2 Reinforcement materials

The material used in this investigation is a plain weave E-glass fabric (PWF) of surface density 588 g/m^2 from JB Martin (L-14022-122). This material is a balanced orthogonal reinforcement and its ply thickness at a compressive stress of 10 kPa is 0,568±0,014 mm. Punched samples are composed of stacks of 6 layers and measure 40 mm in diameter.

7.3.3 Testing equipment

Tests were performed on a Dynamic Mechanical Analyzer (DMA+450 from 01db-Metravib). This instrument allows applying simultaneously a compressive static force and a controlled dynamic excitation. The dynamic excitation is provided by an electrodynamic shaker that applies sinusoidal loads at frequencies up to 1000 Hz. The strain due to static and dynamic forces is measured alternatively by a capacitive displacement sensor and a piezoelectric accelerometer. The force is measured by a capacitive sensor able to evaluate a combined peak force (i.e., static and dynamic) of 450 N.

During testing, the fibrous sample was placed inside a hollow platen of 42 mm in diameter. This cavity prevents the fiber yarns from being expelled out of the specimen holder while they are

being compressed by the upper platen. As for the samples, the diameter of the upper platen is 40 mm.

7.3.4 Testing protocols

A series of vibration-assisted compaction experiments were carried out on dry E-glass fiber reinforcements. The aim of these tests was to study the stress-strain relationships of fabrics subjected to vibration-assisted compaction. The input variables were the static compressive force F_{stat}, the dynamic sinusoidal force F_{dyn}, the vibration frequency f and the loading time t_{vib}. The main outputs were the oscillatory strain due to the dynamic stress input ε_{dyn}, the phase lag between the dynamic input and output δ and the 'static' deformation, which is the sum of the instant compaction strain ε_0 and the time dependent creep strain ε_{creep} (see Figure 7-4).

Two sets of experiments were carried out in this study. During the first one (see Table 7-1), the total compaction force was set to 110 N while the ratio between static and dynamic forces was varied from 0.2 to 1. Three different frequencies (i.e., 10, 140 and 355 Hz) were chosen in the DMA range limited to 400 Hz for this kind of experiments. The loading time was kept constant at 180 min (3 hours).

Table 7-1 : First plan of experiments on 6 layer stacks of PWF

Freq. (Hz)	F_{stat} (N)	F_{dyn} (N)	F_{max} (N)	σ_{max} (kPa)	F_{dyn}/F_{stat}	$t_{vib}(min)$
10, 140, 355	92	18	110	87.5	0.2	180
	85	25			0.3	
	79	31			0.4	
	73	37			0.5	
	69	41			0.6	
	65	45			0.7	
	61	49			0.8	
	58	52			0.9	
	55	55			1.0	

Figure 7-5 shows schematically the input conditions of the experimental program. Note that the maximum stress σ_{max} is reached instantly. However, after initiating the test, the DMA instrument needs a certain time to reach the desired input conditions. This dwell time was neglected since it is short and remains constant between experiments. All fibrous samples of the first experimental plan are subject to a maximum stress of the same magnitude at the beginning of the test. Then, depending on the load ratio φ, samples are exposed to oscillatory loadings with different amplitudes while respecting the σ_{max} limit of 87.5 kPa. Samples under low φ experience high static loads, but low dynamic ones.

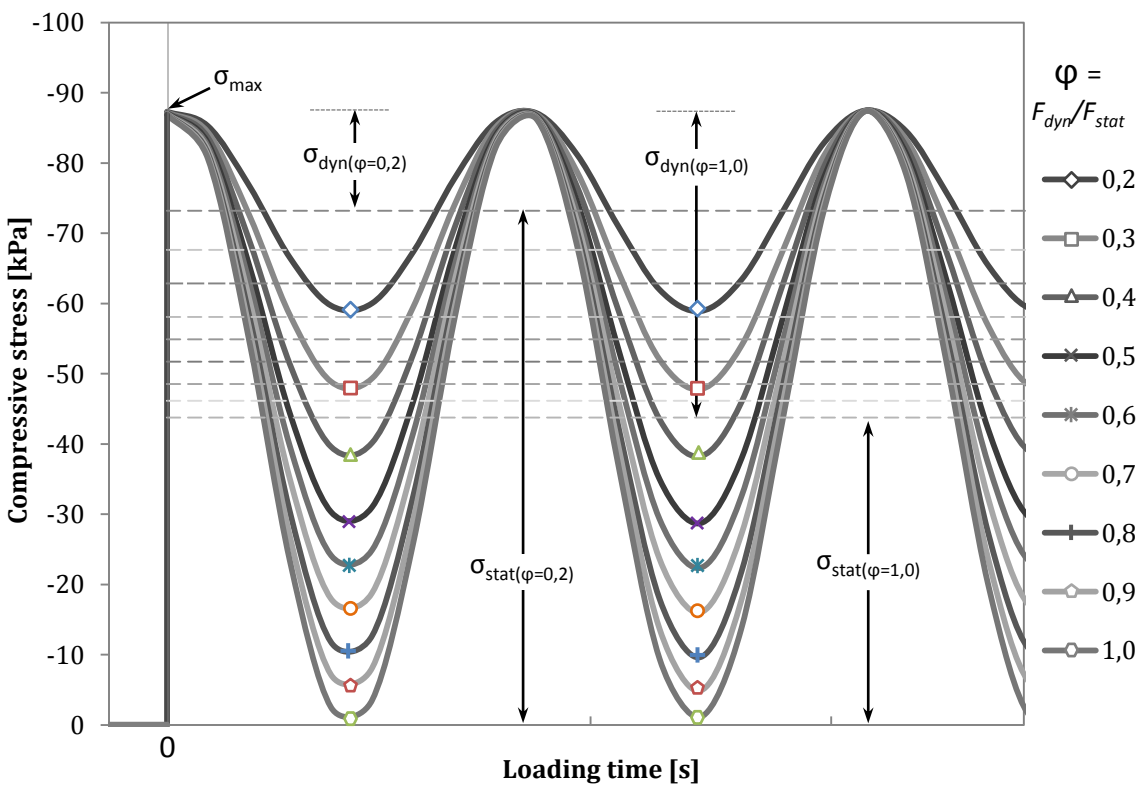


Figure 7-5 : Loading conditions used for the first plan of experiments.

In the second experimental plan (see Table 7-2), eleven frequencies from 1 to 400 Hz were tested for a loading time of 15 min. In this case, the loading parameters (i.e., F_{stat} and F_{dyn}) were kept constant.

Table 7-2 : Second plan of experiments on 6 layer stacks of PWF

Freq. (Hz)	F_{stat} (N)	F_{dyn} (N)	F_{max} (N)	σ_{max} (kPa)	F_{dyn}/F_{stat}	$t_{vib}(min)$
1, 5, 10, 50, 100, 140, 190, 250, 310, 355, 400	55	55	110	87.5	1.0	15

7.4 Experimental results

7.4.1 Instantaneous strain (ε_0)

The instantaneous strain ε_0 is measured when the maximum stress σ_{max} is reached at the beginning of the experiment (see Figure 7-3 and Figure 7-5). In polymers and other viscoelastic materials, the instantaneous strain previous to a creep test is generally elastic. However, since the elastic range of fibrous reinforcements under transverse compression is very small, almost absent, the strain ε_0 observed in the present tests involves both recoverable and non-recoverable components.

Experimental measurements from the first testing plan showed that for a constant σ_{max}, the instantaneous compaction strain ε_0 is affected by the stress ratio φ. In order to evaluate the impact of this ratio in terms of stress, a new parameter called the effective stress σ_{eff} has been introduced:

$$\sigma_{eff} = \sigma_{max} \cdot \varphi \tag{7-8}$$

The effective stress σ_{eff} is a fraction of the maximum stress σ_{max}, except when φ is equal to 1. Although the effective stress σ_{eff} has no equivalent in traditional compaction tests, in the vibration-assisted compaction procedure it is a key parameter that defines the input stress conditions.

Figure 7-6 shows the variation of the instantaneous compaction strain ε_0 with the effective stress σ_{eff} for a constant maximum stress σ_{max}. Each plot is the arithmetic mean of three successful tests under the conditions described in Table 7-1 for 10 and 355 Hz. In this case, ε_0 increases with the applied stress σ_{eff}. This means that even if the sum of the dynamic and the static forces is constant, the instantaneous compaction strain increases significantly with the increasing ratio φ between these two forces. Figure 7-6 also reveals the absence of any particular trend regarding the impact of the frequencies used.

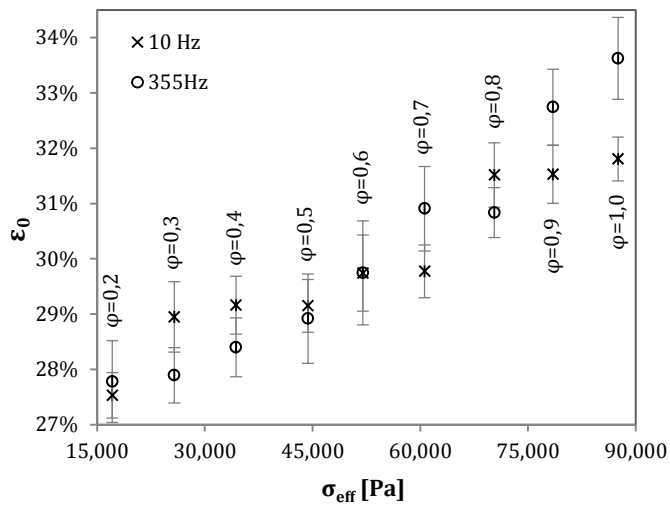


Figure 7-6 : Instantaneous compaction strain ε_0 obtained in the first plan of experiments.

In this case the instantaneous strain ε_0 measured during the second experimental plan is presented in Figure 7-7. Most data vary between 31% and 34% with no specific trend. This behavior may be caused by the inherent variability of fibrous materials, associated to local variations in the meso-scale structure [15] and to the stochastic nature of fiber nesting [16]. Besides, although the dwell time was assumed to be zero, small differences in this lapse of time for different frequencies are probably also at the origin of these scattered results. Such conditions lead to the assumption that the instantaneous deformation ε_0 is frequency independent.

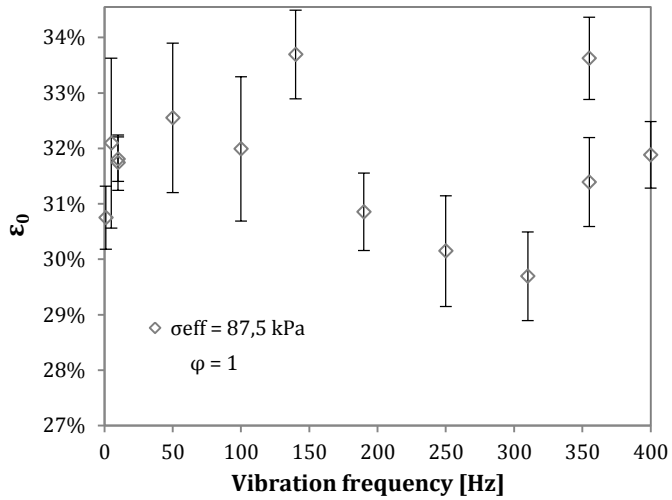


Figure 7-7 : Instantaneous compaction strain ε_0 for different frequencies at a stress ratio φ = 1 (see Table 7-2).

Data from tests at 140 Hz were not used in the present analysis because it featured a very scattered behavior with respect to other frequencies tested. The origin of such behavior is still unknown; however it is assumed to be connected with the instrument resonance.

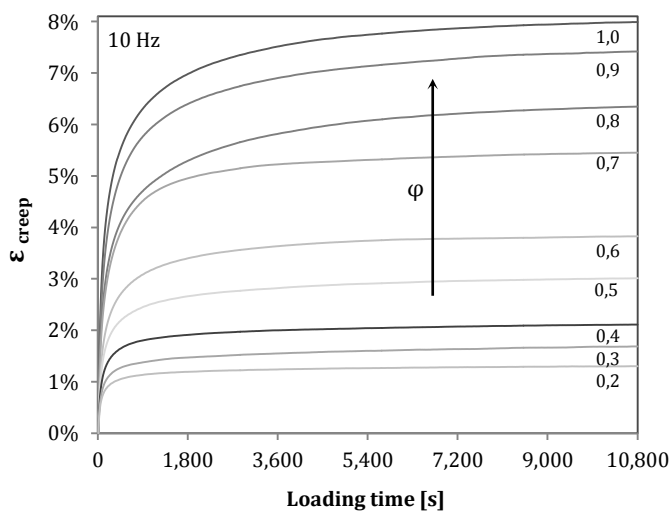
7.4.2 Creep strain (ε_{creep})

Literature about the creep behavior of fibrous materials under transverse compression is very scarce. However, studies regarding their compaction and stress relaxation abound, providing substantial information about the fibrous network deformation and reorganization. The viscoelastic properties of fibrous materials are frequently described by means of rheological models or simple arithmetic functions of time [6, 17]. Indeed, Eyring's rheological formulation has been used in the past to model the creep of textile fibers [18].

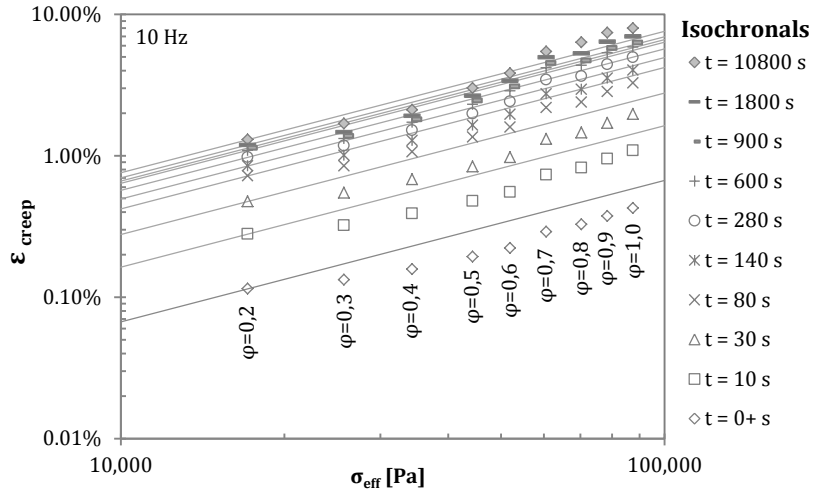
Figure 7-8a and Figure 7-9a plot the creep behavior of fabrics under vibration-assisted compaction at 10 and 355 Hz respectively (see Table 7-1). On both cases, ε_{creep} increases with the stress ratio φ. Besides, while at 10 Hz the ε_{creep} attained 8% after 3 h, at 355 Hz it slightly

exceeded 3%. In addition, as for Eyring's rheological model, the creep response follows a logarithmic progression.

Figure 7-8b and Figure 7-9b show the creep strain ε_{creep} versus the effective stress σ_{eff} at 10 and 355 Hz for different time intervals. Ten isochronals from 0 to 10 800 seconds were chosen to evaluate the viscoelastic behavior. On a log-log scale, the linearity of a stress-strain curve is given by a slope of 1, meaning stress-strain proportionality [19]. Such straight lines representing proportionality were added to Figure 7-8b and Figure 7-9b in order to illustrate the linear viscoelastic behavior. It can be seen that the isochronals do not deviate significantly from diagonals; hence, although the response at 10 Hz is more 'linear' than at 355 Hz, the creep behavior can be considered as somehow linear for the two frequencies.

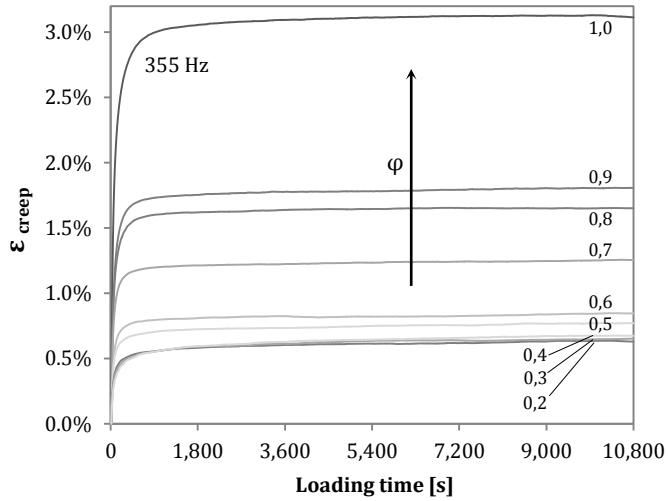


(a)

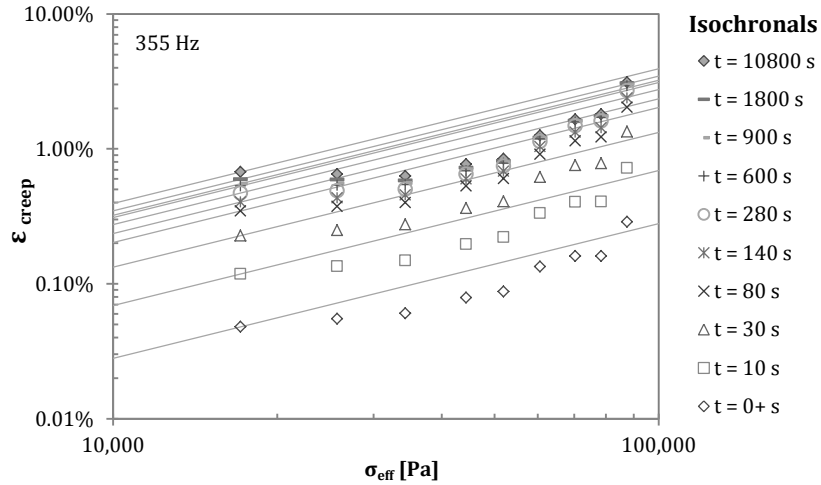


(b)

Figure 7-8 : Creep strain ε_{creep} under vibration-assisted compaction at 10 Hz: (a) for different stress ratios φ; (b) versus effective stress $\boldsymbol{\sigma_{eff}}$ at constant times (isochronals).



(a)



(b)

Figure 7-9 : Creep strain ε_{creep} under vibration-assisted compaction at 355 Hz: (a) for different stress ratios φ; (b) versus effective stress $\boldsymbol{\sigma_{eff}}$ at constant times (isochronals).

The influence of frequency on the creep strain ε_{creep} was also analyzed from the experimental plan described in Table 7-2. During these tests the stress conditions were kept constant, the loading time was reduced to 15 minutes and eleven compaction frequencies were tested. Figure 7-10 displays the results of the second plan of experiments after 900 s (15 min). In this case, a decay of creep ε_{creep} is observed when increasing the compaction frequency from 10 to 400 Hz. However, for frequencies below 10 Hz, the tendency seems to be inverse, which might be an indication of a minimum compaction frequency required to efficiently induce fibers reorganization. In fact, compaction frequencies less than 10 Hz, may be considered as cyclic loading instead of vibratory loading.

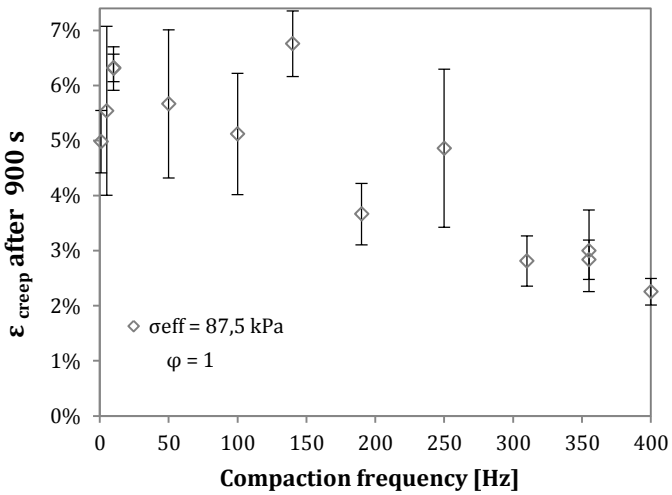


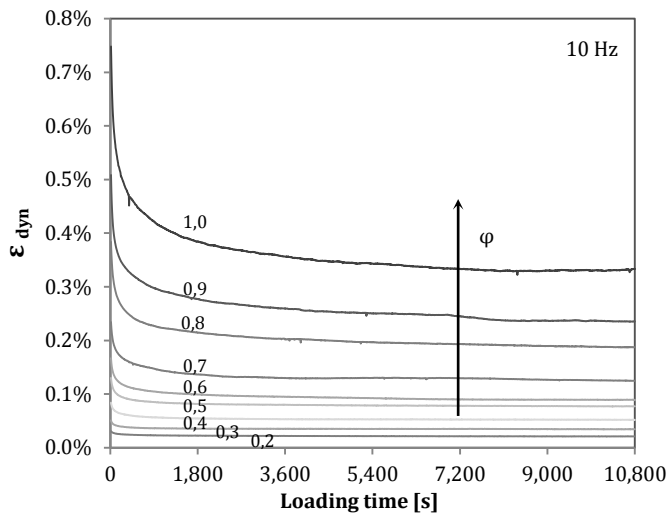
Figure 7-10 : Creep deformation at different compaction frequencies after a loading time of 15 minutes (see Table 7-2).

7.4.3 Dynamic creep (ε_{dyn})

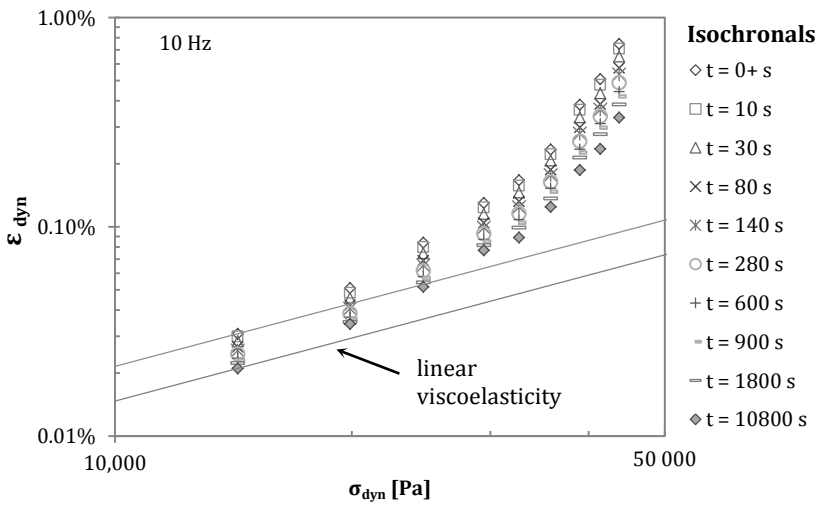
The dynamic creep designates the decreasing amplitude of the oscillatory strain ε_{dyn} due to the constant dynamic load σ_{dyn} (see Figure 7-4). Figure 7-11a and Figure 7-12a plot ε_{dyn} for fabrics under vibration-assisted compaction at 10 and 355 Hz respectively. The dynamic creep starts from a higher level when the stress ratio increases. Regarding the frequency, the amplitude of ε_{dyn} on samples at 10 Hz is higher than at 355 Hz, which shows that low frequency vibrations allow reaching higher oscillatory strains. The highest and lowest ε_{dyn} are obtained around 0.75% and 0.02% respectively. The magnitude of these strains correspond to dynamic displacements between 1 and 30 µm, which means that samples are being excited on a microscopic scale of the same order of magnitude of the diameter of a single fiber within the fiber tow. This important discovery in this study brings an insight on why low amplitude vibrations have a strong impact on fiber general reorganization starting at the microscopic level.

In order to evaluate the linearity of the dynamic response, the stress-strain isochronals are plotted in Figure 7-11b and Figure 7-12b for 10 and 355 Hz respectively. In Figure 7-8b and Figure 7-9b,

diagonals indicate proportionality and linear viscoelastic behavior. In this case the isochronals in both frequencies are not straight lines. This shows a clear nonlinear viscoelastic response of the oscillatory strain, which contradicts the linear viscoelastic response in creep. This nonlinear behavior demonstrates the key role of low amplitude vibrations at the microscopic scale.

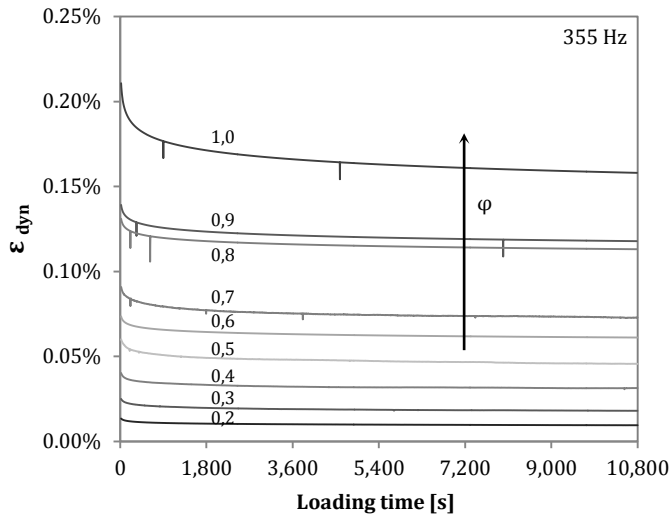


(a)

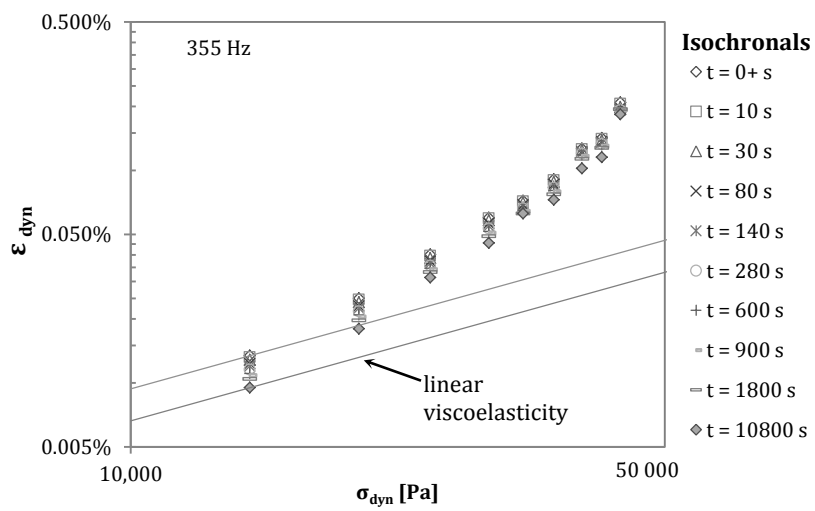


(b)

Figure 7-11 : Dynamic creep ε_{dyn} under vibration-assisted compaction at 10 Hz: (a) different stress ratios φ; (b) versus dynamic stress $\boldsymbol{\sigma_{dyn}}$ at constant time (isochronals).



(a)



(b)

Figure 7-12 : Dynamic creep ε_{dyn} under vibration-assisted compaction at 355 Hz: (a) different stress ratios φ; (b) versus dynamic stress $\boldsymbol{\sigma_{dyn}}$ at constant time (isochronals).

Various constitutive equations exist in the literature to model nonlinear viscoelasticity [12]. Among these, the nonlinear theory of Schapery arises special interest because it was used to characterize the nonlinear behavior of polymers [20], soils [21], fiber-reinforced plastics [22] and biological tissues [23]. This approach has also been extended to incorporate results from dynamic oscillatory tests [24]. Schapery found that the time-dependent mechanical response in the

nonlinear range can be expressed in terms of linear viscoelastic properties [25]. Therefore, in order to use Schapery's model, the material response should be assessed in the linear region, even if it is small and three conditions must be fulfilled: stress-strain proportionality, equality of compliance at various stress levels and Boltzmann superposition principle [19]. However, it was found that the response of fibrous materials under vibration-assisted compaction did not entirely meet these requirements and Schapery's equation should not be used. A similar approach is then proposed, inspired by Schapery's model, in which the time-stress superposition principle is used.

7.5 Model development

7.5.1 Problem statement

Experimental results showed that each deformation component responds differently to input conditions. For instance (*i*) the instantaneous deformation ε_0 features time and frequency independency, (*ii*) the creep response ε_{creep} exhibits linearity and (*iii*) the local dynamic creep ε_{dyn} displays nonlinear viscoelastic behavior. Since the nature of each deformation component is different, prediction would be very difficult with a singular mechanistic, rheological or energy based model. Therefore, authors adopted a phenomenological approach based on the cause-effect relationships between inputs and outputs. In the present study, the relationships given by the compliance (i.e., ratio of strain response to stress input) were calculated for each deformation component (i.e., J_0, J_{creep} and $J_{dynamic}$). Consequently, three semi-analytical expressions were developed and finally regrouped into a unique equation that describes the fibrous material response to the input parameters of vibration-assisted compaction.

7.5.2 Instantaneous strain (ε_0)

The stress-strain relationship at this stage can be represented by the instantaneous compliance J_0, which relates the instantaneous strain ε_0 to the applied effective load σ_{eff} at $t = 0$. The instantaneous compliance J_0 can be obtained as follows:

$$J_0 = \frac{\varepsilon_0}{\sigma_{eff}} \tag{7-9}$$

Figure 7-13 plots the instantaneous compliance J_0 for stress ratios varying from 0.2 to 1.0. The instantaneous compliance J_0 is an indicator of the sample ease of deformation at the mesoscopic scale. J_0 is higher at low effective loads where the deformation of the fibrous material results basically from fibers filling void spaces in the fabric. At this stage, the material is said to be 'soft'. Then, when the applied load increases, the fibrous structure becomes more compact and the amount of available void spaces decreases. At this point, fibers start to be requested mechanically and the material becomes stiffer, causing the instantaneous compliance to decrease. Figure 7-13reveals that J_0 for samples at 10 and 355 Hz superimpose, which leads to the assumption that J_0 is independent of frequency. This remark agrees with previous observations from Figure 7-6 and Figure 7-7. Regarding the evolution of J_0 with σ_{eff}, it has been successfully approximated using a power law regression.

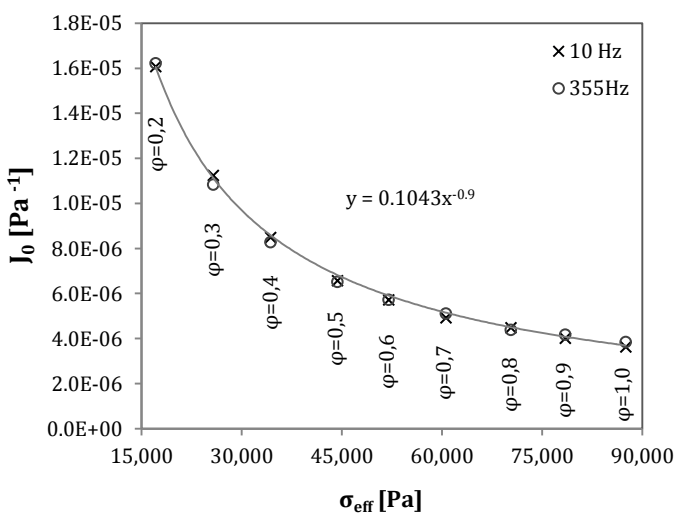


Figure 7-13 : Instantaneous compliance at 10 and 355 Hz (first plan of experiments).

Based on previous observations, a stress-strain relationship, adapted from Schapery's model for the characterization of nonlinear viscoelastic materials [25] was developed by coupling the

frequency independent J_0 of Equation (7-9) and a stress-dependent material property represented by the nonlinear parameter g_0.

The instantaneous compaction deformation ε_0 can then be calculated as follows:

$$\varepsilon_0(\sigma, \varphi) = g_0 \cdot J_{0(\varphi=0.2)} \cdot \sigma_{\text{eff}} \tag{7-10}$$

where g_0 is a nonlinear parameter that reflects the change of the instantaneous compliance with the level of stress and $J_{0(\varphi=0.2)}$, obtained experimentally, is the instantaneous compliance at the lowest effective stress applied (i.e., when $\varphi = 0.2$). The nonlinear parameter g_0 is the ratio between $J_{0(\varphi=0.2)}$ and J_0 as presented in Figure 7-14a as a function of the effective stress. For stress ratios between 0 and 0.2, g_0 is equal to one, and for φ between 0.2 and 1.0, g_0 fits a downward power function of the form:

$$g_0 = P \cdot {\sigma_{eff}}^{-q} \tag{7-11}$$

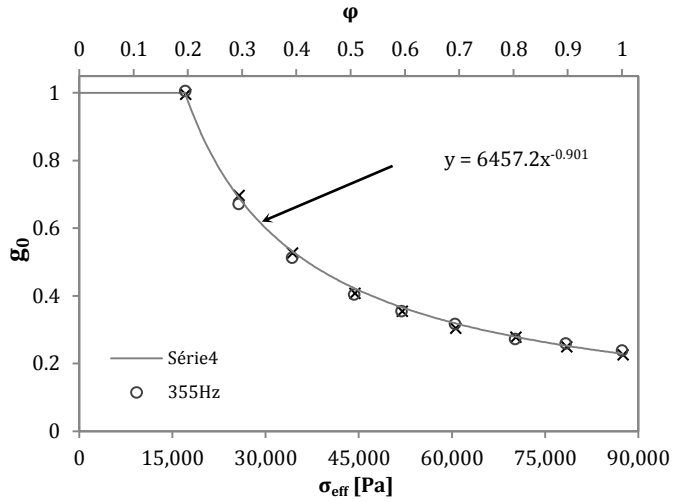
where P and q are material properties determined experimentally (see Table 7-3). Thus Equation (7-10) can be rewritten as follows:

$$\varepsilon_0(\sigma, \varphi) = J_{0(\varphi=0.2)} \cdot P \cdot {\sigma_{eff}}^{(1-q)} \tag{7-12}$$

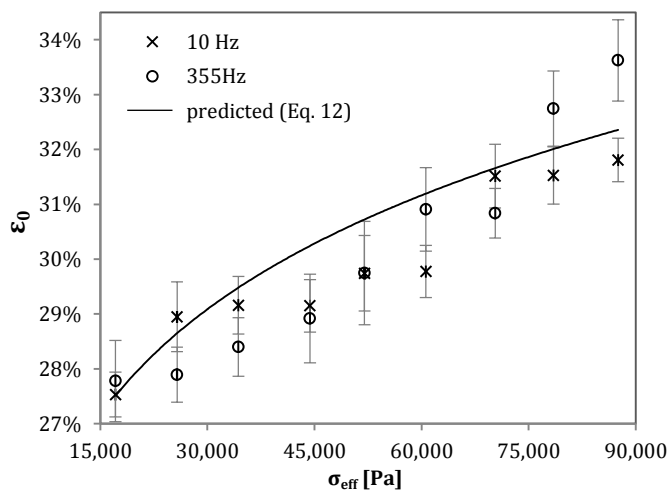
Table 7-3: Instantaneous strain parameters

$J_{0(\varphi=0.2)}$ [Pa $^{-1}$]	P	q
1.615e-5	6457.2	0.901

Equation (7-12) reveals that ε_0 increases with σ_{eff} but with a decreasing ratio. This behavior is observed in Figure 7-14b with some agreements with experimental data. Note that the compression behavior of textile reinforcements is traditionally represented by a power law relationship [26].



(a)



(b)

Figure 7-14 : Instantaneous compaction deformation: (a) stress-dependent nonlinear parameter g_0; (b) experimental and predicted instantaneous strain.

7.5.3 Creep (ε_{creep})

By considering fabrics to behave as linear viscoelastic materials, the creep compliance is assumed to be independent of the stress level (see Figure 7-2a), but dependent of frequency. The

creep compliance J_{creep} can then be calculated for each frequency by the arithmetic mean of the compliances at different stress ratios φ as follows:

$$J_{creep}(f) = \frac{1}{n}\sum_{i=0}^{n}\left(\frac{\varepsilon_{creep}}{\sigma_{eff}}\right)_{\varphi(i)} \tag{7-13}$$

The creep compliance for tests at 10 and 355 Hz is presented in Figure 7-15, which shows that J_{creep} is higher at the lowest frequency. This shows that fibrous materials under vibration-assisted compaction behave in a 'softer' way at 10 Hz than at 355 Hz. This might be explained by the fact that at 10 Hz the fibrous network has more time to relax and reorganize than it has at 355 Hz.

Previous experimental observations revealed that the creep strain ε_{creep} increases with φ, but decreases with the vibration frequency (see Figure 7-8a and Figure 7-9a). Moreover, further analysis of the testing results led to three main assumptions: first, when σ_{max} is constant, the creep compliance J_{creep} is unaffected by the stress ratio (i.e., linear viscoelasticity). Second, the applied frequency and creep strain are inversely proportional (see Figure 7-10). Finally, creep curves are best represented by logarithmic regressions as it will be demonstrated.

In this study, a semi-empirical model was developed by following the next 4 steps:

1. The creep compliance J_{creep} from samples at 10 and 355 Hz was calculated with Equation (7-13) under the assumption of linear viscoelasticity (see Figure 7-15).

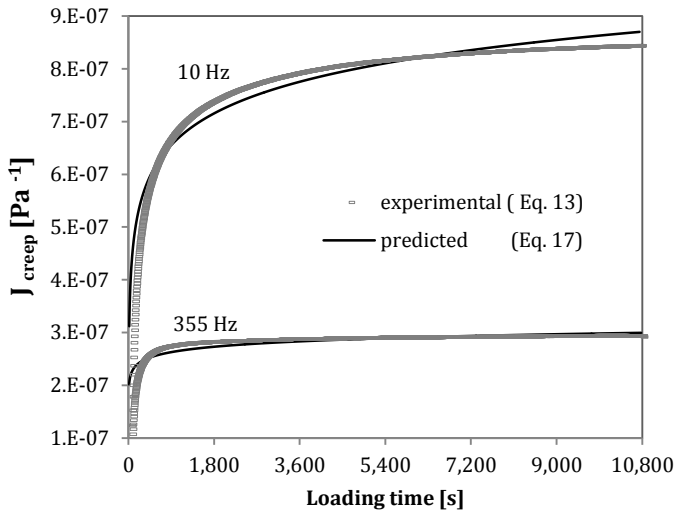


Figure 7-15 : Calculated and predicted creep compliance for samples at 10 and 355 Hz (first plan of experiments).

2. The creep compliance is approximated by a logarithmic regression as follows:

$$J_{creep}(t, f) = A(f) \cdot \ln(t) + B(f) \tag{7-14}$$

where $A(f)$ and $B(f)$ are frequency dependent parameters.

3. The frequency range was normalized between 0 and 400 Hz by means of a frequency factor ν defined as:

$$\nu = \frac{testing\ frequency}{frequency\ range} = \frac{f\ (Hz)}{400\ Hz} \tag{7-15}$$

Parameters $A(f)$ and $B(f)$ were recalculated by linear interpolation between $A(10\ Hz)$ and $A(355\ Hz)$, and $B(10\ Hz)$ and $B(355\ Hz)$ as follows:

$$A(f) = A_1 \cdot \nu + A_2 \tag{7-16a}$$

$$B(f) = B_1 \cdot \nu + B_2 \tag{7-16b}$$

where A_1, A_2, B_1 and B_2 are the dependent parameters of Table 7-4.

Table 7-4 : Dependent parameters of the creep compliance (see Equations (7-16a) and (7-16b))

A_1	A_2	B_1	B_2
-8.30e-8	8.86e-8	1.11e-7	6.39e-8

4. Equation (7-14) can be rewritten as follows:

$$J_{creep}(t,f) = (A_1 \cdot \nu + A_2) \cdot \ln(t) + (B_1 \cdot \nu + B_2) \tag{7-17}$$

Figure 7-15 also plots the creep compliance values predicted from Equation (7-17) for tests at 10 and 355 Hz. A good agreement is observed between the experimental and predicted data. The creep compliance J_{creep} of Equation (7-17) is used to determine ε_{creep} as follows:

$$\begin{gathered} \varepsilon_{creep}(t,f) = J_{creep}(t,f) \cdot \sigma_{eff} \\ \varepsilon_{creep} = [(A_1 \cdot \nu + A_2) \cdot \ln(t) + B_1 \cdot \nu + B_2] \cdot \sigma_{eff} \end{gathered} \tag{7-18}$$

For a given maximum stress σ_{max} and vibration frequencies between 10 and 400 Hz, ε_{creep} can be quickly estimated by Equation (7-18) as presented in Figure 7-16.

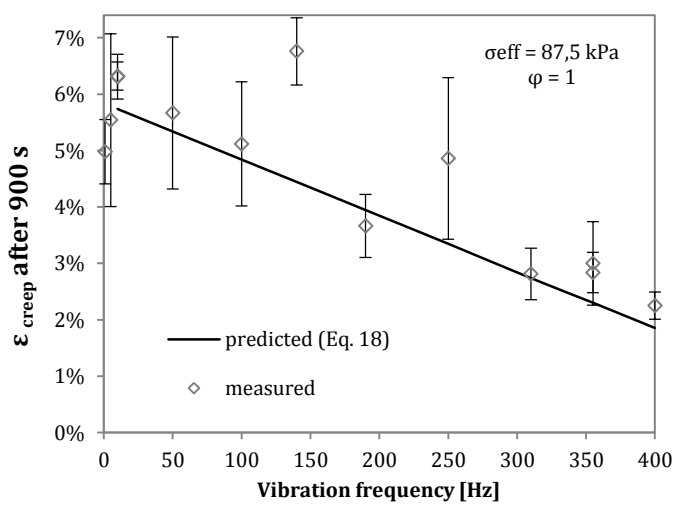
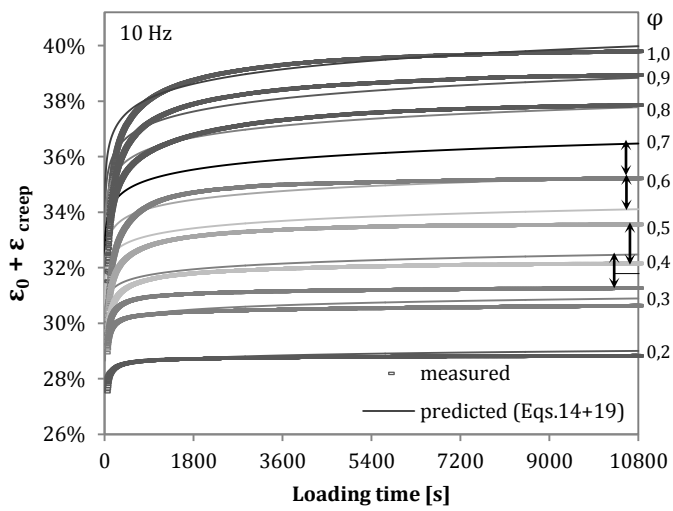
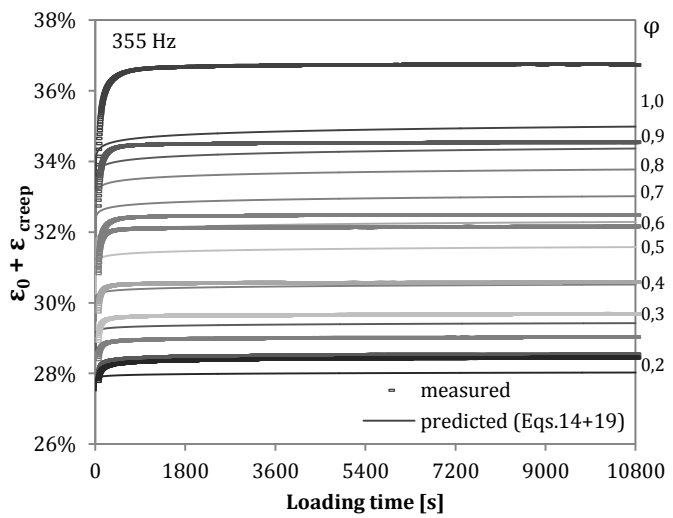


Figure 7-16 : Creep prediction after a loading time of 15 minutes (second plan of experiments).

The stress-strain relationships of Equations (7-12) and (7-18) describe the prevailing response of fabrics subjected to vibration-assisted compaction. In contrast to the dynamic oscillating strain ε_{dyn} (see Figure 7-4), the sum of ε_0 and ε_{creep} may be considered as a 'quasi-static' strain as shown in Figure 7-17 for tests at 10 and 355 Hz. This strain $\varepsilon_0 + \varepsilon_{creep}$ is greater than the dynamic component ε_{dyn} between one to two orders of magnitude. As shown later, the dynamic strain ε_{dyn} has an effect at a microscopic scale. Although apparently negligible, this strain has a strong influence on the deformation mechanism of the fibrous reinforcement.



(a)



(b)

Figure 7-17 : Sum of the instantaneous and creep strains under vibration-assisted compaction: (a) 10 Hz and (b) 355 Hz.

The proposed model works better at 10 Hz than at 355 Hz. As shown in Figure 7-8b, this can be explained by the response at 10 Hz, which follows the assumption of linear viscoelasticity. Experimental data at 355 Hz show deviation from a linear viscoelastic behavior (see Figure 7-9b).

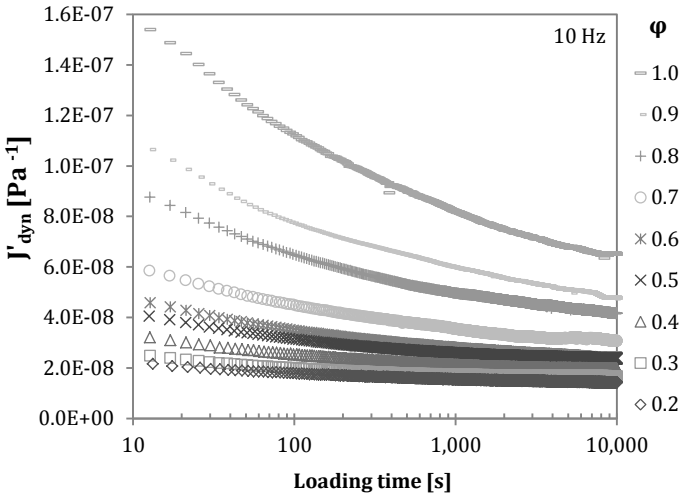
7.5.4 Dynamic creep (ε_{dyn})

Nonlinear viscoelastic behavior and frequency dependence are some of the characteristics observed when studying the dynamic creep ε_{dyn} response of fibrous samples under vibration-assisted compaction. As in previous analyses, a stress-strain relationship can be developed from the material compliance. When a system involves a viscoelastic material subjected to oscillating stresses σ_{dyn}, the compliance is given by a complex term called the complex compliance J^*_{dyn}. This term is composed of two components that contribute to the oscillating strain response: the storage compliance J'_{dyn} and the loss compliance J''_{dyn}. The former represents the elastic part of the oscillatory response, which is in phase with the applied stress. The latter corresponds to the viscous part of the oscillatory response, which is $\frac{\pi}{2}$ out of phase from the stress input. In the present analysis, only the elastic part of the oscillatory response was studied due to the complexity of the out of phase term. The storage compliance J'_{dyn} was then used to determine the stress-strain relationships by means of the following equation:

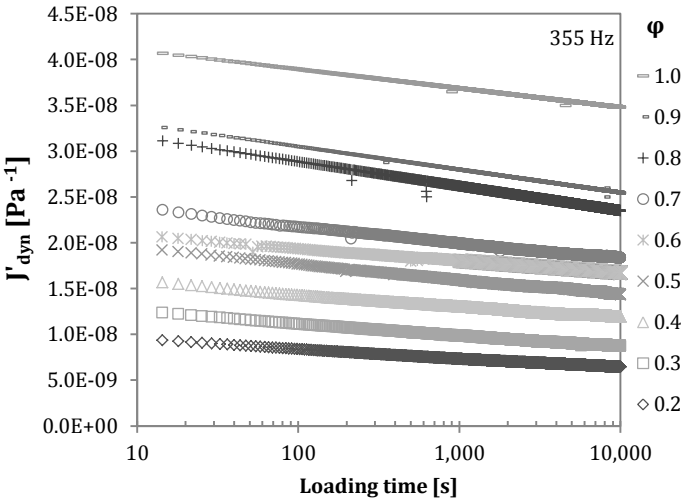
$$J'_{dyn} = \frac{\varepsilon_{dyn}}{\sigma_{dyn}} \cdot \cos\delta \tag{7-19}$$

This storage compliance denotes the 'softness' of fabrics subjected to oscillating stresses σ_{dyn}. The deformation of fabrics at this stage corresponds to displacements between 1 and 30 μm. It is believed that the stimulation of fibrous reinforcements at this scale mainly promotes yarn flattening due to fiber-to-fiber interaction at the microscopic scale. In consequence, the fibrous sample reorganizes into a denser structure and the material becomes 'stiffer'. The storage compliance J'_{dyn} will then decrease within the loading time as the fiber volume fraction increases.

Figure 7-18 present the calculated storage compliance on a logarithmic time scale at 10 and 355 Hz. Notice that J'_{dyn} is higher on samples under high φ and low f. The phase angle δ, which is not displayed here, exhibited a similar behavior (i.e., increase with the stress ratio and decrease with frequency).



(a)



(b)

Figure 7-18 : Storage compliance of samples tested in the first plan of experiments: (a) at 10 Hz; (b) at 355 Hz.

Figure 7-19 depicts the storage compliance J'_{dyn} issued from the second experimental plan in which φ is set to 1.0 and the vibration frequency is varied from 1 to 400 Hz. In this study the storage compliance decreases when the frequency increases. It was observed that samples at 1 Hz started with a dynamic displacement of 37 µm, which corresponds to a storage compliance J'_{dyn} close to 2×10^{-7} Pa^{-1}. Then, samples at frequencies above 310 Hz exhibited a very low oscillating amplitude namely below 1 µm , which corresponds to a storage compliance near 4×10^{-8} Pa^{-1}. It can be inferred from Figure 7-19 that low frequency must be favored in order to have low J'_{dyn}, and hence reach high oscillatory amplitudes in order to promote intra-layer slippage and yarn flattening.

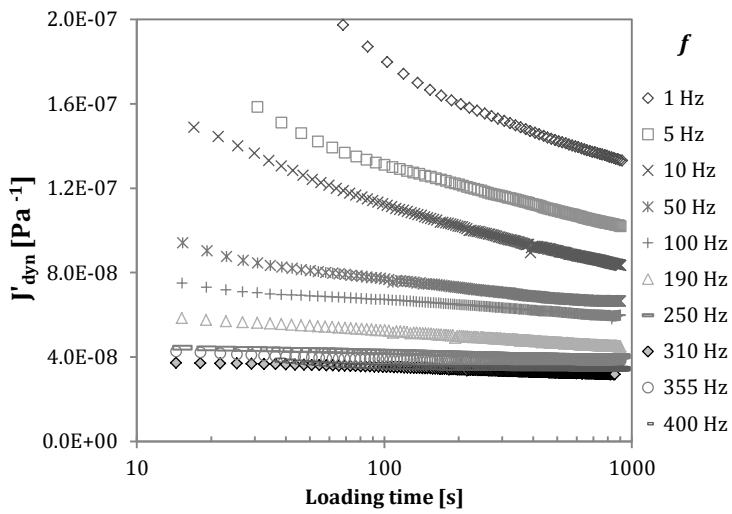


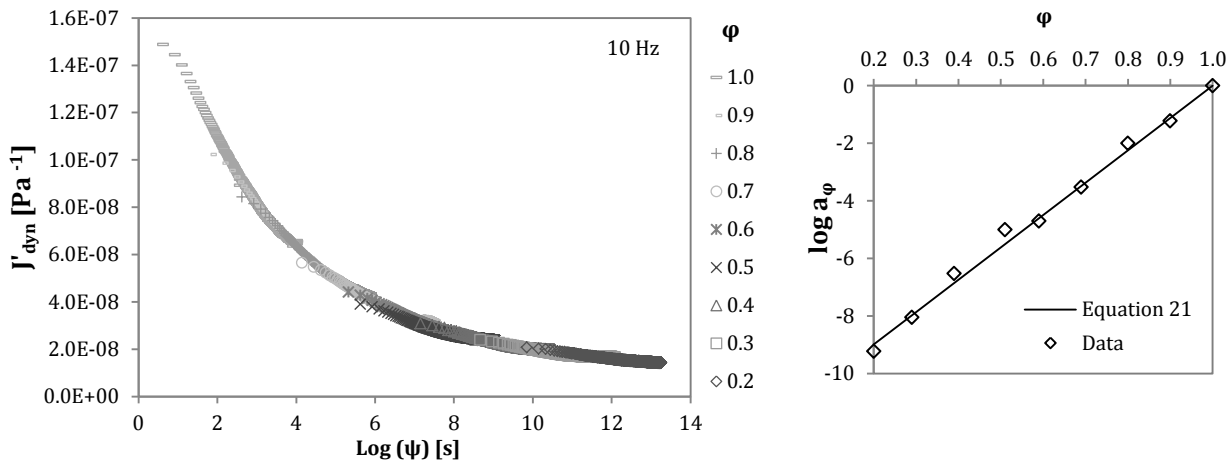
Figure 7-19 : Frequency dependent storage compliance (second plan of experiments).

In the sequel, the time-stress superposition principle will be used to predict the storage compliance J'_{dyn} by taking into account the nonlinear viscoelastic behavior and the dependence of the dynamic creep ε_{dyn} on frequency. According to the time-stress superposition principle, it is possible to assemble the storage compliance J'_{dyn} of tests conducted at different stress rations φ (see Figure 7-18) into a single master curve plotted on a reduced time scale ψ (see Equation (7-2)). This was done for tests at 10 and 355 Hz using a shift factor a_{φ} as shown in Figure 7-20

and Figure 7-21. The shift factor a_φ was modeled as a function of the stress ratio φ and the frequency factor ν as follows:

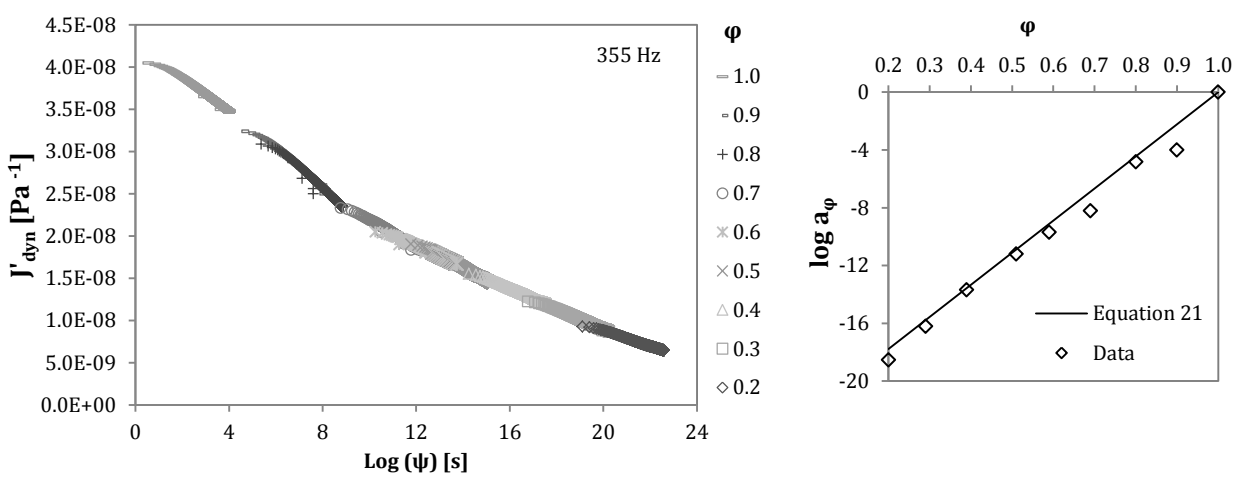
$$Loga_\varphi = \frac{k}{\nu^s}(\varphi - 1) \tag{7-20}$$

where *k* and *s* are fitting parameters equal to *22.7455* and *-0.1913* respectively.



(a) (b)

Figure 7-20 : Time-stress superposition principle for tests at 10 Hz: (a) storage compliance master curve; (b) shift factor.



(a) (b)

Figure 7-21 : Time-stress superposition principle for tests at 355 Hz: (a) storage compliance master curve; (b) shift factor.

The master curves of Figure 7-20a and Figure 7-21a and the frequency dependent storage compliance of Figure 7-19 were used to develop a new semi-empirical model that describes the response of the storage compliance for different stress ratios φ and vibration frequencies. As a result, the master compliance curves were successfully represented by an exponential function as follows:

$$J'_{dyn} = \frac{a}{\nu^e} exp\left[\left(\frac{b}{\nu^e}\right) \cdot log(\psi)\right] \tag{7-21}$$

where *a*, *b* and *e* are fitting parameters equal to *4.38e-8*, *-0.061* and *0.373* respectively, and ψ is the reduced time defined by:

$$\psi = \int_0^t \frac{1}{a_\varphi} dt \tag{7-22}$$

where the stress-dependent shift factor a_φ is obtained from Equation (7-20).

Figure 7-22 shows the measured and predicted storage compliance master curves of glass fabrics subjected to vibration-assisted compaction. The proposed model combines Equations (7-20), (7-21) and (7-22) to predict J'_{dyn} as a function of time, frequency and load. The predicted storage compliance showed good agreement with experimental data. The master curves at 10 and 355 Hz expose the whole range of stress ratios φ, while the other frequencies only present the predicted J'_{dyn} for φ = 1. By using Equation (7-21) it would be possible to predict J'_{dyn} at any frequency between 1 and 400 Hz with stress ratios from 0.2 to 1.0.

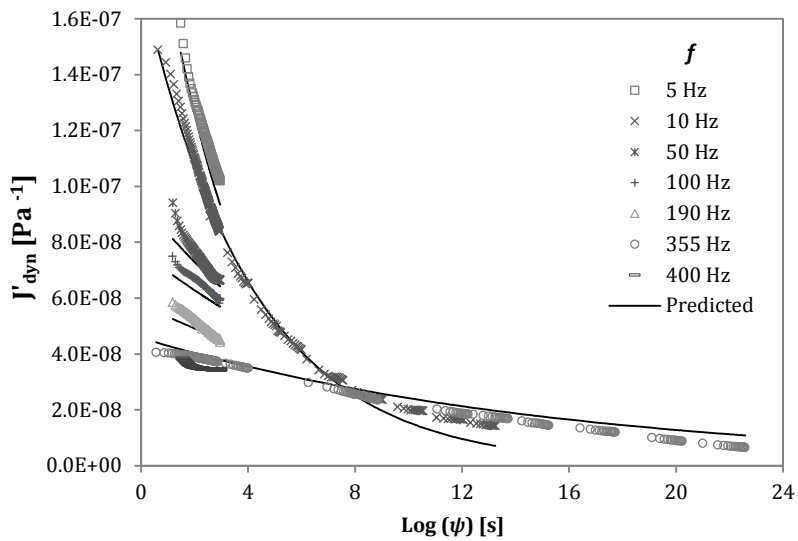


Figure 7-22 : Measured and predicted storage compliances for samples under vibration-assisted compaction.

The dynamic creep is then calculated from the storage compliance J'_{dyn}, the dynamic stress σ_{dyn} and the cosine of the phase angle as follows:

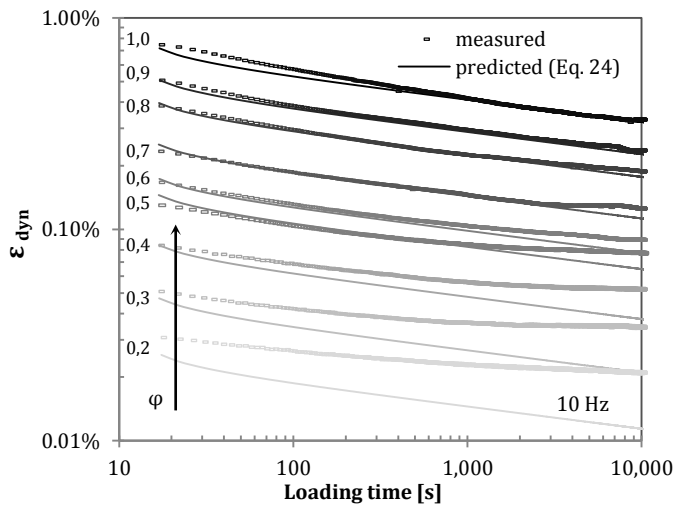
$$\varepsilon_{dyn}(t, f, \varphi) = J'_{dyn} \cdot \sigma_{dyn} \cdot \frac{1}{\cos\delta} \tag{7-23}$$

The phase angle δ is an indicator of the energy dissipated during each loading cycle. This term is also referred to as internal friction or mechanical damping. Experimental data revealed that δ increases with the stress ratio and decreases with frequency. However, in order to simplify the present model, the phase angle was considered constant and its magnitude set to the average phase angle δ_{avg}, which is in the middle value between the observed higher and the lower values of δ. The error induced by this assumption has been estimated to be about 15%. However, this was believed to be preferable than developing a new term that would further complicate the actual model.

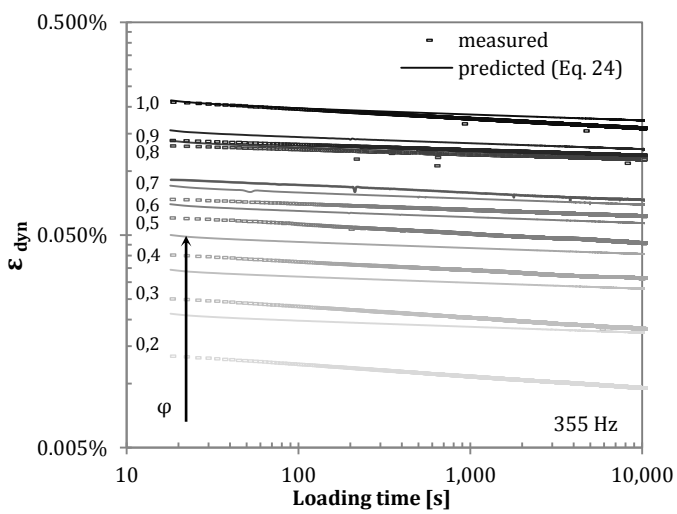
Using the predictive model of storage compliance of Equation (7-21), Equation (7-23) can be rewritten as follows:

$$\varepsilon_{dyn} = \left[\frac{a}{\nu^e} exp\left(\frac{b}{\nu^e} \cdot \log(\psi)\right)\right] \cdot \sigma_{dyn} \cdot \frac{1}{\cos \delta_{avg}} \tag{7-24}$$

Figure 7-23 show the measured and predicted values of the dynamic creep ε_{dyn} of dry fibrous materials under vibration-assisted compaction at 10 and 355 Hz. A good agreement was obtained for φ = 1, while some discrepancies are observed for low φ. Nevertheless, the decrease of ε_{dyn} with the loading time is predicted by the proposed model as the fiber volume fraction increases.



(a)



(b)

Figure 7-23 : Measured and predicted local dynamic creep ε_{dyn}: (a) 10 Hz and (b) 355 Hz.

7.5.5 Total strain (ε_{total})

The total deformation of the plain weave fabric during vibration-assisted compaction has been divided into instantaneous, transient and oscillatory components (see Equation (7-7)). The first term is immediately measured when the effective stress is reached, while the two other responses occur simultaneously during the entire compaction process. Although the transient and oscillatory components are governed by distinct phenomena and act at different scales, they are intimately related. By developing stress-strain relationships for each strain component, it is now possible to predict the response of a fibrous reinforcement to vibration-assisted compaction. The following equation regroups these relationships into a single expression:

$$\varepsilon_{total} = J_0 \cdot P \cdot \sigma_{eff}{}^{(1-q)} + [(A_1 \cdot \nu + A_2) \cdot \ln(t) + B_1 \cdot \nu + B_2] \cdot \sigma_{eff} + \left[\frac{a}{\nu^e} \cdot exp\left(\frac{b}{\nu^e} \cdot log(\psi)\right) \cdot \sigma_{dyn} \cdot \frac{1}{\cos \delta_{avg}}\right] \cdot \cos(\omega t - \delta_{avg}) \quad (7\text{-}25)$$

Figure 7-24 shows the measured and predicted total strain of fabric samples subject to vibration-assisted compaction at 10 Hz for stress ratios φ of 0.2 and 1.0. The ‘quasi-static’ strains reveal a very good agreement between measured and predicted values. The amplitude of the oscillatory strains can be observed by zooming on the curves. The zoom boxes on the right of Figure 7-24 confirm the observations of Figure 7-23a, namely that high φ induces higher ε_{dyn} and high φ are better predicted by the model than low φ.

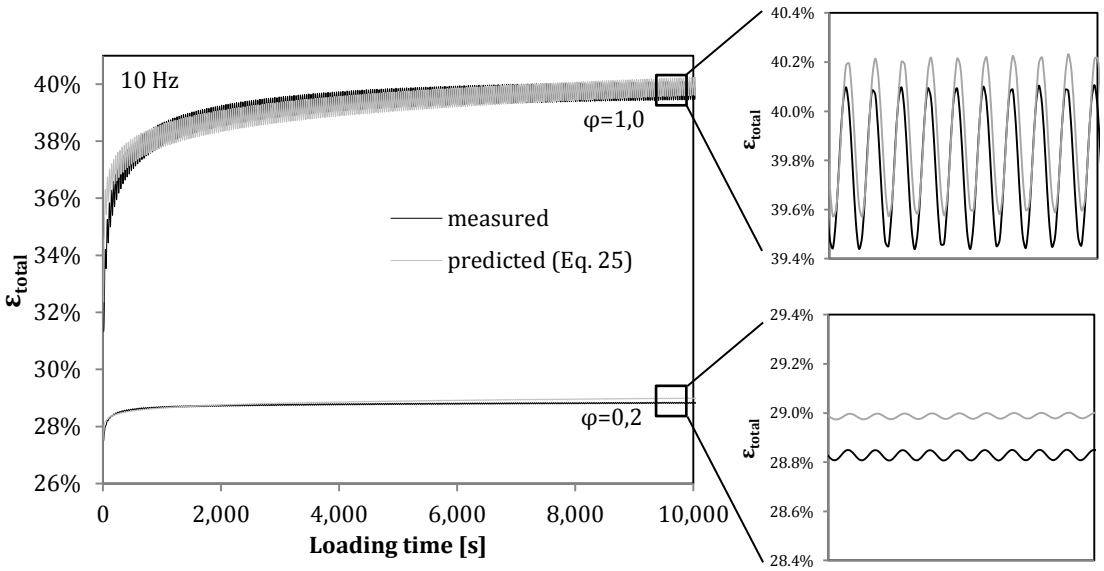


Figure 7-24 : Measured and predicted total strain for samples at 10 Hz and stress ratios φ of 0.2 and 1.0.

7.6 Conclusions

A phenomenological model to describe the viscoelastic behavior of plain weave fabrics during vibration-assisted compaction was proposed. The method consists of analyzing the correlation between the applied stress and the resulting strains under vibration-assisted compaction. The through-thickness deformation endured by fibrous samples was divided into three components; instantaneous, transient and oscillatory, and their loading characteristics were individually defined. It was found that for the loading conditions tested, the mechanical parameters linking stress and strain is the compliance. By plotting the compliance for the three deformation components, it was possible to determine the nature of the viscoelastic response (i.e., linear or nonlinear) and hence complete the model.

Two experimental plans were carried out to determine stress-strain relationships in which the impact of input parameters (i.e., static stress, dynamic stress, vibratory frequency and loading time) on the strain behavior could be assessed. With respect to the quantitative results, two main trends were observed. The first one concerns the impact of the stress ratio φ on the through-

thickness compressive deformation of fibrous samples; a higher φ leads to higher compressive strains. The second one describes the impact of frequency on the creep strain. Experimental results reveal that the creep strain ε_{creep} reaches its maximum at 10 Hz. It seems that vibratory frequencies below or above 10 Hz are unable to provide the same compaction energy to the fibrous material. Frequencies below 10 Hz generate a small number of compaction cycles while frequencies above 10 Hz induce too small dynamic strains.

The total strain has been divided into instantaneous, transient and oscillatory components. During the instantaneous compaction stage, the static compaction can be modeled as usual by a power law function that predicts the sample deformation ε_0 before vibrations are applied to the sample. Regarding the transient stage, after plotting the effective stress versus the creep strain, the viscoelastic response was observed to be very close to linearity. The hypothesis of linear viscoelasticity was then assumed for the whole system, even though high frequency tests exhibit less linearity than tests conducted at lower frequency. The creep compliance was then assumed to be independent of the stress ratio, but frequency dependent. As a result, a logarithmic expression including the frequency was used to model the creep behavior.

Unlike the instantaneous and creep compliances which are respectively frequency and stress-ratio independent, the compliance of the oscillatory stage is affected by both the frequency and the stress ratio. In addition, experimental measurements exhibited nonlinear behavior. In this case, the stress-time superposition principle was used to create storage compliance master curves that represent the time-varying compliance for different input conditions. The resulting exponential equation involves a ‘reduced time’ and stress-dependent shift factors. Given that the oscillatory strain component takes place at a microscopic scale, the storage compliance denotes the ‘softness' of fabrics at this level. Experimental measurements revealed that the stimulation of fibrous reinforcements at a scale of the same order of magnitude of the diameter of a single fiber within the fiber tow, may encourage their interaction, resulting in yarn flattening. As a result, the fibrous material is reorganized into a denser structure and the material becomes ‘stiffer’. The storage compliance J'_{dyn} will then decrease during the loading time as the fiber volume fraction increases.

Finally, the equations of each deformation component are assembled into a strain model able to predict the response of a stack of plain weave fabrics during vibration-assisted compaction. The study of this new approach resulted in an important discovery which brings an insight on the impact of low amplitude vibrations on fiber reorganization at the microscopic level.

7.7 Acknowledgments

The authors are grateful to the Natural Science and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for their financial support. The authors acknowledge the Center for Applied Research on Polymers and Composites (CREPEC) and the Canadian Foundation of Innovation (CFI) for providing the research infrastructure and equipment. The support of JB Martin is also acknowledged gratefully for providing the materials used in this research.

7.8 References

[1] A. A. Somashekar, S. Bickerton, and D. Bhattacharyya, “Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements,” Composites Science and Technology, vol. 67, no. 2, pp. 183-200, (2007).

[2] S. Bickerton, M. J. Buntain, and A. A. Somashekar, “The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 34, no. 5, pp. 431-444, (2003).

[3] R. Gauvin, and M. Chibani, "Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding," Society of the Plastics Industry, Reinforced Plastics/Composites Institute, Annual Conference - Proceedings. pp. 22C.1-22C.4.

[4] W. A. Walbran, B. Verleye, S. Bickerton et al., “Prediction and experimental verification of normal stress distributions on mould tools during Liquid Composite Moulding,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 43, no. 1, pp. 138-149, (2012).

[5] S. Lomov, G. Huysmans, Y. Luo et al., “Textile composites: modelling strategies,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 32, no. 10, pp. 1379-1394, (2001).

[6] P. A. Kelly, R. Umer, and S. Bickerton, “Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 37, no. 6 SPEC ISS, pp. 868-873, (2006).

[7] A. A. Somashekar, S. Bickerton, and D. Bhattacharyya, “Modelling the viscoelastic stress relaxation of glass fibre reinforcements under constant compaction strain during composites manufacturing,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 43, no. 7, pp. 1044-1052, (2012).

[8] B. Chen, A. H. D. Cheng, and T. W. Chou, “A nonlinear compaction model for fibrous preforms,” Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 32, no. 5, pp. 701-707, (2001).

[9] P. A. Kelly, “A viscoelastic model for the compaction of fibrous materials,” Journal of the Textile Institute, vol. 102, no. Compendex, pp. 689-699, (2011).

[10] J. Gutiérrez, E. Ruiz, and F. Trochu, “High-frequency vibrations on the compaction of dry fibrous reinforcements,” Advanced Composite Materials, vol. 22, no. 1, pp. 13-27, 2013/02/01, (2013).

[11] J. Gutiérrez, E. Ruiz, and F. Trochu, “Exploring the behavior of glass fiber reinforcements under vibration-assisted compaction,” Journal of the Textile Institute, pp. 1-14, (2013).

[12] W. N. Findley, and F. A. Davis, Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials: Dover Publications, (1989).

[13] J. Lemaitre, and J. L. Chaboche, Mechanics of solid materials: Cambridge university press, (1994).

[14] R. Lakes, Viscoelastic Materials: Cambridge University Press, (2009).

[15] J. M. Gan, S. Bickerton, and M. Battley, “Quantifying variability within glass fibre reinforcements using an automated optical method,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 43, no. 8, pp. 1169-1176, (2012).

[16] K. Hoes, D. Dinescu, H. Sol et al., “Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics,” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 35, no. 12, pp. 1407-1418, (2004).

[17] J. S. Horvath, “Mathematical modeling of the stress-strain-time behavior of geosynthetics using the Findley equation: General theory and application to EPS-Block geofoam,” Res. Rep. CE/GE-98-3, Manhattan College, New York (USA), (1998).

[18] W. E. Morton, and J. W. Hearle, Physical properties of textile fibres: Textile institute, (1993).

[19] P. Dasappa, “Constitutive modelling of creep in a long fiber random glass mat thermoplastic composite,” Mechanical Engineering, University of Waterloo, Waterloo, 2008.

[20] J. Wilbeck, “Nonlinear viscoelastic characterization of thin polyethylene film[Final Report],” (1981).

[21] Y. Ye, X. Yang, and C. Chen, “Modified Schapery’s Model for Asphalt Sand,” Journal of engineering mechanics, vol. 136, no. 4, pp. 448-454, (2010).

[22] Y. C. Lou, and R. A. Schapery, “Viscoelastic characterization of a nonlinear fiber-reinforced plastic,” Journal of Composite Materials, vol. 5, pp. 208-234, (1971).

[23] P. Provenzano, R. Lakes, D. Corr et al., “Application of nonlinear viscoelastic models to describe ligament behavior,” Biomechanics and modeling in mechanobiology, vol. 1, no. 1, pp. 45-57, (2002).

[24] T. W. Strganac, A. Letton, D. F. Payne et al., “Characterization of nonlinear viscoelastic behavior using a dynamic mechanical approach,” AIAA journal, vol. 33, no. 5, pp. 904-910, (1995).

[25] R. A. Schapery, “On the characterization of nonlinear viscoelastic materials,” Polymer Engineering & Science, vol. 9, no. 4, pp. 295-310, (1969).

[26] F. Robitaille, and R. Gauvin, “Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results,” Polymer Composites, vol. 19, no. 2, pp. 198-216, (1998).

CHAPITRE 8 DISCUSSION GÉNÉRALE ET RECOMMANDATIONS

Ce chapitre comporte une discussion générale des résultats en lien avec la méthodologie adoptée, ainsi qu'une proposition des travaux futurs visant à étudier différents aspects liés à l'application des vibrations dans la mise en œuvre des composites.

8.1 Discussion générale

L'idée originale de cette thèse est d'explorer l'utilisation des vibrations dans la fabrication des composites. Le développement de cette idée s'est fait en suivant un processus d'innovation technologique où différentes techniques furent évaluées selon une approche expérimentale. Cette démarche a donné lieu à l'identification des avantages que confèrent les vibrations à la compaction des renforts fibreux. En outre, étant donné que les sols et les renforts fibreux sont des matériaux poreux, une analogie a été établie entre l'utilisation des vibrations dans le compactage des sols et dans la compaction des renforts. D'ailleurs, les principes de la mécanique des sols sont couramment utilisés dans les procédés LCM pour prédire l'écoulement de la résine à travers le renfort, ainsi que pour étudier la compression des fibres saturées.

L'idée initiale a ensuite évoluée en direction de l'étude de l'influence des vibrations sur la réponse viscoélastique et sur le réarrangement des renforts fibreux. Une démarche scientifique a donc été mise en place visant à comprendre l'ensemble des phénomènes observés. Les premières études ont permis d'identifier les différentes conditions d'application des vibrations influençant significativement la déformation des renforts considérés. Ensuite, ces conditions ont été utilisées pour mettre en place une technique de compaction assistée par vibration permettant finalement de caractériser la réponse des renforts aux sollicitations et d'identifier les mécanismes de déformation et de réorganisation des fibres.

8.1.1 Étude de la compaction assistée par vibration

La procédure de compaction assistée par vibration telle qu'elle a été présentée au chapitre 4 est l'aboutissement d'un travail expérimental très vaste reposant sur l'utilisation d'un viscoanalyseur. Au cours de ces expériences, des difficultés technologiques liées au choix de la méthode de compaction vibratoire, aux limitations du viscoanalyseur et à la nature des échantillons ont dû être résolues. D'abord, quatre approches différentes ont été évaluées afin de choisir la méthode qui permettrait de combiner adéquatement la vibration et la compaction des renforts. Au cours cette évaluation, les vibrations ont été : (i) utilisées en tant que pratique préalable à la compaction; (ii) appliquées sur une pente de compaction; (iii) contrôlées en déplacement et (iv) contrôlées en force. La dernière approche a finalement été retenue car lorsque les vibrations sont contrôlées en force et agissent simultanément avec une force de compaction, leur impact sur la déformation du renfort est très significatif.

Certains inconvénients liés aux limitations de l'instrument se sont présentés. En effet, le viscoanalyseur est un équipement servant à caractériser des matériaux ayant une raideur plus stable et plus élevée que celle des renforts fibreux. De ce fait, la variation abrupte de la raideur des échantillons fibreux, les restrictions pour appliquer des forces statiques et l'absence d'un moyen pour mesurer directement l'épaisseur des échantillons, sont des difficultés rencontrées, qui ont dû être traitées afin de mener cette étude à terme. D'autres inconvénients liés à la nature des échantillons fibreux ont également été constatés. Dans ce cas, les facteurs qui furent pris en compte sont la variabilité intrinsèque des renforts fibreux et l'éparpillement des fibres lors de l'application des vibrations.

8.1.2 Déformation des renforts soumis à la compaction assistée par vibration

L'établissement d'une procédure de compaction assistée par vibration a permis d'encadrer les conditions d'application des sollicitations oscillatoires aux préformes fibreuses dans l'objectif d'améliorer leur compressibilité. En résumé, il s'agit donc de définir un couple de forces (statique et dynamique) tel que présenté à la Figure 8-1.

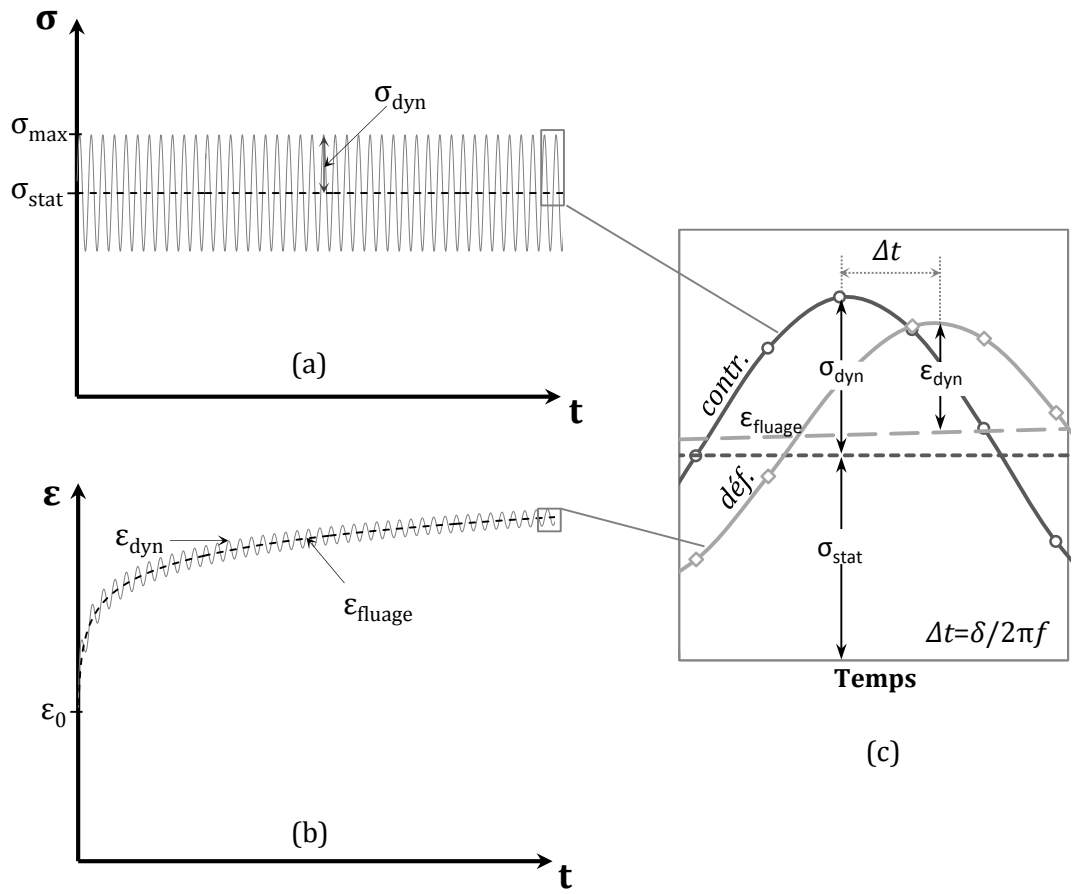


Figure 8-1 : Compaction assistée par vibration : (a) contraintes subis par le renfort; (b) déformation résultante et (c) déphasage entre la contrainte et la déformation.

Le rôle de la force statique est de s'assurer que le renfort soit constamment compressé, tandis que celui de la force dynamique est d'induire des chargements oscillatoires au renfort. Compte tenu de la nature de la sollicitation et des propriétés viscoélastiques du renfort, celui-ci subit une déformation qui peut être divisée en trois parties : déformation instantanée (ε_0), fluage (ε_{fluage}) et fluage dynamique (ε_{dyn}).

La Figure 8-2 présente une synthèse de la déformation des renforts soumis à la compaction assistée par vibration. Ce schéma, élaboré à partir de l'analyse proposée au chapitre 7, décrit la contribution des trois paramètres d'entrée (F_{dyn} ; F_{stat} ; $freq.$) sur les trois composantes de la déformation totale du renfort (ε_0 ; ε_{fluage} ; ε_{dyn}). Notez que la courbe de déformation instantanée

correspond à celle d'un renfort sous compaction statique. Cette déformation, indépendante de la fréquence, peut être représentée par une loi de puissance. Lorsque la compaction assistée par vibration est appliquée sur le renfort, celui-ci est soumis au fluage. Cette déformation, qui s'accroit avec le temps, dépend de la fréquence utilisée. Ainsi, dans ce cas, le fluage est proportionnel à la contrainte effective (σ_{eff}) appliquée (i.e., viscoélasticité linéaire). En outre, il augmente avec le rapport des forces (φ) et diminue avec la fréquence. À l'inverse du fluage, le fluage dynamique (ε_{dyn}) diminue avec le temps et a un comportement non-linéaire. Notez que l'amplitude du fluage dynamique est d'une dizaine de microns seulement. Il s'agit donc d'une perturbation qui a lieu à une échelle équivalente à celle des fibres. Ce sont ces oscillations microscopiques qui sont à priori responsables du glissement de fibres à l'intérieur des torons occasionnant l'aplatissement des torons et finalement la densification des renforts. La structure fibreuse des renforts est ainsi modifiée par l'application des vibrations.

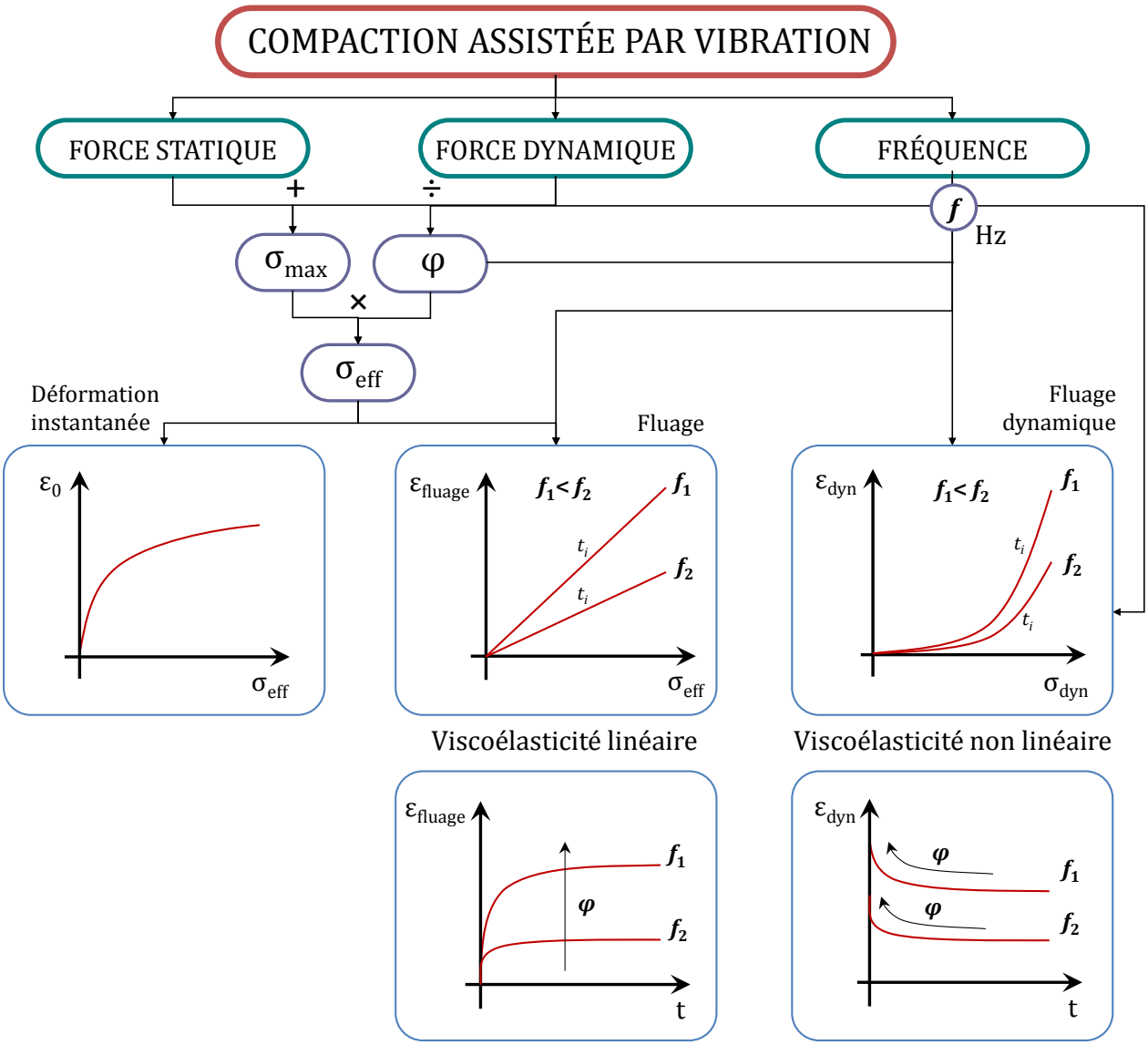


Figure 8-2 : Synthèse de la réponse des renforts soumis à la compaction assistée par vibration.

8.1.3 Compaction assistée par vibration et compaction cyclique

L'analyse de la compaction assistée par vibration a montré que le paramètre ayant le plus d'impact sur la compaction des renforts est le rapport entre la force statique et la force dynamique (φ). Notez que lorsque ce rapport est égal à l'unité, la sollicitation mécanique est très semblable à

celle de la compaction cyclique dite « debulking*» communément utilisée dans l'industrie. Cependant, ces deux types de compaction présentent des différences importantes au niveau de l'amplitude des oscillations et du nombre de cycles appliqué sur une période de temps donnée (i.e., fréquence). À cet égard, il a été constaté que le niveau de compaction d'un renfort fibreux soumis à des charges répétitives est fortement lié à la combinaison du nombre de cycles appliqués et de l'amplitude des sollicitations à chaque cycle. C'est donc sur ce point que les deux techniques se différencient : la compaction assistée par vibration peut atteindre des fréquences plus élevées que la compaction cyclique, tandis que l'amplitude des oscillations vibratoires est plus faible. Ces nuances ont une répercussion directe sur la nature de la déformation subie par le renfort. Les expériences ont démontré que la compaction assistée par vibration entraine une déformation à deux niveaux : à l'échelle de l'épaisseur de la préforme (i.e., échelle mésoscopique) et à l'échelle du diamètre de fibres (i.e., échelle microscopique), tandis que la compaction cyclique affecte la préforme principalement au niveau de l'épaisseur des couches. Puisque la compaction assistée par vibration a un impact sur l'ensemble de la structure du renfort, elle est plus efficace que la compaction cyclique. En effet, à force égale, la compaction vibratoire permet d'atteindre des niveaux de compaction plus élevés.

Le principal désavantage de la compaction vibratoire par rapport à la compaction cyclique est l'ajout d'un système mécanique pour générer des vibrations. Ceci demande un investissement supplémentaire. Il faut s'assurer, non seulement qu'on peut appliquer les vibrations selon une certaine technique, mais aussi éviter d'imposer des vibrations là où elles seraient indésirables. Ainsi, ce système devrait être conçu pour s'installer sur le moule de fabrication ou sur le moule de préformage.

---

* Le « debulking » est une technique de pré-compaction utilisée dans le procédé d'infusion, où le renfort sec est soumis à l'application intermittente du vide. Cette technique contribue à l'emboîtement entre les couches et cause la diminution de l'épaisseur de la préforme.

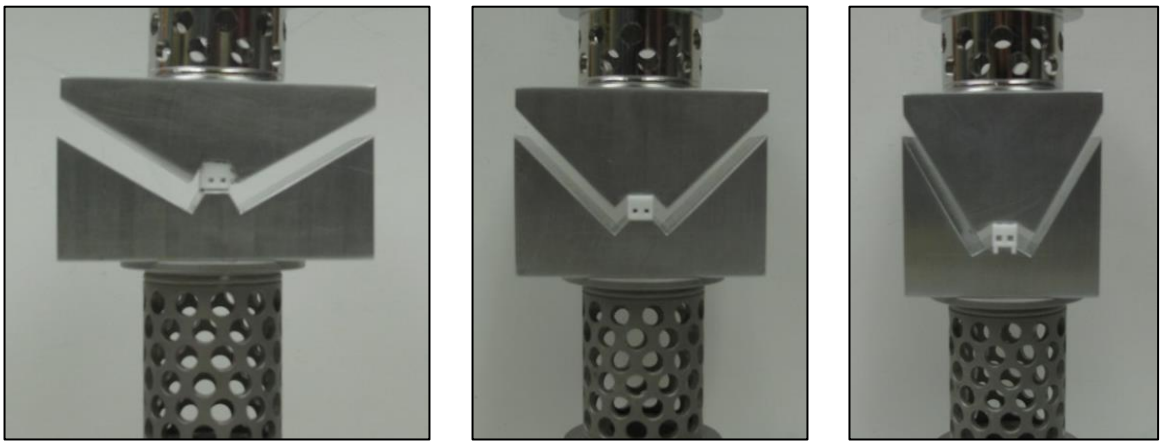
8.2 Recommandations

Le travail accompli dans cette thèse a mené à l'établissement d'une procédure utilisant une force vibratoire combinée (statique et dynamique) afin d'améliorer la compressibilité des renforts. Lorsque cette procédure est utilisé dans le but de compacter un renfort, il est conseillé que les forces statique et dynamique soient les plus proches possible l'une de l'autre. De plus, selon l'architecture du renfort à compacter, il est recommandé d'utiliser des vibrations allant de 10 et 200 Hz.

On a constaté que l'usage des vibrations contribue à la réorganisation du réseau fibreux vers une structure plus compacte, tant au niveau inter qu'intra-laminaire. Dans le cadre de la mise en œuvre de composites par LCM, ces changements occasionnent une diminution non négligeable de la perméabilité du renfort, ce qui a un impact direct sur l'imprégnation de la préforme et donc sur le gradient de pression nécessaire au remplissage du moule. Bien que des expériences précédentes aient mis ces phénomènes en lumière, ceux-ci n'ont pas encore été caractérisés complètement. Il est donc suggéré de réaliser une étude pour quantifier l'impact de la compaction vibratoire des renforts sur leur perméabilité. La perméabilité ainsi obtenue pourrait être ensuite comparée avec celle d'un renfort ayant le même taux de fibres, mais compacté selon une procédure de compaction statique ou cyclique. Cette comparaison permettrait d'observer d'éventuelles différences entre la structure fibreuse des renforts compactés suivant chaque méthode.

Dans le cadre de l'étude de la compaction des renforts tissés, la force de compression est appliquée perpendiculairement au renfort. Durant la compaction statique, la déformation du renfort fibreux provient principalement de la flexion des torons, tandis que durant la compaction vibratoire, elle provient surtout de leur étalement. Dans le cas où la force vibratoire serait appliquée dans une direction non-perpendiculaire au plan du renfort, il est probable que le glissement des fibres soit favorisé davantage, ce qui accentuerait l'aplatissement des torons. Dans l'intention de confirmer ou d'infirmer cette supposition, des essais permettant d'étudier la compaction assistée par vibration des renforts disposés sur des plans inclinés à 30°, 45° et 60°

étaient initialement prévus. Ces essais permettraient également de prévoir le comportement des préformes destinées à la mise en forme de pièces composites ayant des surfaces non planes. À cette fin, des porte-échantillons destinés à être utilisés dans le viscoanalyseur ont été prévus (voir Figure 8-3). Cette étude présente toujours de l'intérêt afin d'améliorer notre compréhension des phénomènes liés à la compaction des renforts à l'aide de vibrations.



(a) (b) (c)

Figure 8-3 : Porte-échantillons pour la compaction assistée par vibration sur des plans inclinés; (a) 30°; (b) 45°; (c) 60°.

La technique de compaction assistée par vibration conçue dans le cadre de la mise en forme de composites par LCM a été, jusqu'à présent, utilisée seulement sur des empilements des couches du renfort fibreux. La technique peut toutefois être utilisée sur des préformes tissées tridimensionnelles, ainsi que sur des renforts pré-imprégnés utilisés dans la fabrication des composites « hors autoclave ». Dans le cas de préformes tissées 3D, il faudrait commencer par étudier l'influence de la compaction vibratoire sur un réseau fibreux très complexe ayant des torons dans la direction « hors du plan ». Dans le cas des pré-imprégnés, il sera nécessaire d'évaluer l'impact des vibrations sur la compaction et sur la déformation d'un renfort fibreux lubrifié. En effet, l'analyse de l'impact des vibrations sur ce type de renfort permettrait d'élargir le champ d'application de la compaction assistée par vibration.

CONCLUSION

Cette thèse à vocation exploratoire a été guidée à ses débuts par un protocole de recherche privilégiant l'expérimentation et la quête de nouvelles idées. Cette approche a conduit à l'élaboration d'une nouvelle voie d'étude portant sur l'apport des vibrations à la déformation des renforts fibreux secs sous compaction. Des études préliminaires ont démontré que la compressibilité des renforts est accrue lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations vibratoires. Dans un premier temps, on s'est donné l'objectif d'identifier les variables importantes qui gouvernent la réponse des renforts sous l'effet d'une compaction vibratoire. Une étude plus approfondie a permis ensuite d'identifier les paramètres ayant le plus d'influence sur la réorganisation des fibres, élargissant ainsi la compréhension des phénomènes. Une nouvelle approche expérimentale inspirée du compactage des sols par vibration a permis d'établir une procédure de compaction assistée par vibration pour les renforts fibreux. Cette étude a permis de préciser les conditions d'application des vibrations afin d'obtenir un maximum d'impact sur la compressibilité des renforts lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations contrôlées en amplitude et en fréquence. Finalement, une analyse détaillée de la compaction des préformes sous vibration a conduit à caractériser leur comportement et à élaborer un modèle semi-empirique qui prédit la déformation à travers l'épaisseur des renforts soumis à une compaction vibratoire.

La majeure partie de cette étude a été réalisée à l'aide d'un viscoanalyseur donnant la possibilité de contrôler et de mesurer avec précision les charges oscillatoires imposées aux échantillons et leur réponse. C'est donc grâce à cet instrument que la procédure de compaction assistée par vibration a pu être définie. La procédure établie a été employée dans un prototype de compaction vibratoire. Les résultats de ces essais ont démontré que la compaction assistée par vibration est aussi efficace dans un montage expérimental équipé d'un vibrateur industriel que dans le viscoanalyseur. En outre, on a même pu évaluer l'ordre de grandeur de la puissance de vibration afin de compacter adéquatement des échantillons de plus grande taille.

La compressibilité des renforts soumis à une compaction vibratoire a été évaluée principalement à partir de la déformation de la préforme à travers l'épaisseur. Toutefois, des mesures additionnelles ont été réalisées afin d'évaluer la déformation des renforts dans le plan. Ainsi, les espaces interstitiels et la largeur des torons ont été mesurés sur chaque couche des préformes compactées.

En conclusion, cette thèse démontre que la compressibilité des renforts peut être améliorée à travers l'application de vibrations mécaniques conforme au protocole établi. Pour l'instant, cette étude s'est limitée à des empilements de renforts tissés ayant une épaisseur relativement faible et à l'application d'une force vibratoire verticale au plan du renfort. La réalisation de travaux futurs en lien avec les recommandations proposées donnera une meilleure idée du comportement des renforts sous des nouvelles conditions de sollicitation vibratoire.

L'utilisation des vibrations mécaniques comme moyen favorisant la compaction des renforts fibreux constitue une contribution nouvelle dans le domaine des matériaux composites. En mettant en lumière la réponse des renforts fibreux selon les conditions d'application des vibrations, cette thèse vise à poser les premiers jalons de l'utilisation de la compaction vibratoire dans la fabrication de composites. De ce fait, cette étude ouvre de nouvelles perspectives de recherche au niveau des techniques de compaction et de préformage des tissus industriels utilisés dans la fabrication des matériaux composites.

BIBLIOGRAPHIE

Abdellaoui, C. (2009). *Étude expérimentale du contrôle en pression et en température de la fabrication de composites par injection flexible.* Ecole Polytechnique de Montréal.

Adumitroaie, A., & Barbero, E. J. (2011a). Beyond plain weave fabrics - I. geometrical model. *Composite Structures, 93*(5), 1424-1432.

Adumitroaie, A., & Barbero, E. J. (2011b). Beyond plain weave fabrics - II. Mechanical properties. *Composite Structures, 93*(5), 1449-1462.

Ajayan, P. M., Shadler, L. S., & Braun, P. V. (2003). *Nanocomposites Science and Technology*. Weinheim, Germany: Die Deutshe Bibliothek.

Allaoui, S., Hivet, G., Wendling, A., Ouagne, P., & Soulat, D. (2012). Influence of the dry woven fabrics meso-structure on fabric/fabric contact behavior. *Journal of Composite Materials, 46*(6), 627-639.

Alms, J. B., Advani, S. G., & Glancey, J. L. (2011). Liquid Composite Molding control methodologies using Vacuum Induced Preform Relaxation. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 42*(1), 57-65.

Ashida, Y., & Aoyama, H. (2007). Press forming using ultrasonic vibration. *Journal of Materials Processing Technology, 187-188*, 118-122.

Ayorinde, E. O., Gibson, R. F., & Song, F. (1996). Vibration-assisted liquid composite molding simulation and analysis, *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, November 17-22, 1996, Atlanta, USA* (Vol. 74, pp. 57).

Ayorinde, E. O., Gibson, R. F., Deng, F., & Baig, B. (1997). Vibration-assisted Liquid Composite Molding: Practical and Numerical Simulationla dir. de.), *ASME-PUBLICATIONS-FED* (Vol. 243, pp. 177-184). Dallas, USA.

Barbier, C., Dendievel, R., eacute, my, & Rodney, D. (2009). Role of friction in the mechanics of nonbonded fibrous materials. *Physical Review E, 80*(1), 016115.

Basit, M. M. (2010). *Mechanical and architectural characteristics of plain-weave fabric under bi-axial and pure shear loading.* M.E. 1476775, University of Nevada, Reno, United States -- Nevada. Tiré de ProQuest Dissertations & Theses (PQDT). Tiré de http://search.proquest.com/docview/501777507?accountid=40695

Beil, N. B., & Roberts Jr, W. W. (2002a). Modeling and computer simulation of the compressional behavior of fiber assemblies part I: Comparison to van Wyk's theory. *Textile Research Journal, 72*(4), 341-351.

Beil, N. B., & Roberts Jr, W. W. (2002b). Modeling and computer simulation of the compressional behavior of fiber assemblies. Part II: Hysteresis, crimp, and orientation effects. *Textile Research Journal, 72*(5), 375-382.

Bement, R., & Selby, A. (1997). Compaction of granular soils by uniform vibration equivalent to vibrodriving of piles. *Geotechnical and Geological Engineering 15*(2), 121-143.

Bernard, G., West, R. D., & Malhotra, V. M. (2006). Mechanical behavior of cured epoxy: Effects of ultrasonic processing, *Charlotte, NC, United States*.(Vol. 3, pp. 1702-1706): Society of Plastics Engineers, Brookfield, CT 06804-0403, United States.

Bickerton, S., & Abdullah, M. Z. (2003). Modeling and evaluation of the filling stage of injection/compression moulding. *Composites Science and Technology, 63*(10), 1359-1375.

Bickerton, S., & Buntain, M. J. (2007). Modeling forces generated within rigid liquid composite molding tools. Part B: Numerical analysis. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 38*(7), 1742-1754.

Bickerton, S., Buntain, M. J., & Somashekar, A. A. (2003). The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 34*(5), 431-444.

Bréard, J., Henzel, Y., Trochu, F., & Gauvin, R. (2003a). Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements. *Polymer Composites, 24*(3), 391-408.

Bréard, J., Henzel, Y., Trochu, F., & Gauvin, R. (2003b). Analysis of dynamic flows through porous media. Part II: Deformation of a double-scale fibrous reinforcement. *Polymer Composites, 24*(3), 409-421.

Buntain, M. J., & Bickerton, S. (2007). Modeling forces generated within rigid liquid composite molding tools. Part A: Experimental study. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 38*(7), 1729-1741.

Cai, Z., & Gutowski, T. (1992). 3-D deformation behavior of a lubricated fiber bundle. *Journal of Composite Materials, 26*(8), 1207-1237.

Carnaby, G. A., & Pan, N. (1989). Theory of the compression hysteresis of fibrous assemblies. *Textile Research Journal, 59*(5), 275-284.

Causse, P., Ruiz, E., & Trochu, F. (2011). Experimental study of flexible injection to manufacture parts of strong curvature. *Polymer Composites, 32*(6), 882-895.

Chen, B., & Chou, T.-W. (1999). Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite molding processes: Single-layer deformation. *Composites Science and Technology, 59*(10), 1519-1526.

Chen, B., & Chou, T.-W. (1999). Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite molding processes: Single-layer deformation. *Composites Science and Technology, 59*(10), 1519-1526.

Chen, B., & Chou, T.-W. (2000). Compaction of woven-fabric preforms: Nesting and multi-layer deformation. *Composites Science and Technology, 60*(12-13), 2223-2231.

Chen, B., Cheng, A. H. D., & Chou, T. W. (2001). A nonlinear compaction model for fibrous preforms. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 32*(5), 701-707.

Chen, B., Lang, E. J., & Chou, T. W. (2001). Experimental and theoretical studies of fabric compaction behavior in resin transfer molding. *Materials Science and Engineering A, 317*(1-2), 188-196.

Chen, G., & Wang, Y. (2010). Effect of high-frequency vibration on the drawing behavior of staple fiber strands. *Textile Research Journal, 80*(Compendex), 1777-1783.

Chen, Z.-R., & Ye, L. (2006). A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part II: Multilayer. *Composites Science and Technology, 66*(16), 3263-3272.

Chen, Z.-R., Ye, L., & Kruckenberg, T. (2006). A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part I: Single layer. *Composites Science and Technology, 66*(16), 3254-3262.

Choi, H. J., Lim, J. Y., & Zhang, K. (2008). Poly(methyl methacrylate)/multi-walled carbon nanotube microbead composites via dispersion polymerization under ultrasonication. *Diamond and Related Materials, 17*(7-10), 1498-1501.

Chowdhury, M. A., & Helali, M. (2008). The effect of amplitude of vibration on the coefficient of friction for different materials. *Tribology International, 41*(Compendex), 307-314.

Chowdhury, M. A., & Helali, M. M. (2009). The frictional behavior of materials under vertical vibration. *Industrial Lubrication and Tribology, 61*(Compendex), 154-160.

Comas-Cardona, S., Bickerton, S., Deleglise, M., Walbran, W. A., Binetruy, C., & Krawczak, P. (2008). Influence of textile architectures on the compaction and saturated permeability spatial variations. *9th International Conference on Textile Composites - TEXCOMP9: Recent Advances in Textile Composites, Newark, DE, United states*. (pp. 3-10).

Croteau-Labouly, B. (2007). *Caractérisation combinée de la pérmeabilité et de la compaction des renforts fibreux dans les procédés de fabrication des composites par infusion.* Maitrise ès Sciences Appliquées, École Polytechnique de l'Université de Montréal.

Das, B. M. (2009). *Principles of geotechnical engineering*. Long Beach: Thomson Engineering.

Dasappa, P. (2008). *Constitutive modelling of creep in a long fiber random glass mat thermoplastic composite.* PhD, University of Waterloo, Waterloo.

de Jong, S., Snaith, J. W., & Michie, N. A. (1986). MECHANICAL MODEL FOR THE LATERAL COMPRESSION OF WOVEN FABRICS. *Textile Research Journal, 56*(Compendex), 759-767.

Demaria, C., Ruiz, E., & Trochu, F. (2007). In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. *Polymer Composites, 28*(Compendex), 797-811.

Du, Y. (2007). *Fabrication and characterisation of particulate polymer nanocomposites.* PhD, University of Rhode Island, Rhode Island, USA.

Dunlop, J. I. (1981). DYNAMIC BULK MODULUS OF FIBRE MASSES. *Journal of the Textile Institute, 72*(4), 154-161.

Dunlop, J. I., & Jie, S. (1991). Dynamic mechanical response of carpets. An alternative measurement technique. *Journal of the Textile Institute, 82*(Compendex), 353-359.

Echaabi, J., Nziengui, M. B., & Hattabi, M. (2008). Compressibility and relaxation models for fibrous reinforcements in liquid composites moulding. *International Journal of Material Forming, 1*(SUPPL. 1), 851-854.

Findley, W. N., & Davis, F. A. (1989). *Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials*: Dover Publications.

Fontaine, S., Dia, S., & Renner, M. (2011). Nonlinear friction dynamics on fibrous materials, application to the characterization of surface quality. Part I: global characterization of phase spaces. (Compendex), 1-22.

Fontaine, S., Renner, M., & Marsiquet, C. (2009). Mechanical behaviors in shearing and transverse compression of fibrous asperities: Application to the characterization of surface quality of textile materials. *Textile Research Journal, 79*(Compendex), 1502-1521.

Gama, B. A., Li, H., Li, W., Paesano, A., Heider, D., & Gillespie Jr, J. W. (2001). Improvement of dimensional tolerances during VARTM processing.(Vol. 33, pp. 1415-1427): Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Gan, J. M., Bickerton, S., & Battley, M. (2012). Quantifying variability within glass fibre reinforcements using an automated optical method. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 43*(8), 1169-1176.

Gangloff Jr, J. J., Readdy, R., & Advani, S. G. (2012). The effects of targeted applied vibrations to promote void reduction during composites processing. *2012 SAMPE International Symposium and Exhibition - Emerging Opportunities: Materials and Process Solutions, Baltimore, MD, United states*: Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Gauvin, R., & Chibani, M. (1988). Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding. *Proceedings - Technical Sessions of the 43rd Annual Conference, Composites Institute, Cincinnati, OH, USA*.(pp. 22C.21-22C.24).

Ghiorse, S. R., & Jurta, R. M. (1991). Effects of low frequency vibration processing on carbon/epoxy laminates. *Composites, 22*(1), 3-8.

Gibson, R., & Ayorinde, E. (2004). *Vibration-Assisted Liquid Composite Molding*. ANTEC 2004 Plastics: Annual Technical Conference, Chicago, Illinois.

Gibson, R., Ayorinde, E., Yang, S., & Baig, B. (1996). Measurement of mold filling times in Vibration-Assisted Liquid Composite Molding. *Proceedings of the American Society for Composites*, 768-776.

Govignon, Q., Bickerton, S., & Kelly, P. A. (2009). Simulation of the reinforcement compaction and resin flow during the complete resin infusion process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 41*(1), 45-57.

Gralen, N., Olofsson, B., & Lindberg, J. (1953). Measurement of friction between single fibers -- VII: physicochemical views of interfiber friction. *Textile Research Journal, 23*(9), 623-628.

Grewell, D., Benatar, A., Lee, E., Zhou, G., & James Lee, L. (2005). Development of an ultrasonic debulking technique for composite laminates, *Grapevine, TX, United*

States.(Vol. 2, pp. 2085-2095): American Helicopter Society, Alexandria, VA 22314-2538, United States.

Grewell, D., Zhou, G., Lee, L. J., Benatar, A., & Lee, E. (2004). Ultrasonic treatment of advanced thermoset composites, *Chicago, IL., United States*.(Vol. 1, pp. 1173-1176): Society of Plastics Engineers.

Grosberg, P. (1977). The Role of Friction in the Mechanical Behavior of Fabrics, in" Surface Characteristics of Fibers and Textiles," Part II (Schick). Marcel Dekker Inc., NY.

Gupta, B. S., & El Mogahzy, Y. E. (1991). Friction in fibrous materials. Part I. Structural model. *Textile Research Journal, 61*(Compendex), 547-555.

Gutiérrez, J., Ruiz, E., & Trochu, F. (2013a). Exploring the behavior of glass fiber reinforcements under vibration-assisted compaction. *Journal of the Textile Institute*, 1-14.

Gutiérrez, J., Ruiz, E., & Trochu, F. (2013b). High-frequency vibrations on the compaction of dry fibrous reinforcements. *Advanced Composite Materials, 22*(1), 13-27.

Gutowski, T. G., & Cai, Z. (1988). CONSOLIDATION OF COMPOSITES, *Atlanta, GA, USA*.(pp. v ivp-v ivp): ASME.

Gutowski, T. G., & Dillon, G. (1992). Elastic deformation of lubricated carbon fiber bundles: Comparison of theory and experiments. *Journal of Composite Materials, 26*(16), 2330-2347.

Hoes, K., Dinescu, D., Sol, H., Parnas, R. S., & Lomov, S. (2004). Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 35*(12), 1407-1418.

Horvath, J. S. (1998). Mathematical modeling of the stress-strain-time behavior of geosynthetics using the Findley equation: General theory and application to EPS-Block geofoam. *Res. Rep. CE/GE-98-3, Manhattan College, New York (USA).*

Huang, Y. D., Liu, L., Qiu, J. H., & Shao, L. (2002). Influence of ultrasonic treatment on the characteristics of epoxy resin and the interfacial property of its carbon fiber composites. *Composites Science and Technology, 62*(16), 2153-2159.

Jortner, J. (1992). Microstructure of cloth-reinforced carbon-carbon laminates. *Carbon, 30*(2), 153-163.

Kawabata, S., & Gakki, N. (1980). *The standardization and analysis of hand evaluation*: Textile Machinery Society of Japan Osaka.

Kawabata, S., Inoue, M., & Niwa, M. (1992). Non-linear theory of the biaxial deformation of a triaxial-weave fabric. *Journal of the Textile Institute, 83*(1), 104-119.

Kelly, P. A. (2011). A viscoelastic model for the compaction of fibrous materials. *Journal of the Textile Institute, 102*(Compendex), 689-699.

Kelly, P. A., & Bickerton, S. (2009). A comprehensive filling and tooling force analysis for rigid mould LCM processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 40*(11), 1685-1697.

Kelly, P. A., Umer, R., & Bickerton, S. (2006). Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(6 SPEC ISS), 868-873.

Kendall, K., Mangin, C., & Ortiz, E. (1998). Discrete event simulation and cost analysis for manufacturing optimization of an automotive LCM component. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 29*(7), 711-720.

Kim, Y. R., McCarthy, S. P., & Fanucci, J. P. (1991). Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing. *Polymer Composites, 12*(1), 13-19.

Kokx, V. S., & Bickerton, S. (2003). Modeling liquid composite molding processes involving dynamic cavity thickness changes, *Long Beach, CA, United states*.(Vol. 48 II, pp. 1690-1701): Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Koo, J. H. (2006). *Polymer Nanocomposites*. New York, USA.

Kruckenberg, T., Ye, L., & Paton, R. (2004). Nesting and deformation in the compaction of plain-weave woven fabrics, *Dearborn, 48121-0930, United States*.(pp. 41-50): Society of Manufacturing Engineers.

Kruckenberg, T., Ye, L., & Paton, R. (2008). Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39*(3), 488-502.

Lakes, R. (2009). *Viscoelastic Materials*: Cambridge University Press.

Lam, C.-K., Lau, K.-T., Cheung, H.-Y., & Ling, H.-Y. (2005). Effect of ultrasound sonication in nanoclay clusters of nanoclay/epoxy composites. *Materials Letters, 59*(11), 1369-1372.

Larberg, Y. R., & Akermo, M. On the interply friction of different generations of carbon/epoxy prepreg systems. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, In Press, Accepted Manuscript*.

Lawrence, J. M., Simacek, P., & Advani, S. G. (2006). New advances in modeling and simulation of liquid composite molding processes, *Long Beach, CA, United states*.(Vol. 51, pp. SAMPE Baltimore/Washington Chapter): Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Lee, J., & Kim, N. (2007). Prediction of charging rate in ultrasonic vibration of injection molding. *Journal of Materials Processing Technology, 201*(1-3), 710-715.

Lee, S. H., Han, J. H., Kim, S. Y., Youn, J. R., & Song, Y. S. (2010). Compression and relaxation behavior of dry fiber preforms for resin transfer molding. *Journal of Composite Materials, 44*(15), 1801-1820.

Lemaitre, J., & Chaboche, J. L. (1994). *Mechanics of solid materials*: Cambridge university press.

Li, H., Fan, W., & Wen, B. (2011). Study on Friction Characteristics between Two Bodies under Vibration Working Case. *Applied Informatics and Communication*, 437-444.

Liu, L., Huang, Y. D., Zhang, Z. Q., & Yang, X. B. (2006). Effect of ultrasound on wettability between aramid fibers and epoxy resin. *Journal of Applied Polymer Science, 99*(6), 3172-3177.

Liu, L., Huang, Y. D., Zhang, Z. Q., Jiang, B., & Nie, J. (2001). Ultrasonic modification of aramid fiber-epoxy interface. *Journal of Applied Polymer Science, 81*(11), 2764-2768.

Liu, L., Huang, Y. D., Zhang, Z. Q., Jiang, Z. X., & Wu, L. N. (2008). Ultrasonic treatment of aramid fiber surface and its effect on the interface of aramid/epoxy composites. *Applied Surface Science, 254*(9), 2594-2599.

Liu, L., Zhang, X., Huang, Y., Jiang, B., & Zhang, Z. (2003). Effect of ultrasonic treatment on surface characteristics of aramid fiber. *Fuhe Cailiao Xuebao/Acta Materiae Compositae Sinica, 20*(2), 35-40.

Lomov, S. V., Barburski, M., Stoilova, T., Verpoest, I., Akkerman, R., Loendersloot, R., & Ten Thije, R. H. W. (2005). Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 3: Biaxial tension, picture frame and compression tests of the preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 36*(9), 1188-1206.

Lomov, S. V., Belov, E. B., Bischoff, T., Ghosh, S. B., Truong Chi, T., & Verpoest, I. (2002). Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 1. Geometry of the preform. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 33*(9), 1171-1183.

Lomov, S. V., Verpoest, I., Barburski, M., & Laperre, J. (2003). Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 2. KES-F characterisation of the deformability of the preforms at low loads. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 34*(4), 359-370.

Lomov, S. V., Verpoest, I., Peeters, T., Roose, D., & Zako, M. (2003). Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate. *Composites Science and Technology, 63*(7), 993-1007.

Lomov, S., Huysmans, G., Luo, Y., Parnas, R., Prodromou, A., Verpoest, I., & Phelan, F. (2001). Textile composites: modelling strategies. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 32*(10), 1379-1394.

Lou, Y. C., & Schapery, R. A. (1971). Viscoelastic characterization of a nonlinear fiber-reinforced plastic. *Journal of Composite Materials, 5*, 208-234.

Manero, O., & Mena, B. (1977). An interesting effect in non-newtonian flow in oscillating pipes. *Rheology, 16*, 573-576.

Manero, O., Mena, B., & Valenzuela, R. (1978). Further developments on non-Newtonian flow in oscillating pipes. *Rheology, 17*, 683-697.

Marten, A., & Staffan, T. (2007). Micromechanics of a Compressed Fiber Mass. *Journal of Applied Mechanics, 74*(4), 723-731.

Mason, T. J. and Lorimer J. P., Applied Sonochemistry. The uses of power ultrasound in chemistry and processing, Weinheim, Germany, 2002.

Matsudaira, & Qin. (1995). Features and mechanical parameters of a fabric's compressional property. *Journal of the Textile Institute, 86*(3), 476-476.

Morton, W. E., & Hearle, J. W. (1993). *Physical properties of textile fibres*: Textile institute.

Muric-Nesic, J., Compston, P., & Stachurski, Z. H. (2011). On the void reduction mechanisms in vibration assisted consolidation of fibre reinforced polymer composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 42*(3), 320-327.

Muric-Nesic, J., Compston, P., Noble, N., & Stachurski, Z. H. (2009). Effect of low frequency vibrations on void content in composite materials. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 40*(4), 548-551.

Murthyguru. (2005). Novel Approach to Study Compression Properties in Textiles. *AUTEX Research Journal, 5*(4), 176-193.

Niggemann, C., Young, S. S., Gillespie, J. W., & Heider, D. (2008). Experimental investigation of the controlled atmospheric pressure resin infusion (CAPRI) process. *Journal of Composite Materials, 42*(11), 1049-1061.

Nikolakis, V. (2006). Understanding the effect of specific surface area and surface reactions on silicalite-1 nucleation and growth. *Microporous and Mesoporous Materials, 93*(1-3), 101-110.

Ning, X., & Lovell, M. R. (2002). On the Sliding Friction Characteristics of Unidirectional Continuous FRP Composites. *Journal of Tribology, 124*(1), 5-13.

Pan, N., & Carnaby, G. A. (1989). Theory of the shear deformation of fibrous assemblies. *Textile Research Journal, 59*(5), 285-292.

Pantelelis, N. (2004). *Evaluation of the vibration assisted RTM technique in the production of real parts*. 7th Int. Conf. for Flow Proc. in Comp. Mat., Delaware, USA.

Pantelelis, N., Bikas, A., & Kanarachos, A. (2004). Vibration Assisted resin transfer molding: A new alternative technique to improve RTM performance and part quality. *National Technical University of Athens*.

Pearce, N., & Summerscales, J. (1995). Compressibility of a reinforcement fabric. *Composites Manufacturing, 6*(1), 15-21.

Petrier, C., Gondrexon, N., & Boldo, P. (2008). Ultrasons et sonochimiela dir. de.): Techniques de l'ingénieur.

Player, J., Roylance, M., Zukas, W., & Roylance, D. (2002). UTL Consolidation and out-of-autoclave curing of thick composite structures. 11.

Potluri, P., & Sagar, T. V. (2008). Compaction modelling of textile preforms for composite structures. *Composite Structures, 86*(1-3), 177-185.

Potluri, P., Perez Ciurezu, D. A., & Ramgulam, R. B. (2006). Measurement of meso-scale shear deformations for modelling textile composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(2), 303-314.

Provenzano, P., Lakes, R., Corr, D., & Vanderby, R. (2002). Application of nonlinear viscoelastic models to describe ligament behavior. *Biomechanics and modeling in mechanobiology, 1*(1), 45-57.

Qin, W., Wu, X.-H., Wang, F.-P., & Zhang, Z.-Q. (2004). Effect of ultrasonic treatment on the impregnation of RTM composites. *Harbin Gongye Daxue Xuebao/Journal of Harbin Institute of Technology, 36*(11), 1443-1445.

Qin, W., Zhang, Z., Huang, Y., & Wu, X. (2003). Effect of ultrasonic treatment on the interfacial performances of RTM composites. *Fuhe Cailiao Xuebao/Acta Materiae Compositae Sinica, 20*(3), 31-34.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1998). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. *Polymer Composites, 19*(2), 198-216.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1998b). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. II: Compaction and relaxation of dry and H2O-saturated woven reinforcements. *Polymer Composites, 19*(5), 543-557.

Robitaille, F., & Gauvin, R. (1999). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network. *Polymer Composites, 20*(1), 48-61.

Roylance, D. (2001). Engineering viscoelasticity. *3.11 Mechanics of Materials*.

Roylance, M., Player, J., Zukas, W., & Roylance, D. (2004). Modeling of ultrasonic processing. *Journal of Applied Polymer Science, 93*(4), 1609-1615.

Ruiz, E., & Trochu, F. (2005). Comprehensive Thermal Optimization of Liquid Composite Molding to Reduce Cycle Time and Processing Stresses. *Polymer Composites*, 28.

Ruiz, E., Achim, V., Soukane, S., Trochu, F., & Breard, J. (2006). Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites. *Composites Science and Technology, 66*(3-4), 475-486.

Ruiz, E., Briones, L., Allard, E., & Trochu, F. (2008). *Flexible Injection: A novel LCM technology for low cost manufacturing of high performance composites. Part I: Experimental Investigation*. 9th Int. Conf. on Flow Proc. in Comp. Mat. (FPCM-9), Montréal (Québec), Canada.

Saunders, R. A., Lekakou, C., & Bader, M. G. (1998). Compression and microstructure of fibre plain woven cloths in the processing of polymer composites. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 29*(4), 443-454.

Saunders, R. A., Lekakou, C., & Bader, M. G. (1999). Compression in the processing of polymer composites 1. A mechanical and microstructural study for different glass fabrics and resins. *Composites Science and Technology, 59*(7), 983-993.

Saunders, R. A., Lekakou, C., & Bader, M. G. (1999b). Compression in the processing of polymer composites. 2. Modelling of the viscoelastic compression of resin-impregnated fibre networks. *Composites Science and Technology, 59*(10), 1483-1494.

Schapery, R. A. (1969). On the characterization of nonlinear viscoelastic materials. *Polymer Engineering & Science, 9*(4), 295-310.

Seeman, W. (1990). United States Patent No. 4,902,215. U. S. Patent.

Shady, E., & Gowayed, Y. (2010). Interlaminar shear stress distribution between nested layers of plain weave composites. *Polymer Composites, 31*(11), 1838-1845.

Simacek, P., & Karbhari, V. M. (1996). Notes on the modeling of preform compaction: I - micromechanics at the fiber bundle level. *Journal of Reinforced Plastics and Composites, 15*(1), 86-122.

Skåre, T., & Ståhl, J. E. (1992). Static and dynamic friction processes under the influence of external vibrations. *Wear, 154*(1), 177-192.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2006). An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(6 SPEC ISS), 858-867.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2007). Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements. *Composites Science and Technology, 67*(2), 183-200.

Somashekar, A. A., Bickerton, S., & Bhattacharyya, D. (2012). Modelling the viscoelastic stress relaxation of glass fibre reinforcements under constant compaction strain during composites manufacturing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 43*(7), 1044-1052.

Song, F. (2004). *Numerical simulation of Vibration-Assisted Liquid Composite Molding.* PhD, Wayne State University, Detroit, Michigan.

Stabler, W. R., Tatterson, G. B., Sadler, R. L., & El-Shiekh, A. H. M. (1992). Void minimization in the manufacture of carbon fiber composites by resin transfer molding. *SAMPE Quarterly, 23*(2), 38-42.

Stankovic, S. (2008). Static lateral compression of hemp/filament hybrid yarn knitted fabrics. *Fibers and Polymers, 9*(2), 187-193.

Stankovic, S. B. (2008). Compression hysteresis of fibrous systems. *Polymer Engineering and Science, 48*(4), 676-682.

Steenkamer, D. (1994). *The influence of preform design and manufacturing issues on the processing and performance of resin transfer molded composites. (Volumes I and II).* Ph.D. Dissertation, University of Delaware, Delaware, United States.

Strganac, T. W., Letton, A., Payne, D. F., & Biskup, B. A. (1995). Characterization of nonlinear viscoelastic behavior using a dynamic mechanical approach. *AIAA journal, 33*(5), 904-910.

Taban, F., & Luo, S.-Y. (2002). Nonlinear deformation of woven fabrics with bundle yarn, *New Orleans, LA, United states*.(pp. 63-69): American Society of Mechanical Engineers.

Taylor, P. M., & Pollet, D. M. (2000). A preliminary study of the low-load lateral impact compression of fabrics. *International Journal of Clothing Science and Technology, 12*(1), 12-25.

Taylor, P. M., & Pollet, D. M. (2002a). Low-force dynamic lateral compression of fabrics. *Textile Research Journal, 72*(10), 845-853.

Taylor, P. M., & Pollet, D. M. (2002b). Static low-load lateral compression of fabrics. *Textile Research Journal, 72*(11), 983-990.

Timble, N. B. (1993). *Structural factors affecting interfacial forces in fabrics.* North Carolina State University.

Toll, S., & Manson, J. A. E. (1995). Elastic compression of a fiber network. *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME, 62*(1), 223-226.

Tom, A., Kikuchi, A., & Coultier, J. (2000). *Experimental determination of optimized vibration-assisted injection molding processing parameters for atalic Polystyrene*. ANTEC 2000, Annual Technical Conference of the Society of Plastics Engineers (SPE), Orlando, USA.

Trochu, F., Ruiz, E., Achim, V., & Soukane, S. (2006). Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 37*(6 SPEC ISS), 890-902.

van Wik, C. M. (1946). Note on the compressibility of wool. *Journal of the Textile Institute, 37*, T285-T292.

Virto, L., Carbonell, M., & Naik, A. (2002). Physical analysis of the compression of filament assemblies. *Textile Research Journal, 72*(6), 474-480.

Walbran, W. A., Bickerton, S., & Kelly, P. A. (2009). Measurements of normal stress distributions experienced by rigid liquid composite moulding tools. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 40*(8), 1119-1133.

Walbran, W. A., Verleye, B., Bickerton, S., & Kelly, P. A. (2012). Prediction and experimental verification of normal stress distributions on mould tools during Liquid Composite Moulding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 43*(1), 138-149.

Wang, J., & Qin, S. (2007). Study on the thermal and mechanical properties of epoxy-nanoclay composites: The effect of ultrasonic stirring time. *Materials Letters, 61*(19-20), 4222-4224.

West, R. D., & Malhotra, V. M. (2004). Effects of ultrasonic processing on the thermal behavior of epoxy polymers, *Chicago, IL., United States*.(Vol. 2, pp. 2231-2235): Society of Plastics Engineers.

Whitney, T. M., & Green, R. E., Jr. (1996). Nondestructive characterization of cure enhancement by high power ultrasound of carbon epoxy composites, *Prague, Czech Republic*.(Vol. 210-213, pp. 695-702).

Wilbeck, J. (1981). Nonlinear viscoelastic characterization of thin polyethylene film[Final Report].

Williams, C., Summerscales, J., & Grove, S. (1996). Resin Infusion under Flexible Tooling (RIFT): A review. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing, 27*(7), 517-524.

Wu, T. H. (1971). *Soil dynamics*. Boston.

Ye, Y., Yang, X., & Chen, C. (2010). Modified Schapery's Model for Asphalt Sand. *Journal of engineering mechanics, 136*(4), 448-454.

Yiwen, L., & Ignaas, V. (1999). Compressibility and relaxation of a new sandwich textile preform for liquid composite molding. *Polymer Composites, 20*(2), 179-191.

Yong, R. N., & Warkentin, B. P. (1966). *Introduction to soil behavior*: Macmillan New York.

Yuksekkaya, M. E. (2009). More about fibre friction and its measurements. *Textile Progress, 41*(3), 141-193.

Yurgartis, S. W., Morey, K., & Jortner, J. (1993). Measurement of yarn shape and nesting in plain-weave composites. *Composites Science and Technology, 46*(1), 39-50.

Zhou, G. (2007). *Preparation, structure and properties of advanced polymer composites with long fibers and nanoparticles.* Ph.D. Dissertation, The Ohio State University, Columbus, Ohio.