

MARCIA VIDAL BASTÍAS

**MODÉLISATION DU PRESSAGE À CHAUD DES  
PANNEAUX DE FIBRES DE BOIS (MDF)  
PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS**

Thèse présentée  
à la Faculté des études supérieures de l'Université Laval  
dans le cadre du programme de doctorat en sciences du bois  
pour l'obtention du grade de Philosophiae Doctor (Ph.D.)

FACULTÉ DE FORESTERIE ET DE GÉOMATIQUE  
UNIVERSITÉ LAVAL  
QUÉBEC

FÉVRIER 2006

## Résumé

Cette étude porte sur le développement d'un modèle mathématique-physique permettant de modéliser le pressage à chaud des panneaux de fibres de bois (MDF) pour les procédés en lot et en continu. Le système final est composé de trois équations différentielles : une pour la conservation de gaz, une pour la conservation de la vapeur d'eau et une pour la conservation d'énergie. On a introduit un terme de diffusion de la vapeur d'eau qui n'était pas considéré auparavant. Les variables d'état prédites sont la température, la pression gazeuse et la teneur en humidité. Le système d'équations a été résolu par la méthode des éléments finis en employant le logiciel MEF++ développé au GIREF à l'Université Laval. Les conditions aux limites utilisées durant la simulation sont du type Neumann non linéaire ou du type Dirichlet selon le type de pressage simulé. Afin de valider les résultats numériques en 2-D et 3-D donnés par ce modèle, on les a comparés avec les données obtenues d'un procédé en lot au laboratoire et en continu dans une industrie. À cet effet, des panneaux MDF d'épinette noire (*Picea mariana* (Mill.) BPS) ont été fabriqués et des mesures de température ont été prises à l'aide des thermocouples à la surface et au centre de l'ébauche. La pression gazeuse a aussi été déterminée lors du pressage à chaud avec une sonde de pression introduite à l'intérieur de l'ébauche. De plus, pour évaluer la teneur en humidité, sept modèles de sorption ont été extrapolés et comparés aux valeurs expérimentales provenant de la littérature. Le modèle de Malmquist donne la meilleure correspondance pour les humidités relatives considérées et a donc été utilisé.

Les résultats numériques indiquent que la température, la teneur en humidité et la pression gazeuse prédites sont en accord avec les résultats expérimentaux pour les deux types de pressage considérés sans utiliser un facteur d'ajustement. On a conclu que le modèle mathématique-physique et la méthode des éléments finis ont un grand potentiel pour résoudre ce type de problème et aider ainsi à maîtriser la qualité des produits et les pertes lors de la fabrication. Il est fortement recommandé d'approfondir la recherche sur les valeurs des paramètres physiques impliqués dans ce procédé.

## Abstract

This study describes a mathematical-physical model to predict temperature, gas pressure and moisture content during MDF hot pressing in batch and continuous processes. The final system is composed of three differential equations: gas conservation, water vapor conservation and energy conservation. This model introduced the moisture diffusion term which was not considered in the basis model. The system of equations was solved by the finite element method using the MEF++ software developed by the GIREF at Laval University. The boundary conditions used during simulation are of the Neumann or Dirichlet type depending on the process considered. In order to validate the numerical results in 2-D and 3-D, we compared them with experimental data obtained from the batch process in the pressing laboratory and from the continuous process in an industry. For this purpose, MDF panels of black spruce (*Picea mariana* (Mill.) BPS) were manufactured and temperature measurements made using thermocouples on the surface and the center of the mat. The gas pressure was also measured using a pressure probe located inside the mat. Moreover, in order to evaluate moisture content, seven sorption models were extrapolated and compared with experimental values from the literature. The Malmquist model gives the best correspondence for the relative humidities considered and was therefore used.

The numerical results indicate that the predicted temperature, moisture content and gas pressure are in agreement with experimental results for the two processes considered without using an adjustment factor. We concluded that the mathematical-physical model and the finite element method have a great potential to solve this type of problem to control the quality of panels and the losses during manufacturing. It is strongly recommended to look further into research on the values of the physical parameters involved in this process.

## Avant-Propos

Cette thèse commence par une description détaillée des modèles mathématiques de transfert de masse et de chaleur existant jusqu'à présent pour le procédé de pressage à chaud des matériaux composites à base de bois. De la même façon, ce travail propose un nouveau modèle en utilisant la méthode des éléments finis. Cette démarche, originale, s'appuie sur le projet de recherche «Modelling of Solid Wood Drying and Hot Pressing of Medium Density Fibreboard (MDF)» subventionné par le Conseil de recherches en sciences naturelles et génie du Canada (CRSNG) et le Fonds Québécois de la Recherche sur la Nature et les Technologies (FQRNT).

Cette thèse est composée de 5 chapitres dont les trois derniers correspondent aux publications suivantes :

Chapitre 3: «Evaluation of wood sorption models for high temperatures» par Marcia Vidal et Alain Cloutier. Publié dans la revue *Maderas : Ciencia y Tecnología*, Universidad del Bío- Bío, Chili. 7(3):145-158.

Chapitre 4: «Modeling of heat and mass transfer during MDF hot-pressing: Part 1 Physical model» par Marcia Vidal, Alain Cloutier et André Fortin. Soumis à la revue *Wood Sci. Technol.*

Chapitre 5: «Modeling of heat and mass transfer during MDF hot-pressing: Part 2 Finite element modeling of batch and continuous pressing» par Marcia Vidal, André Fortin et Alain Cloutier. Soumis à la revue *Wood Sci. Technol.*

Le Chapitre 3 présente l'évaluation de sept modèles de sorption extrapolés jusqu'à 220 °C et comparés dans cette échelle de températures. Ces modèles de sorption lient les variables de la température, l'humidité relative et la teneur en humidité.

Le Chapitre 4 est le développement mathématique-physique du modèle du pressage à chaud des panneaux de fibres de bois (MDF). Dans ce chapitre sont développés les bilans de masse et d'énergie ainsi que les propriétés physiques nécessaires pour résoudre le système final proposé.

Le Chapitre 5 est la résolution par la méthode des éléments finis du modèle présenté dans le Chapitre 4. Le Chapitre 5 inclut les résultats numériques pour le pressage à chaud en lot et en continu, la méthodologie au laboratoire et à l'industrie et la validation du modèle numérique.

Le rôle des auteur(e)s pour chacune de ces publications s'établit de la façon suivante : la première auteure, Marcia Vidal Bastías, étudiante au doctorat est l'auteure principale ayant fait la revue de la littérature, appliqué la méthodologie au laboratoire, développé le modèle mathématique-physique et son adaptation au code informatique MEF++, les analyses mathématiques et les statistiques ainsi que la rédaction de la première version en anglais de chacune des publications. Les professeurs M. Alain Cloutier et M. André Fortin ont été le directeur de recherche et le co-directeur de la thèse respectivement. Ils ont réalisé une première révision portant tant sur le fond que sur la forme de la publication. Ils ont été impliqués dans la planification du travail présenté, dans l'encadrement de l'étudiante et dans la rédaction en anglais des publications.

De la même manière, cette thèse a été en partie présentée dans les Congrès suivants :

- 72<sup>ème</sup> Congrès de l'Association francophone pour le savoir (*ACFAS*), Colloque 208 : **Les produits du bois à valeur ajouté : changements technologiques et organisationnels**, Université du Québec, Montréal, Canada le 11 mai 2004.
- 59<sup>th</sup> International Convention Forest Product Society dans **SWST Technical Forum Presentations**, Québec, Canada le 19 juin 2005 et dans la session **Recent developments for the Wood Composite Industry** le 20 juin 2005.
- **International Academy of Wood Science Meeting LAWS**, X Reunión sobre Investigación y Desarrollo de Productos Forestales, Universidad del Bío-Bío, Concepción, Chili le 16 novembre 2005.

## Remerciements

Je tiens à remercier premièrement mon directeur de recherche M. Alain Cloutier de m'avoir donnée la possibilité de réaliser mes études de doctorat ici à Québec. Il est allé littéralement jusqu'à l'autre bout du monde pour me faire découvrir l'Université Laval! Merci infiniment pour votre appui et soutien toutes ces quatre années et demi et de m'avoir fait grandir ainsi professionnellement. Merci de m'avoir donné l'opportunité de développer ce projet sur la modélisation des panneaux, de rencontrer d'autres chercheurs liés au domaine, ainsi que de m'encourager à participer aux Congrès Internationaux aux États Unis et au Chili.

Deuxièmement, j'adresse mes remerciements à M. André Fortin, mon co-directeur de recherche. Merci pour m'avoir apporté vos connaissances dans un domaine qui était inconnu pour moi : les éléments finis. Merci pour toutes vos idées concernant la résolution des inévitables problèmes de convergence et pour votre précieux temps pour en discuter. Je ne peux pas laisser passer l'occasion de remercier tous les membres du Groupe Interdisciplinaire de Recherche en Éléments Finis (GIREF) d'abord pour m'aider durant l'implémentation du programme et aussi pour m'accueillir à votre magnifique équipe de travail. Merci spécialement à Sylvie, Khalid, Christian, Éric et Zanin.

Troisièmement, j'aimerais remercier Pablo García pour sa constante préoccupation et qui à tout moment a trouvé la réponse précise à toutes mes questions sur le développement mathématique et physique du modèle.

Je remercie les autres organismes qui ont appuyé ce projet comme le Conseil de Recherches en Sciences Naturelles et Génie Canada (CRSNG) pour son financement. À la compagnie Uniboard Canada Inc., Ville de La-Baie, qui a fourni les fibres de MDF pour fabriquer les panneaux et particulièrement à M. Pierre Martin pour nous avoir donné accès aux données afin de valider le modèle numérique en conditions industrielles.

Par la suite, j'aimerais remercier Serge Plamondon, non seulement pour sa coopération au début de ces années à la fabrication des panneaux mais aussi pour m'apporter un beau mot et un sourire pour la journée.

Finalement, j'aimerais remercier mon copain Jérôme, pour son amour et son soutien au cours de ces années.

*Ce travail est dédié à mes parents Miro et Marcia*  
*« La Terre donnera ses produits, et les arbres des champs donneront leurs fruits »*  
*Lé [26:4]*



# Table des matières

<b>Résumé.....</b>	<b>ii</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>iii</b>
<b>Avant-Propos.....</b>	<b>iv</b>
<b>Remerciements.....</b>	<b>vi</b>
<b>Table des matières .....</b>	<b>ix</b>
<b>Liste des tableaux.....</b>	<b>xiii</b>
<b>Liste des figures.....</b>	<b>xiv</b>
<b>Introduction.....</b>	<b>1</b>
<b>Chapitre 1 Revue bibliographique .....</b>	<b>3</b>
<i>1.1. Généralités.....</i>	<i>3</i>
1.1.1. Définition d'un panneau MDF.....	3
1.1.2. Classification .....	3
1.1.3. Applications.....	3
1.1.4. Demande globale .....	5
1.1.5. Procédé typique de fabrication .....	5
1.1.6. Pressage à chaud .....	7
1.1.7. Les conditions internes de l'ébauche (Adaptation de Kamke 2003) .....	8
<i>1.2. Le transfert de masse et de chaleur au cours du pressage à chaud .....</i>	<i>10</i>
1.2.1. Compression de l'ébauche (Adaptation de Kamke 2003) .....	11
1.2.2. Formation du profil de densité des panneaux lors du pressage à chaud (Adaptation de Wang et Winistorfer, 2000a,b).....	18
<i>1.3. Chronologie des modèles de transfert de masse et de chaleur pendant le pressage à chaud des panneaux.....</i>	<i>21</i>
1.3.1. Modèle proposé par Harless <i>et al.</i> (1987).....	21
1.3.2. Modèle proposé par Humphrey et Bolton (1989).....	22
1.3.3. Modèle proposé par Bolton (1989c) et Humphrey (1989) .....	22
1.3.4. Modèle proposé par Suo et Bowyer (1994).....	23
1.3.5. Modèle proposé par Carvalho et Costa (1998).....	24
1.3.6. Modèle proposé par Mansilla (1999).....	27
1.3.7. Modèle proposé par Defo (1999).....	29
1.3.8. Modèle proposé par Thoemen (2000).....	30

1.3.9. Modèle proposé par Zombori (2001).....	33
1.3.10. Modèle proposé par Nigro et Storti (2001).....	35
1.3.11. Modèle proposé par Benrabah (2002).....	37
1.3.12. Modèle proposé par Godbille (2002).....	38
1.3.13. Modèle proposé par García (2002).....	40
1.3.14. Modèle proposée par Ben Ismail Anis (2003).....	42
1.3.15. Paramètres nécessaires pour décrire le transfert de masse et de chaleur.....	44
<i>1.4. Approches numériques (Adaptation de Thoemen 2003).....</i>	<i>58</i>
1.4.1. La disponibilité globale des logiciels du pressage des panneaux au milieu industriel.....	59
1.4.2. La simulation pour les différents types de presse.....	60
<i>1.5. Approche retenue et objectifs de la thèse.....</i>	<i>62</i>
1.5.1. Approche retenue.....	62
1.5.2. Objectifs spécifiques.....	63
<b>Chapitre 2 Matériel et méthodologie.....</b>	<b>64</b>
2.1. Matériel.....	64
2.2. Méthodologie.....	64
<b>Chapitre 3 Evaluation of wood sorption models for high temperatures.....</b>	<b>66</b>
<b>Résumé.....</b>	<b>66</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>67</b>
<i>3.1. Introduction.....</i>	<i>68</i>
3.1.1. Available sorption data and models at high temperature.....	68
3.1.2. Sorption theories for hygroscopic materials.....	69
<i>3.2. Sorption models considered.....</i>	<i>72</i>
3.2.1. Model 1 : Hailwood and Horrobin (1946).....	72
3.2.2. Model 2 : Hailwood and Horrobin (1946).....	72
3.2.3. Model 3 : King (1960).....	72
3.2.4. Model 4: Malmquist (1959).....	73
3.2.5. Model 5 : Brunauer, Emmett, and Teller (1938).....	73
3.2.6. Model 6: Day and Nelson (1965).....	73
3.2.7. Model 7: García (2002).....	74
3.2.8. Parameterization procedure.....	74
3.2.9. Comparison between sorption models.....	74
<i>3.3. Results and discussion.....</i>	<i>75</i>
3.3.1. Model 1: Hailwood and Horrobin (1946).....	75
3.3.2. Model 2: Hailwood and Horrobin (1946).....	75
3.3.3. Model 3: King (1960).....	75
3.3.4. Model 4: Malmquist (1959).....	76

3.3.5. Model 5 : Brunauer, Emmett, and Teller (1938) .....	76
3.3.6. Comparison of models results to equilibrium moisture contents at high temperature from the literature .....	78
3.4. <i>Conclusions</i> .....	82
3.5. <i>Acknowledgements</i> .....	82
<b>Chapitre 4 Modeling of heat and mass transfer during MDF hot pressing: Part 1</b>	
<b>Physical Model .....</b>	<b>83</b>
<b>Résumé.....</b>	<b>83</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>84</b>
4.1. <i>Introduction</i> .....	85
4.2. <i>Models for hot pressing</i> .....	85
4.3. <i>Research needs identified</i> .....	87
4.4. <i>General model development</i> .....	88
4.4.1. Conservation of gas .....	88
4.4.2. Conservation of water vapor.....	92
4.4.3. Conservation of energy.....	93
4.5. <i>Physical properties</i> .....	98
4.5.1. Permeability and diffusion.....	98
4.5.2. Porosity and viscosity .....	99
4.5.3. Thermal conductivity.....	100
4.5.4. Sorption isotherm.....	100
4.6. <i>Conclusions</i> .....	101
4.7. <i>Appendix 1</i> .....	102
4.8. <i>Acknowledgments</i> .....	103
<b>Chapitre 5 Modeling of heat and mass transfer during MDF hot pressing: Part 2</b>	
<b>Finite element modeling of batch and continuous pressing .....</b>	<b>104</b>
<b>Résumé.....</b>	<b>104</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>105</b>
5.1. <i>Introduction</i> .....	106
5.2. <i>Model development</i> .....	107
5.2.1. Heat and mass transfer model.....	107
5.2.2. Basic assumptions.....	107
5.2.3. Equation system.....	108
5.2.4. Finite element model .....	110

5.3. <i>First case study: Laboratory batch pressing</i> .....	112
5.3.1. Laboratory hot pressing .....	112
5.3.2. Finite element modeling for the first case .....	114
5.4. <i>Second case study: Industrial continuous pressing</i> .....	116
5.4.1. Industrial continuous pressing .....	116
5.4.2. Finite element model for the second case .....	117
5.5. <i>Results and discussion</i> .....	119
5.5.1. First case study: Laboratory batch pressing .....	119
5.5.2. Second case study: Industrial continuous pressing .....	125
5.6. <i>Conclusions</i> .....	133
5.7. <i>Acknowledgements</i> .....	133
5.8. <i>Nomenclature</i> .....	134
5.8.1. Greek symbols .....	134
5.8.2. Subscripts .....	134
5.8.3. Mathematical operators .....	134
<b>Conclusion</b> .....	<b>135</b>
<b>ANNEXE</b> .....	<b>148</b>
<b>Équations employées pour la détermination des paramètres physiques</b> .....	<b>148</b>
<b>Résolution numérique du système discrétisé</b> .....	<b>155</b>

## Liste des tableaux

<b>Tableau 1-1 Les propriétés et le marché des panneaux MDF (Adaptation de la brochure du Dieffenbacher).....</b>	<b>4</b>
<b>Table 3-1 Uncorrected sum of squares (USS) of differences in EMC obtained from the models studied and from experimental results of Wood Handbook (1999) and Kubojima <i>et al.</i> (2003) for temperatures varying between 0 and 160 °C.....</b>	<b>77</b>
<b>Table 3-2 Comparison of EMC obtained for the models studied with experimental data from the Wood Handbook (1999) and Kubojima <i>et al.</i> (2003) at 85 % relative humidity for temperatures varying between -1.1 °C and 155 °C. The data surrounded by a dotted line were considered as high temperature.....</b>	<b>80</b>
<b>Table 5-1 MDF panel manufacturing parameters.....</b>	<b>114</b>
<b>Table 5-2 Characteristics of meshes employed for the first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>115</b>
<b>Table 5-3 Input data for the laboratory and industrial modeling in 2-D and 3-D .....</b>	<b>119</b>

## Liste des figures

Figure 1-1 Panneaux MDF.....	3
Figure 1-2 Demande des panneaux des particules, MDF et OSB (Adapté de FAO, 2005) .....	5
Figure 1-3 Schéma général de fabrication des panneaux MDF (Source : <a href="http://www.cotopaxi.com.ec/paginas/mdf/proceso.htm">http://www.cotopaxi.com.ec/paginas/mdf/proceso.htm</a> ). .....	6
Figure 1-4 Les étapes dans le cycle de pressage (Adaptation de Wolcott, 1989).....	8
Figure 1-5 Panneau PLO lors de la compression de 0 à 75 % de déformation. Les flèches indiquent la progression de la disparition des espaces vides (Adaptation de Lenth et Kamke 1996a, b). .....	12
Figure 1-6 Module de relaxation pour un polymère amorphe dans le temps, la température et la concentration du diluent (Adapté de Ward, 1971).....	14
Figure 1-7 Représentation schématique des phénomènes physiques lors du pressage à chaud des panneaux (Adaptation de Zavala et Humphrey, 1996). .....	16
Figure 1-8 Formation du profil de densité durant le pressage à chaud (Adaptation de Wang et Winistofer, 2000a,b). .....	20
Figure 1-9 Modèle cylindrique du panneau utilisé par Humphrey et Bolton (1989). ..	23
Figure 1-10 L'effet de la masse volumique des lamelles ( $\rho_f$ ) et de la teneur en humidité ( $MC$ , fractionnelle) sur la conductivité thermique ( $k_m$ ) dans le plan transversal (z) et le plan parallèle (y) de l'ébauche (Adapté de Zombori, 2001). ..	45
Figure 1-11 Perméabilité transversale des panneaux de particules en fonction de la masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ ) (Adapté de von Haas <i>et al.</i> , 1998).....	47
Figure 1-12 Perméabilité transversale des panneaux de MDF en fonction de la masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ ) (Adapté de Garcia et Cloutier, 2005).....	49
Figure 1-13 Perméabilité superficielle versus ratio de compaction pour les panneaux PLO formés de lamelles de 0.076 cm d'épaisseur (Adapté de Hood, 2004).....	50
Figure 1-14 L'effet de la masse volumique sur les coefficients de diffusion $D$ ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) en adsorption et désorption pour les panneaux MDF à 20 °C (Adaptation de Ganev <i>et al.</i> , 2005). .....	55
Figure 1-15 Pressage à chaud des panneaux dans une presse lot pour un panneau de trois couches. ....	60
Figure 1-16 Entrée de l'ébauche des fibres de bois MDF à la presse en continu (Adaptation de Thoemen 2000). .....	61
Figure 1-17 Vue latérale de la presse en continu (Adaptation de Thoemen 2000). .....	61
Figure 2-1 Schéma 2-D des mesures des données dans la presse au laboratoire de pressage du département de sciences du bois et de la forêt, Université Laval. ....	65
Figure 3-1 General shape of sorption isotherms (Adapted from Jannot, 2003). .....	70
Figure 3-2 Deviations between EMC obtained with the Malmquist model and experimental results from the Wood Handbook (1999) and Kubojima <i>et al.</i> (2003) for temperatures varying between 0 and 160 °C.....	78
Figure 3-3 Relationship between EMC obtained from the models studied and experimental data from Kubojima <i>et al.</i> (2003) at temperatures between 110 °C and 155 °C at 85 % relative humidity.....	81

<b>Figure 3-4 Equilibrium moisture content (%) obtained from the Malmquist sorption model at 40 %, 52 %, 65 %, 75 % and 85 % relative humidity. The model results presented over 155 °C were not validated against experimental results. ....</b>	<b>81</b>
<b>Figure 4-1 Volume element for the definition of the mass conservation equation. ....</b>	<b>88</b>
<b>Figure 4-2 Transport of air and water vapor during hot-pressing. ....</b>	<b>91</b>
<b>Figure 5-1 Scheme of measurements taken for the first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>113</b>
<b>Figure 5-2 Panel geometry for the first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>114</b>
<b>Figure 5-3 Platen temperature and applied pressure used for the second case: industrial continuous pressing. ....</b>	<b>116</b>
<b>Figure 5-4 Scheme of the mat modeled for continuous pressing and location of measurements. ....</b>	<b>117</b>
<b>Figure 5-5 Numerical results for surface and center moisture content as a function of mesh size and type. ....</b>	<b>120</b>
<b>Figure 5-6 Measured and numerical results for temperatures during hot-pressing for first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>121</b>
<b>Figure 5-7 Calculated two-dimensional temperature profile after 100 s of hot-pressing for first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>122</b>
<b>Figure 5-8 Evolution of moisture content for wood using Malmquist (1959) equation and modeled center moisture content during MDF hot-pressing at different oven-dry densities for first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>123</b>
<b>Figure 5-9 Measured and calculated gas pressure, and mat thickness for first case: laboratory batch pressing. ....</b>	<b>125</b>
<b>Figure 5-10 Measured and calculated MDF center temperature for the second case: industrial continuous pressing. ....</b>	<b>126</b>
<b>Figure 5-11 Measured and calculated gas pressure for the second case: industrial continuous pressing. ....</b>	<b>127</b>
<b>Figure 5-12 Measured gas pressure for different positions into MDF mats. (Results of Thoemen 2000 and current study at 13 % of the width). ....</b>	<b>127</b>
<b>Figure 5-13 Distribution of gas pressure (<math>P \cdot 10^5</math>) in the XZ plane for the second case: industrial continuous pressing. ....</b>	<b>129</b>
<b>Figure 5-14 Calculated surface moisture content for the second case: industrial continuous pressing. ....</b>	<b>131</b>
<b>Figure 5-15 Distribution of moisture content in the XZ plane for the second case: industrial continuous pressing. ....</b>	<b>132</b>

## Introduction

La consommation mondiale des panneaux MDF a augmenté de 14 millions m<sup>3</sup> en 1998 à 32 millions m<sup>3</sup> en 2004 (FAO 2005). Ces panneaux sont faits des fibres du bois mélangés avec des catalyseurs, de la cire et de la résine. Durant la fabrication des panneaux, l'étape de pressage à chaud est une des étapes qui consomme la plus grande quantité d'énergie et en même temps qui détermine la plupart des propriétés physiques et mécaniques du produit final. En conséquence, un gros effort a été mis en place ces dernières quinze années pour étudier ce phénomène. On verra dans le premier chapitre que les différents modèles décrits pour le pressage à chaud ont évolué par rapport aux mécanismes de transfert de masse et de chaleur ainsi que les composants du comportement rhéologique pris en considération lors du développement du procédé.

Le but de ce travail vise à donner une description détaillée de tous les phénomènes de transfert de masse et de chaleur produits durant le pressage des panneaux MDF d'épinette noire (*Picea mariana* (Mill.) BPS) et de sapin baumier (*Abies balsamea* (L.) Mill.). Ces essences sont les plus utilisées au Québec et au Canada pour la fabrication de composites à base de bois. La chaleur provenant des plateaux chauds de la presse et la pression hydraulique produisent la plastification des fibres et la polymérisation de la résine. La teneur en humidité change constamment au niveau local et elle s'échappe principalement par les bords de l'ébauche sous l'effet de l'augmentation de la température et la différentielle de pression positive produite à travers l'épaisseur. En prenant en compte que l'air et la vapeur d'eau générée lors du pressage à chaud obéissent à la loi des gaz parfaits, nous avons considéré tous les mécanismes de transport dont certains étaient négligés auparavant. Ce modèle a été conçu au niveau macroscopique. Cela veut dire que les aspects concernant la morphologie et les dimensions des fibres n'ont pas été pris en considération dans cette approche. Il est important de mentionner que l'une des principales difficultés rencontrées dans ce projet est le manque d'information sur les paramètres physiques dans l'intervalle provoqué principalement de températures pour les températures supérieures à 150 °C.

Le modèle final présenté dans le quatrième chapitre est formé de trois équations et trois variables. Ces dernières correspondent à la température, la teneur en humidité et la pression



gazeuse. Le système final peut être résolu en 2-D ou 3-D permettant ainsi une meilleure compréhension des phénomènes physiques développés lors du transfert de masse et de chaleur pendant le pressage à chaud. Il peut s'adapter facilement aux conditions de pressage fournies par l'utilisateur et peut incorporer sans problèmes de nouvelles équations en augmentant le nombre des variables du système. La méthode de solution employée est la méthode des éléments finis en utilisant le logiciel MEF++ qui a été développé au GIREF à l'Université Laval. Le modèle a été validé avec des données provenant du laboratoire et de l'industrie des panneaux MDF.

# Chapitre 1 Revue bibliographique

## 1.1. Généralités

### 1.1.1. Définition d'un panneau MDF

L'abréviation M.D.F. vient de l'expression "*Medium Density Fiberboard*" : panneau de fibres de densité moyenne (voir Figure 1-1). C'est un panneau de fibres lignocellulosiques combinées à un liant organique ou tout autre liant approprié à partir d'un procédé à sec. Les panneaux sont comprimés jusqu'à une masse volumique de 500 à 800 (kg/m<sup>3</sup>) sous l'effet de la chaleur et de la pression. Leurs caractéristiques physiques et mécaniques varient en fonction de l'épaisseur et du type de produit.

### 1.1.2. Classification

Les panneaux MDF peuvent être classés en différents niveaux selon leurs propriétés physiques et mécaniques. La Norme ANSI A208.2-2002 pour les panneaux MDF utilisés à l'intérieur a défini les niveaux 110, 120, 130, 140, 150 et 160 en fonction des valeurs de module de rupture, de module d'élasticité, de traction, de résistance à l'arrachement des vis et de gonflement.

### 1.1.3. Applications

Ils sont utilisés pour fabriquer les fonds de tiroir, les jeux, des emballages, etc. (Voir Tableau 1-1). On les utilise aussi dans le domaine de l'ameublement, l'agencement, le design, l'aménagement intérieur, le mobilier, les parements muraux intérieurs, etc.

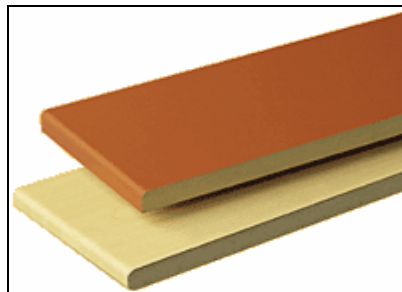


Figure 1-1 Panneaux MDF.

Tableau 1-1 Les propriétés et le marché des panneaux MDF (Adaptation de la brochure du Dieffenbacher)

Type de panneaux	Propriétés	Application
2-4 mm épaisseur	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Lisse et avec une surface prête à l'application (peinture)</li> <li>• La densité de la couche de surface a environ 1000 (kg/m<sup>3</sup>)</li> <li>• Gonflement d'une épaisseur sous 20%</li> <li>• Bonne résistance IB</li> <li>• La tolérance d'épaisseur est +0.1 mm</li> </ul>	<p>Dimensions inférieures de tiroirs, de meubles, de portes, et de posters.</p> <p>Pour la fabrication de voitures et véhicule de camping, garniture, voie ferrée, cadres, emballage, les surface des panneaux PLO, coffrage.</p>
4-8 mm épaisseur	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Light MDF densité sous 650 (kg/m<sup>3</sup>)</li> <li>• MDF densité entre 650 et 850 (kg/m<sup>3</sup>)</li> <li>• HDF densité entre 850 à 1050 (kg/m<sup>3</sup>)</li> <li>• La qualité dépend du gonflement après 24 (h)</li> </ul>	<p>Revêtement d'un mur, meubles.</p> <p>Voiles structuraux, conversion de combles.</p> <p>Bois de plancher stratifiée.</p>
8-80 mm épaisseur	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Densité élevée à la surface et facilité d'usinage aux rives</li> <li>• Densité uniforme à travers l'épaisseur</li> <li>• Bonnes propriétés à la surface</li> <li>• Propriétés de flexion très élevées.</li> </ul>	<p>Armoire de cuisine, moulure, meubles, armatures et supports, composants de fenêtres.</p> <p>Meubles, cœurs de portes, cabinet de cuisine.</p>

### 1.1.4. Demande globale

L'industrie des panneaux MDF est en plein essor à l'échelle mondiale et répond aux besoins des consommateurs. Des usines récentes de MDF sont en opération au Canada, au Chili et dans d'autres pays. La Figure 1-2 montre l'augmentation de la demande globale entre les années 1996 et 2010 des panneaux de particules, MDF et OSB. On peut voir que les panneaux MDF sont le deuxième produit en importance mondiale dans le cadre d'un accroissement de la demande du marché.

### 1.1.5. Procédé typique de fabrication

On peut voir dans la Figure 1-3, que le panneau MDF est fabriqué par un procédé à sec à partir de fibres ligno - cellulosiques ou d'agglomérats de fibres de feuillu et/ou de résineux (la matière première). Les fibres sont traitées à la vapeur pour ramollir la lignine (l'étuvage), puis elles vont subir l'opération de défibrage ou raffinage (fragmentation); on y incorpore ensuite la résine (encollage) qui servira à maximiser l'adhésion entre les fibres. Ensuite, on effectue le séchage des fibres (séchage) pour diminuer leur teneur en humidité, puis celles-ci sont déposées en un matelas homogène (feutrage) qui est premièrement pré – pressé à froid pour diminuer l'énergie durant l'opération suivante. L'ébauche est fortement pressée à chaud (pressage). Le pressage a pour but de consolider l'ébauche en vue d'obtenir l'épaisseur et la densité du panneau désirées, de polymériser le liant et de stabiliser le panneau. Enfin, il faut poncer en surface (finition) pour donner ainsi un panneau prêt à l'emploi.

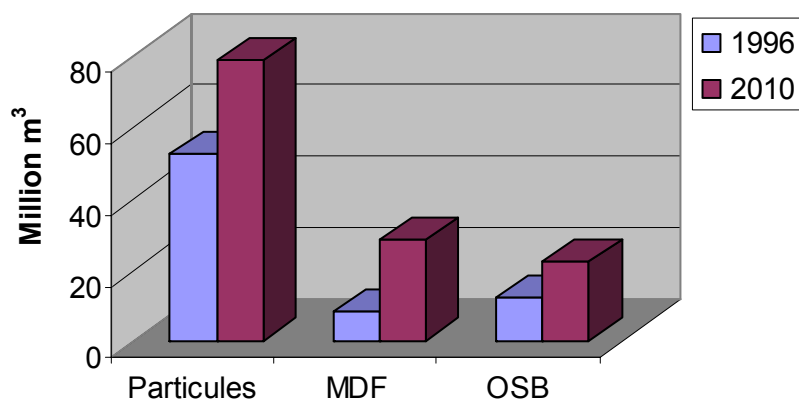


Figure 1-2 Demande des panneaux des particules, MDF et OSB (Adapté de FAO, 2005)

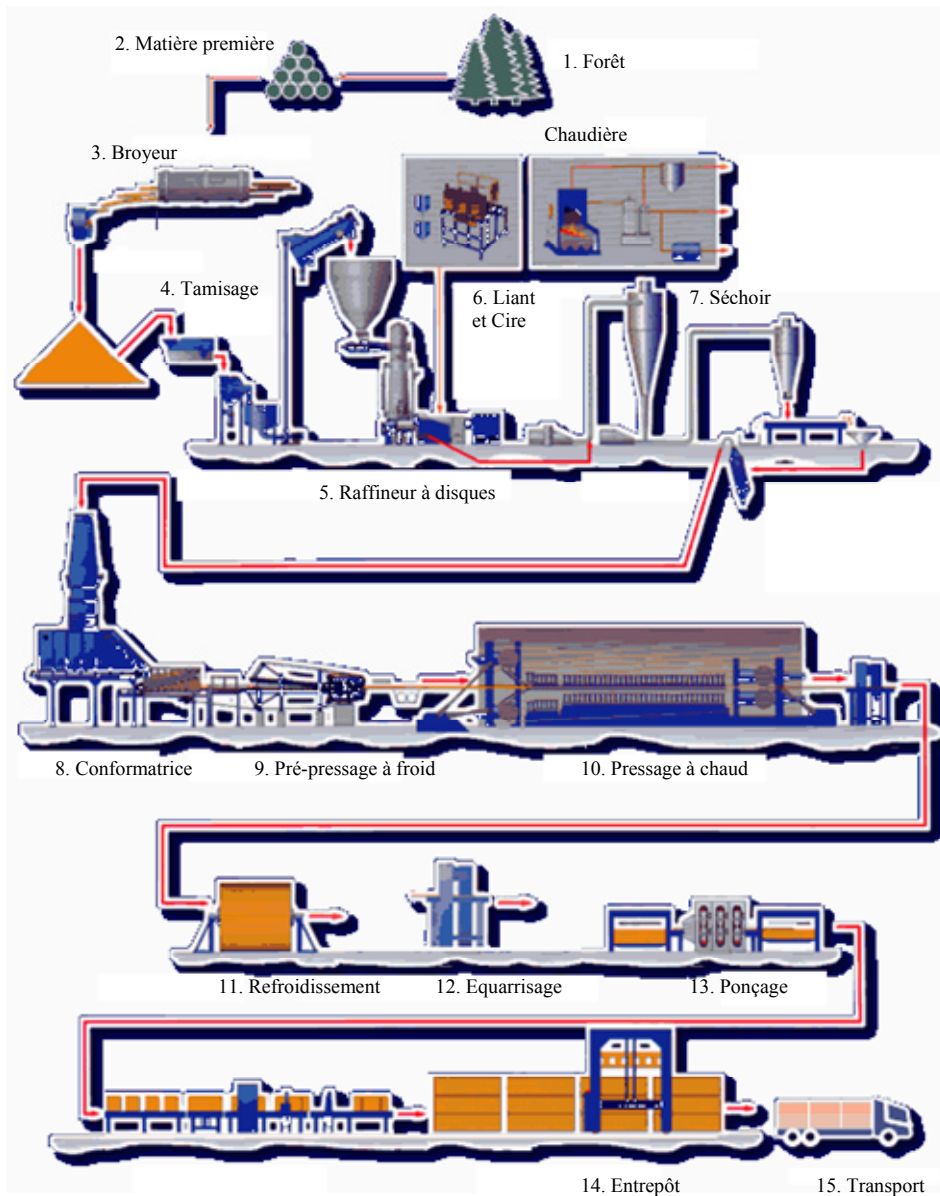


Figure 1-3 Schéma général de fabrication des panneaux MDF (Source : <http://www.cotopaxi.com.ec/paginas/mdf/proceso.htm>).

### 1.1.6. Pressage à chaud

Dire que le pressage est une étape importante dans le procédé de fabrication des panneaux n'est pas nouveau. Les raisons suivantes peuvent justifier cet énoncé :

- la forte consommation d'énergie
- la variation de la qualité du produit final par tous les mécanismes de transfert de chaleur et de masse qui se produisent dans l'ébauche
- le temps de pressage affecte la productivité
- une importante propriété physique, le profil de densité, est développée durant cette étape.

De nombreux processus physiques et chimiques se produisent simultanément durant ce processus de compression de l'ébauche à haute température. Donc, les principes de base pour les traiter devraient être abordés en considérant tous les phénomènes physiques locaux : le phénomène de transfert de masse et de chaleur, les stratégies de contrôle de la presse et les simulations par ordinateur.

Le cycle de pressage est constitué principalement de trois étapes suivantes comme le montre la Figure 1-4 (Wolcott, 1989):

**A. Consolidation** : le plateau supérieur de la presse entre en contact avec la surface supérieure de l'ébauche et l'élimination des espaces vides commence jusqu'à ce que l'épaisseur finale soit atteinte, en même temps que la pression évolue dans le temps. Cette étape est équivalente à la fermeture de la presse désignée par TFP (Temps de fermeture de la presse).

**B. Relaxation transitive** : la relaxation commence après avoir obtenu le maximum de pression sur l'ébauche. La diminution de la pression durant cette étape est graduelle et donne du temps pour la polymérisation du liant.

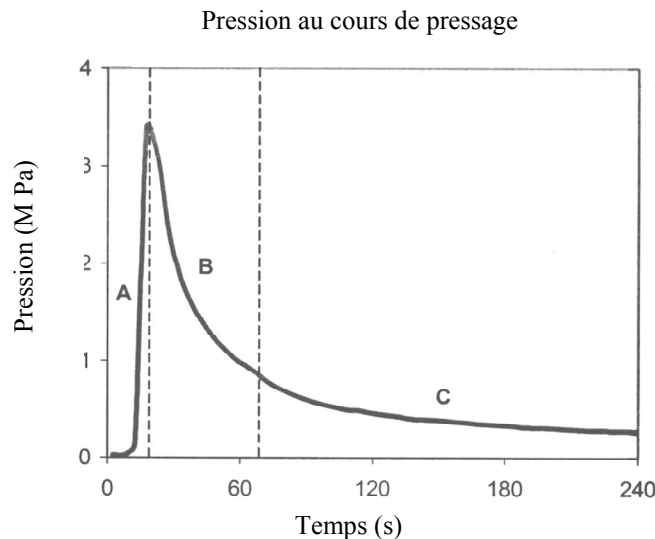


Figure 1-4 Les étapes dans le cycle de pressage (Adaptation de Wolcott, 1989).

**C. Relaxation asymptotique** : pendant cette étape la diminution de la pression est un peu plus constante, mais le plateau supérieur est encore en contact avec l'ébauche.

Finalement, **la décompression ou dégazage** se produit quand le plateau supérieur se dégage de l'ébauche. L'ouverture des plateaux est totale et le cycle de pressage se termine.

### 1.1.7. Les conditions internes de l'ébauche (Adaptation de Kamke 2003)

La recherche pour comprendre la physique de base des phénomènes se produisant dans l'ébauche durant la compression à haute température fut initiée avec les expériences qui reproduisent le pressage à chaud. Le but était de connaître le comportement des différents paramètres et leur incidence sur les propriétés finales de l'ébauche. Kelly (1977) a effectué une excellente revue de littérature à ce sujet. La vitesse d'augmentation de la température a un impact logique sur la vitesse de polymérisation de la résine. Les thermocouples pour contrôler la température au cours du pressage au centre de l'ébauche ont été déjà utilisés par Maku *et al.* (1959) et Strickler (1959). Il a démontré aussi que la géométrie des particules affecte le flux de la vapeur d'eau, et en conséquence affecte la température atteinte par le panneau. Les auteurs ont reconnu que les gradients de pression résultent en un flux de vapeur de la surface vers le centre de l'ébauche durant la compression, et ultérieurement dans le plan du panneau, du centre de l'ébauche vers les bords. Fahrni

(1954) a détecté l'avantage du flux de vapeur pour un transfert de chaleur plus rapide au cours du pressage et il a proposé l'effet « steam-shock » ou « effet de pression de vapeur ». Cet effet survient lorsque des particules de teneur en humidité beaucoup plus élevées sont employées à la surface de l'ébauche afin de favoriser un transfert de chaleur plus rapide.

Comme le flux de vapeur dans l'ébauche a une importance significative durant le transfert de chaleur et comme une pression excessive de vapeur en fin de cycle du pressage peut produire un délaminage, une technique pour mesurer la pression du gaz dans l'ébauche a été conçue (Denisov et Sosnin 1967, Kavvouras 1977, Kamke et Casey 1988).

Cette technique utilise un tube rigide avec un petit diamètre intérieur ouvert d'environ 0.25 mm. Cette extrémité du tube va à l'intérieur de l'ébauche et l'autre extrémité est connectée à une sonde très sensible. Le tube peut être rempli avec un liquide, comme par exemple de l'huile de silicone à basse pression de vapeur, afin d'éliminer la condensation de vapeur d'eau à l'intérieur du tube. Cette méthode permet de mesurer seulement la pression totale du gaz et ne peut pas différencier les pressions partielles. Par exemple, la fabrication des panneaux de lamelles orientées (PLO) peut être faite à l'aide d'un adhésif polymérique diphénylémthane diisocyanate (pMDI) qui produit des quantités significatives de CO<sub>2</sub> au cours de la polymérisation. Le résultat de cette technique pourrait ne pas indiquer les bonnes mesures durant le pressage (Geimer 1991) et dans ce cas là elles pourraient être indiquées seulement comme référence. Les ébauches avec une basse perméabilité, telles que les PLO de basse densité, peuvent avoir un gradient de pression de gaz élevée à travers l'épaisseur et latéralement du centre vers le bord du panneau.

La mesure de la température et de la pression du gaz à l'intérieur de l'ébauche au cours du pressage à chaud est une pratique commune dans l'industrie depuis l'introduction du système moniteur de l'ébauche PressMAN<sup>®</sup> (Alberta Research Council 2003). Ce système inclut des sondes spécialement conçues pour mesurer la température interne et la pression du gaz durant le pressage. On note que 80 sondes de ce genre sont actuellement en utilisation dans l'industrie et dans les centres de recherche dans 20 pays, que ce soit pour les presses lot et ou en continu.

Les mesures directes des conditions internes de l'ébauche sont nécessaires pour la vérification des modèles de simulation du pressage à chaud (Zombori 2001).



Selon les conditions décrites précédemment on conclut que les principaux facteurs du pressage des panneaux MDF sont les suivants (Cloutier 2001) :

- température de la presse
- teneur en humidité de l'ébauche
- vitesse de fermeture de la presse
- temps de pressage

Tous ces facteurs jouent un rôle très important lors du pressage car ils sont à l'origine des phénomènes de transfert de masse et de chaleur dans l'ébauche et ils déterminent le profil de densité finale.

## **1.2. Le transfert de masse et de chaleur au cours du pressage à chaud**

La présence d'eau dans le panneau MDF s'explique par trois causes indépendantes :

- La teneur en humidité des fibres.
- L'eau contenue dans la résine et l'eau ajoutée aux fibres.
- L'apparition de l'eau par la polycondensation de la résine urée - formaldéhyde qui est la plus couramment employée pour ce type de panneaux.

Durant la fermeture de la presse, les couches de surface de l'ébauche sont en contact direct avec les plateaux de la presse. Donc, elles reçoivent la chaleur par un phénomène appelé conduction. Ainsi, les couches externes atteignent rapidement le point d'ébullition de l'eau qui commence à se vaporiser.

En même temps que la vapeur d'eau est produite suite à un changement de phase dans les couches de surface, elle transporte avec elle la chaleur latente de vaporisation et la chaleur sensible. Cela permet de réchauffer le centre de l'ébauche. L'augmentation de la pression à l'intérieur de l'ébauche durant la consolidation du panneau produit un flux hydrodynamique de vapeur qui se déplace par filtration, principalement dans la direction perpendiculaire à la surface de l'ébauche.

La vapeur d'eau produite à cause de la chaleur des plateaux de la presse constitue un milieu d'échange calorifique entre les couches externes et internes de l'ébauche. La vapeur atteint les couches internes de l'ébauche dont la température est inférieure, se condense et libère sa chaleur latente provoquant l'augmentation de la teneur en humidité et de température du

centre du panneau. Ultérieurement, ces zones internes atteignent le point d'ébullition de l'eau et commencent à perdre l'humidité par vaporisation de l'eau présente dans cette zone. Ce phénomène en chaîne est transitoire à travers l'épaisseur et se poursuit jusqu'à ce que l'eau atteigne le centre du panneau. L'eau se condense et par la suite la température augmente pour compléter la polymérisation du liant, l'un des buts du pressage à chaud.

### **1.2.1. Compression de l'ébauche (Adaptation de Kamke 2003)**

Le comportement en compression de l'ébauche est influencé par sa structure et les propriétés mécaniques du bois. La structure de l'ébauche est constituée de particules et d'espaces vides. Les espaces vides sont nombreux et ils sont dominants durant la première étape du cycle du pressage. Au niveau microscopique, les particules avec un rapport élevé hauteur/largeur servent de pont et elles contribuent à la résistance à la compression due à la flexion au cours de la consolidation de l'ébauche. Les particules qui ont la géométrie d'un cube par exemple, n'ont pas beaucoup de résistance à la compression. La flexion ou le glissement des particules de bois contribue au comportement non linéaire de la compression. Dans la première période de la fermeture de la presse, au début du cycle du pressage, l'ébauche est comprimée de façon élastique. Le module de compression de l'ébauche est si faible que les contraintes peuvent être à peine mesurées. Durant cette période, les particules n'ont pas de restriction à se comprimer et elles glissent les unes sur les autres. Durant la deuxième période, la limite élastique est atteinte quand le contact particule – particule se produit de la zone inférieure à la zone supérieure de l'ébauche et quand la plupart des particules sont déjà étalées, donc, que la flexion est initiée. Cette région est marquée par une grande déformation avec peu ou pas de contraintes. La troisième période commence quand les particules de façon individuelle commencent à se comprimer et le volume du lumen de la cellule du bois commence à diminuer. La quatrième période commence quand la plupart des cellules du lumen ont été éliminées et la substance de la paroi cellulaire est en train d'être comprimée.

La Figure 1-5 montre la structure vide d'un panneau PLO pendant la compression. À 0% de déformation, la présence des grands espaces vides est évidente, et ceux-ci sont facilement accessibles par le flux de masse.

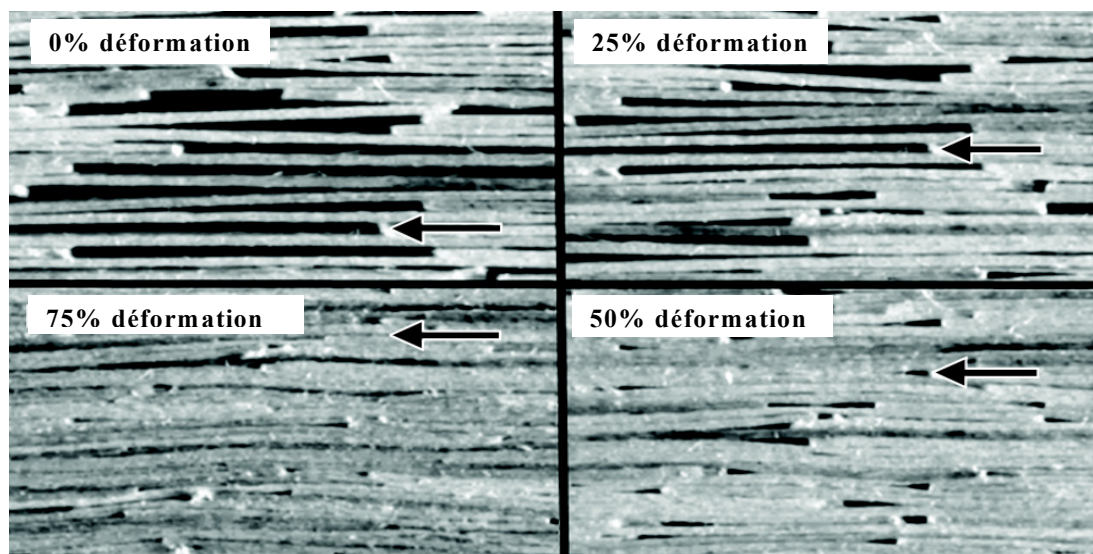


Figure 1-5 Panneau PLO lors de la compression de 0 à 75 % de déformation. Les flèches indiquent la progression de la disparition des espaces vides (Adaptation de Lenth et Kamke 1996a, b).

Comme la déformation est en augmentation, les espaces vides se font de plus en plus petits. Beaucoup d'entre eux ont été complètement éliminés, comme on peut l'apprécier par la flèche qui suit la progression d'une espace vide entre 0 et 75% de déformation. Cette figure montre que la structure aléatoire de l'ébauche crée des zones verticales continues de particules, donc sous contraintes de compression, alors que d'autres contiennent des vides et sont donc libres de contraintes de compression. Par contre, on trouve des régions verticales vides qui peuvent rester ainsi où la contrainte sera pratiquement nulle. Cette non – uniformité de la structure vide est plus fréquente dans les ébauches avec des particules plus grandes.

Les particules du bois ont leur propre structure cellulaire, avec les lumens cellulaires qui comprennent les espaces vides. Sous la compression perpendiculaire au grain, la paroi cellulaire produira la flexion et ultérieurement elle brisera. Avec une déformation excessive, ou bien une grande vitesse de déformation, la paroi cellulaire peut être fracturée. Le collapse de la paroi cellulaire est la première raison expliquant le comportement non linéaire du bois (Gibson et Ashby 1988). Wolcott *et al.* (1994) ont démontré que le bois sous compression transversale possède un comportement similaire aux matériaux cellulaires

et que le comportement non linéaire est attribuable correctement au collapse de la paroi cellulaire.

Si on soumet le bois aux contraintes de compression, il va répondre par une déformation élastique, viscoélastique et visqueuse comme on verra dans la section sur le comportement viscoélastique de l'ébauche. La déformation élastique est récupérable automatiquement après avoir enlevé la contrainte. La déformation viscoélastique n'est pas récupérable immédiatement après avoir enlevé la contrainte. Ce comportement est appelé viscoélasticité et il est une caractéristique propre des polymères naturels qui comportent une paroi cellulaire. La température et la teneur en humidité influencent le comportement viscoélastique.

La structure amorphe de la lignine, les hémicelluloses et quelques portions de cellulose sont à l'origine viscoélastique du bois. Ces polymères ont un comportement comparable à celui du verre (rigide et cassant) lors d'une courte période de temps, à une basse température, ou à une basse teneur en eau liée.

Pour une longue période de temps, une température élevée, et une haute teneur en eau liée, la paroi cellulaire présente un comportement caoutchouteux (ductile et doux). Entre ces deux zones on peut distinguer une zone de transition. En considérant la teneur en humidité constante, le temps constant, et en faisant varier la température, cette phase est appelée « transition » ou bien « température de la transition vitreuse » ( $T_g$ ). En augmentant le temps, ou en diminuant la teneur en eau liée, cela réduira  $T_g$ . La courbe maîtresse montrée à la Figure 1-6 explique le changement du module de relaxation d'un polymère amorphe selon le temps et la température. Wolcott *et al.* (1994) ont montré que la teneur en humidité a une influence aussi sur le module du bois, comme on peut le remarquer dans la courbe maîtresse. Les données du module de traction sont représentées pour la température et la teneur en humidité.

L'ébauche des particules de bois au cours du pressage à chaud a un comportement viscoélastique. On a deux niveaux cellulaires : les lumens et les espaces vides entre les particules. Le collapse des espaces vides, et par la suite des lumens, conduit au comportement de compression non linéaire. De plus, la température vitreuse et la teneur en humidité varient à différentes périodes de temps à travers l'épaisseur. Une fois que la

région de transition vitreuse  $T_g$  a été atteinte, on observe une réduction dans le module de relaxation et une augmentation de la densification.

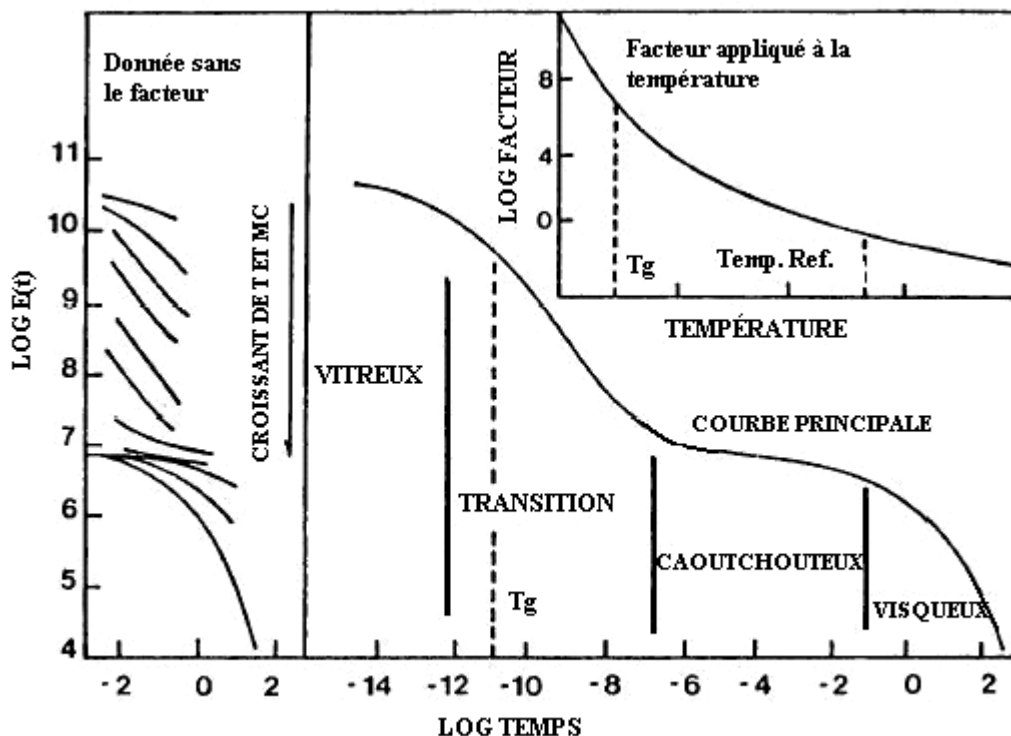


Figure 1-6 Module de relaxation pour un polymère amorphe dans le temps, la température et la concentration du diluant (Adapté de Ward, 1971).

Après que la presse ait atteint l'épaisseur finale, on assiste encore à un développement des contraintes. Comme certaines régions atteignent  $T_g$ , le module de compression sera réduit et les contraintes seront dégagées. Dans la même ébauche, d'autres régions peuvent présenter un module de compression plus grand, en se retrouvant avec une température inférieure à  $T_g$ , et en conséquence cette région peut récupérer une partie des déformations élastiques et viscoélastiques produites durant le cycle de pressage. Cela veut donc dire que le profil de densité verticale continue sa formation même après que l'épaisseur finale soit atteinte par la presse.

La composante de déformation visqueuse irréversible est particulièrement importante durant le pressage à chaud. Suite à l'effet de la chaleur, de l'humidité et du temps, cette composante non – récupérable augmente pendant le cycle. Il s'agit de la capacité naturelle des segments de polymères amorphes dans la paroi cellulaire à se réorienter eux-mêmes

dans une nouvelle configuration, au lieu d'allonger leurs chaînes. L'augmentation de la déformation visqueuse représente une diminution du retour élastique après le pressage et une diminution du gonflement en épaisseur quand le panneau est exposé à l'humidité. En résumé, la décomposition thermique peut réduire l'hygroscopicité de la paroi cellulaire, ainsi que le potentiel d'adsorption d'eau.

Un autre phénomène qui est probablement présent durant le pressage à chaud, est la mécano - sorption. La mécano sorption (MS) est caractérisée par la soudaine relaxation ou augmentation de la vitesse de déformation qui coïncide avec le changement rapide de la teneur en humidité. Elle est manifestée tant en adsorption qu'en désorption de l'eau liée. Wu et Milota (1995) ont démontré que la déformation MS est le facteur dominant dans le fluage de petites éprouvettes du bois au cours de la désorption. Ils ont trouvé aussi que la MS durant la compression est environ trois fois la MS en tension perpendiculaire au grain. Plusieurs théories ont été proposées pour expliquer ce phénomène. Une d'elles suggère que le mouvement des molécules d'eau vers un site de sorption dans le réseau de polymère a besoin de plus d'espace intermoléculaire. De cette façon on produira un degré moindre d'accrochage du polymère et un nombre plus petit ou moins énergétique de liaisons secondaires entre les groupes moléculaires polaires. En sachant que le pressage à chaud produit une perte rapide d'eau liée à la surface et en même temps un gain d'eau liée au centre, cette déformation a une grande probabilité de se produire.

Le comportement viscoélastique des polymères amorphes peut être modélisé en utilisant des ressorts et des amortisseurs. Le ressort représente la composante élastique tandis que l'amortisseur représente la composante visqueuse. La disposition parallèle d'un ressort et d'un amortisseur simule la réponse viscoélastique. Un changement de température et de teneur en humidité changera la valeur de la constante du ressort et de la constante de viscosité de l'amortisseur.

La discussion sur le comportement sous compression de l'ébauche n'a pas tenu compte de la contribution de la résine. Le degré de polymérisation, la pénétration dans les particules et les propriétés mécaniques de la résine ont sûrement un impact sur le comportement contrainte – déformation de l'ébauche au cours du cycle de pressage.

L'étude de la structure de l'ébauche de panneaux PLO a été faite (Dai 2001) afin d'établir des relations de viscoélasticité entre l'ébauche et les éléments du bois.

Les effets de la plastification sur les propriétés viscoélastiques pendant la compression sont différents pour chaque couche de l'ébauche. Ceci est dû à la distribution non uniforme de la teneur en humidité et de la température pendant le pressage. En conséquence, les fibres sont soumises à des degrés variables de consolidation formant ainsi un gradient de densité vertical à travers l'épaisseur du panneau. Une compréhension détaillée de ces mécanismes simultanés et de leurs interactions (Voir la Figure 1-7) est nécessaire pour améliorer les propriétés des produits composites en bois, dans notre cas, des panneaux MDF, aussi bien que pour réduire le temps de pressage et augmenter la productivité de l'usine.

Par exemple, on observe que le transfert de masse et de chaleur affecte la teneur en humidité, la pression de vapeur et la température locale dans l'ébauche au cours du pressage. En même temps, ces facteurs influencent la vitesse de polymérisation du liant. Enfin, on a une réaction en chaîne où tous les phénomènes physiques sont liés les uns aux autres.

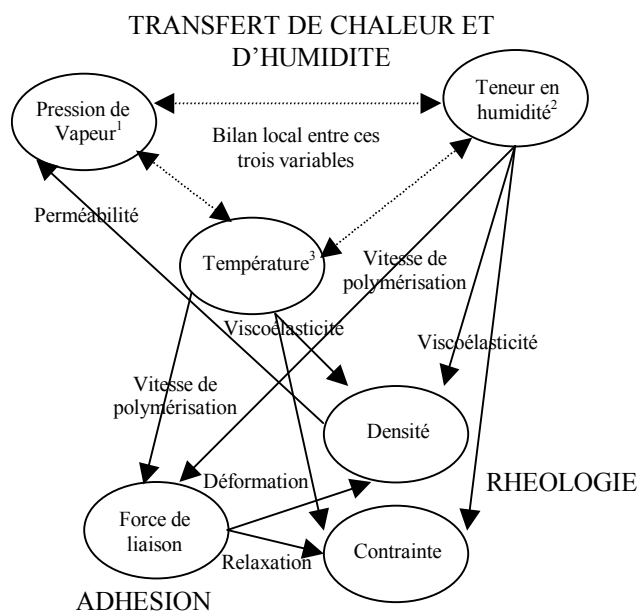


Figure 1-7 Représentation schématique des phénomènes physiques lors du pressage à chaud des panneaux (Adaptation de Zavala et Humphrey, 1996).

Englund *et al.* (2002) ont expliqué qu'il existe peu de recherches qui décrivent les principes fondamentaux de la consolidation de l'ébauche. Selon eux, on trouve beaucoup d'information dans la littérature concernant la compression des composites en bois. Pour cela, ils ont étudié la consolidation pendant la compression des panneaux de l'espèce *Populus* avec l'addition de polypropylène (PP). La réponse à la compression a été surveillée pendant la consolidation en changeant la température des plateaux de la presse (170, 180 et 190 °C), la masse volumique du panneau (960, 1040 et 1120 kg/m<sup>3</sup>), la teneur en polypropylène (0, 30, 40 et 50 %) et la vitesse de déformation (0,006, 0,012 mm/mm s). Pour le modèle de compression, l'élément en bois considéré avait une épaisseur de 250, 25 et 12.5 ( $\mu$ m) afin de représenter un paquet de fibres, le diamètre des fibres et la moitié du diamètre des fibres, respectivement. Ils ont trouvé une relation entre le module instantané et la densité relative. Les efforts pour améliorer la résistance à la teneur en humidité ont consisté à ajouter des fibres thermoplastiques de PP dans l'ébauche. Ils ont décrit les contraintes développées pendant la réponse de compression du bois et d'un mélange de bois et de fibres thermoplastiques dans l'ébauche. La plupart des modèles utilisent la loi de Hooke modifiée avec une fonction de déformation non linéaire. Par contre, plusieurs études examinent l'influence de la densité relative sur les contraintes pendant la compression. La densité relative est un rapport entre la densité du panneau compacté et la densité des particules non compactées. Ce rapport est équivalent à la densité relative utilisée dans des modèles de mousses.

Les résultats ont montré que la vitesse de déformation et les teneurs en PP ont influencé la réponse de l'ébauche. Cependant, la température des plateaux de la presse a eu peu ou pas d'effet sur le comportement en compression. Augmenter le teneur en PP dans l'ébauche entraîne une augmentation des contraintes de compression autour de la valeur de déformation 0.9. Ils ont conclu que le niveau de contrainte nécessaire pour comprimer l'ébauche et la durée du procédé sont dépendants des mécanismes de consolidation et du transfert de masse et de chaleur de l'ébauche. La relation non linéaire résultante de cette expérience peut fixer avec grande précision ses données expérimentales. À ce sujet, il faut remarquer que de nombreux travaux ont été développés au Département des sciences du bois et de la forêt de l'Université Laval pour étudier les effets des différentes proportions de



matières plastiques et de fibre en bois sur les propriétés mécaniques et thermiques des panneaux (Cai 2002, Michaud 2003).

### **1.2.2. Formation du profil de densité des panneaux lors du pressage à chaud (Adaptation de Wang et Winistorfer, 2000a,b)**

Plusieurs études de la densité *in situ* ont été réalisées par Winistorfer *et al.* (2000) et expliquent la formation du profil de densité. Le profil vertical de densité (VDP) commence à se former dès que la pression maximale est atteinte. La densification des différentes couches dépend de la plasticité du matériel, qui est principalement affectée par la température et la teneur en humidité dans les couches considérées. La densification des couches extérieures augmente plus rapidement que celle de la couche centrale. Pour considérer clairement le changement de densité pendant le pressage, la formation du profil vertical de densité peut être divisée en deux périodes et cinq étapes. Le schéma principal de formation du profil vertical de densité est montré à la Figure 1-8.

**Période de consolidation.** La période de consolidation s'étend jusqu'à ce que le plateau supérieur de la presse s'arrête à sa position finale, c'est-à-dire, lorsque l'épaisseur voulue est obtenue. La période de consolidation se divise en deux étapes:

**Étape 1:** L'étape 1 correspond à la période de consolidation uniforme de toutes les couches de l'ébauche, avant que la presse n'arrive à sa position finale. Durant cette étape, l'ébauche est en compression uniforme continue et le plateau de la presse se ferme rapidement (vitesse de fermeture de la presse). Le résultat de la consolidation est une diminution du volume de vide de l'ébauche. Il n'y a aucune apparition de gradient de densité vertical dans l'ébauche.

**Étape 2:** L'étape 2 est la période de consolidation non - uniforme de toutes les couches alors que la presse est presque à sa position finale. Lorsque le plateau supérieur de la presse s'approche de sa position finale (T3), commence alors la compression non - uniforme (consolidation, compression, flexion) dans les couches de l'ébauche causée par la température initiale et les changements de la teneur en humidité dans les couches superficielles de l'ébauche. Il n'y a pas de changement significatif dans les couches du centre, par contre la densification des couches extérieures augmente plus rapidement que celle des autres couches. Dans cette étape, les couches extérieures ne sont pas encore

soumises à une vitesse de fermeture élevée. À la fin de cette étape, on observe une densité élevée à la surface et une densité faible au centre de l'ébauche.

**Période d'Ajustement.** Il s'agit de la période du cycle de pressage où la presse est à sa position finale et termine le pressage. La période d'ajustement est divisée en trois étapes.

**Étape 3.** La période de consolidation de la couche extérieure de l'ébauche. Le gradient de température dans l'ébauche, entraîne la déformation microstructurale des fibres de bois (des lamelles, des particules, des fibres) dans les couches externes sous l'effet de la pression de la presse et de la température qui y est plus élevée. Quand la pression diminue les contraintes de relaxation apparaissent dans la couche extérieure. Par contre, la couche du centre plus froide agit comme un ressort dû à un rapport élevé de contrainte - déformation. En effet, la température du centre géométrique de l'ébauche est plus basse, il y a donc une réponse du type ressort plus importante. D'une façon générale, le profil vertical de densité se développe principalement à partir des actions qui se produisent dans les étapes 2 et 3. Lorsque la vitesse de fermeture est très lente, le profil vertical de densité se développe principalement à cause des phénomènes qui se produisent à l'étape 2. Il y a une élévation de vitesse de ressort au centre de l'ébauche et une augmentation de la vitesse de compression dans le matériel près de la surface de l'ébauche. L'étape 3 est complétée quand la différence de température entre la surface et les couches centrales de l'ébauche est maximale.

**Étape 4.** La période de la consolidation de la couche du centre de l'ébauche. Pendant que la température de la couche centrale s'élève et que la teneur en humidité, par migration de vapeur dans l'ébauche, rejoint celle de la couche extérieure le rapport contrainte - déformation de la couche interne augmente ainsi que sa densité. Pendant cette étape, la densité des couches extérieures diminue car les conditions de température et compression générées durant les étapes 2 et 3 ne peuvent pas être maintenues au cours de cette étape.

**Étape 5.** La période de « spring – back » ou de « retour – élastique » se produit quand le plateau supérieur de la presse quitte l'ébauche et laisse la vapeur d'eau s'échapper. Ce phénomène peut être caractérisé comme un retour – élastique puisque l'épaisseur (T4) de PLO (panneaux de lamelles orientées) immédiatement après le pressage est généralement plus grande que l'épaisseur (T3) en fin de pression (Figure 1-8). Le retour - élastique n'est pas uniforme à travers l'épaisseur en raison de la structure non - uniforme de l'ébauche, de

la température, de la teneur en humidité, du gradient de densité et des différences internes de liaison dans l'ébauche. Un retour – élastique plus élevé est prévisible dans la partie centrale de l'ébauche. Certains auteurs ont suggéré de faire la mesure du retour - élastique immédiat pendant cette étape V.

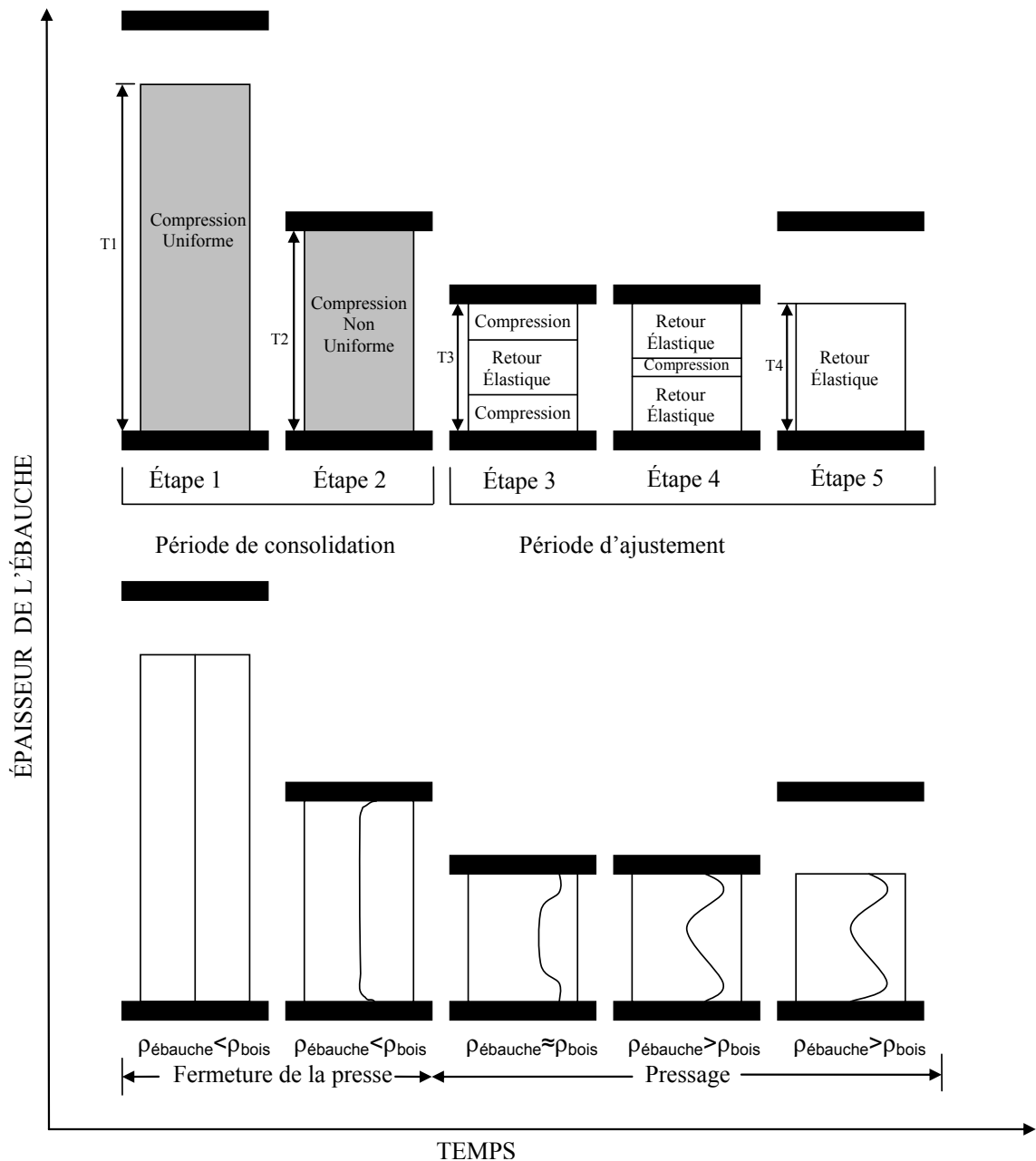


Figure 1-8 Formation du profil de densité durant le pressage à chaud (Adaptation de Wang et Winistofer, 2000a,b).

### 1.3. Chronologie des modèles de transfert de masse et de chaleur pendant le pressage à chaud des panneaux

Les modèles en nombre limité sont focalisés sur différents aspects du pressage et la plupart d'entre eux font appel à des simplifications des mécanismes qui les régissent. Cela est dû principalement à la complexité des équations utilisées, tant pour le transfert de masse et de chaleur que pour le comportement rhéologique.

Un aperçu détaillé des principaux modèles développés jusqu'à maintenant, sera présenté ci-dessous.

#### 1.3.1. Modèle proposé par Harless *et al.* (1987)

Le modèle de Harless *et al.* (1987) est très simple. Pour cette raison, on peut constater que les mécanismes de convection et de diffusion ne sont pas inclus dans les équations. La masse de gaz calculée représentait l'air et la vapeur de l'eau.

L'équation pour décrire le transfert de chaleur est:

$$c_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial k_q}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + K \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (1-1)$$

où :

- $t$  : Temps (s),
- $T$  : Température (K),
- $x$  : Position dans la direction de l'épaisseur (m),
- $k_q$  : Conductivité thermique (W/m K),
- $\rho$  : Masse volumique (kg/m<sup>3</sup>),
- $c_p$  : Chaleur spécifique (J/kg K)

et l'équation pour décrire le transport du gaz est:

$$\frac{\partial m}{\partial t} = - \frac{KAM}{2RT} \frac{\partial P^2}{\partial x} \quad (1-2)$$

où :

- $m$  : Masse de gaz, (mg)
- $P$  : Pression de gaz (Pa),

- $x$  : Position dans la direction de l'épaisseur (m),  
 $t$  : Temps (s),  
 $T$  : Température (K),  
 $M$  : Masse moléculaire (mg),  
 $A$  : Aire de la section transversale (m<sup>2</sup>),  
 $R$  : Constante universelle des gaz (Pa m<sup>3</sup>/ mol K),  
 $K$  : Perméabilité superficielle du gaz (m<sup>3</sup> s/ kg)
- et :

$$\frac{\partial P^2}{\partial x} = \frac{P^2(i) - P^2(i-1)}{\Delta x} \quad (1-3)$$

### 1.3.2. Modèle proposé par Humphrey et Bolton (1989)

Humphrey et Bolton (1989) se sont concentrés sur différents aspects du pressage à chaud, et ils reconnaissent la complexité de cette étape et le besoin d'une analyse véritablement rigoureuse car elle n'a jamais été complétée. Pour réduire la complexité du problème, pendant la modélisation ils ont utilisé des panneaux cylindriques (Voir Figure 1-9).

### 1.3.3. Modèle proposé par Bolton (1989c) et Humphrey (1989)

Bolton (1989c) et Humphrey (1989) ont proposé un modèle de pressage, mais ce modèle négligeait l'effet de la fermeture de la presse (c'est-à-dire, la consolidation) et l'impact de la polymérisation de l'adhésif sur l'environnement interne de l'ébauche.

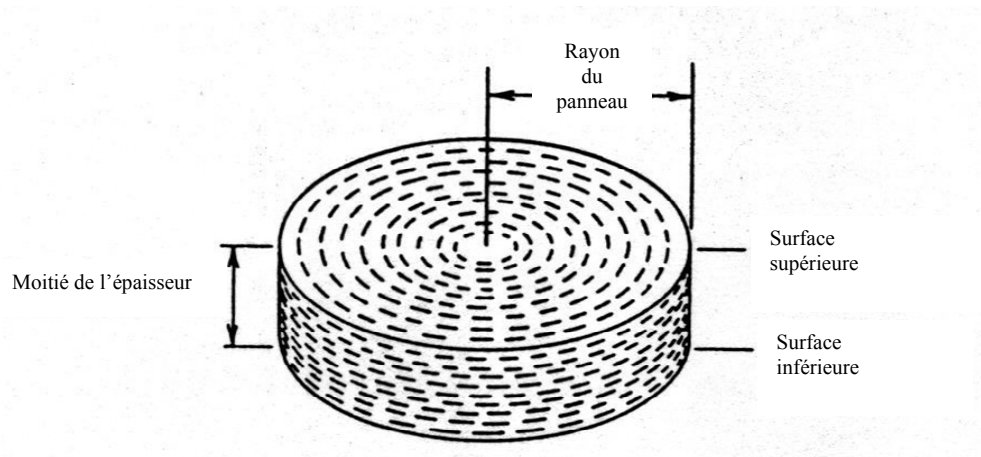


Figure 1-9 Modèle cylindrique du panneau utilisé par Humphrey et Bolton (1989).

Le modèle de transport de gaz assume une relation linéaire entre la perméabilité au gaz et la porosité. Le modèle est essentiellement unidimensionnel. L'effet « steam – shock » n'est pas prédit correctement et le modèle ne considère pas l'influence de la température et de la teneur en humidité sur le module d'élasticité.

#### 1.3.4. Modèle proposé par Suo et Bowyer (1994)

Suo et Bowyer (1994) ont modélisé le panneau aggloméré comme un système composé d'un certain nombre de couches minces et uniformes dont les densités ont été déterminées en tenant compte des effets de la température, la teneur en humidité et les contraintes de chacune des couches de l'ébauche pendant le pressage à chaud. Le profil de densité du panneau a été ainsi obtenu en utilisant la méthode des différences finies. L'effet « steam – shock » n'est pas correctement prédit comme dans le cas de Harless *et al.* (1987) et dans le cas de Mansilla (1999) comme on le verra ultérieurement.

Leurs équations ont la suivante forme :

Pour la température :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( D_h \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (1-4)$$

où :

$T$  : Température local (°C),

$t$  : Temps de pressage (s),

$x$  : Distance dans la direction de l'épaisseur de l'ébauche (cm),

$D_h$  : Diffusivité thermique (cm<sup>2</sup>/s)

Pour la teneur en humidité :

$$\frac{\partial M}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( D_m \frac{\partial M}{\partial x} \right) \quad (1-5)$$

où :

$M$  : Teneur en humidité (%),

$t$  : Temps de pressage (s),

$x$  : Distance dans la direction de l'épaisseur de l'ébauche (cm),

$D_m$  : Coefficient de Diffusion pour l'humidité (cm<sup>2</sup>/s)

### 1.3.5. Modèle proposé par Carvalho et Costa (1998)

Les équations de Carvalho et Costa (1998) pour les panneaux MDF utilisant *Pinus pinaster*, ont été basées sur le modèle de séchage de Stanish (1986) avec la différence qu'au lieu de bois solide ils ont utilisé les panneaux MDF. Le modèle négligeait l'effet de la fermeture de la presse (c'est-à-dire, la consolidation). Principalement, le modèle peut s'écrire comme suit :

a) Bilan d'énergie

$$\frac{\partial T^*}{\partial \theta} = -\frac{F\theta_z}{C_p^*} \left[ R_x^2 \frac{\partial \varphi_{tx}}{\partial X} + R_y^2 \frac{\partial \varphi_{ty}}{\partial Y} + \frac{\partial \varphi_{tz}}{\partial Z} \right] - \frac{\dot{m}(\lambda + Q_l)\tau}{\rho_s C_p^* C_{p0} (T_0 - T_\infty)}, \quad (1-6)$$

où :

$$\varphi_{tx} = -k_x^* \frac{\partial T^*}{\partial X} + \frac{Pe_z}{R_x} \rho_{pg}^* C_{pg}^* V_{gx}^* \left( T^* + \frac{T_\infty}{T_0 - T_\infty} \right),$$

$$\varphi_{ly} = -k_y^* \frac{\partial T^*}{\partial Y} + \frac{Pe_z}{R_y} \rho_{pg}^* C_{pg}^* v_{gy}^* \left( T^* + \frac{T_\infty}{T_0 - T_\infty} \right),$$

$$\varphi_{lz} = -k_z^* \frac{\partial T^*}{\partial Z} + Pe_z \rho_{pg}^* C_{pg}^* v_{gz}^* \left( T^* + \frac{T_\infty}{T_0 - T_\infty} \right)$$

b) Bilan de masse (vapeur)

$$\dot{m} = \frac{\rho_{v0} Fo_{mz}}{\tau} \left[ R_x^2 \frac{\partial \varphi_{lx}}{\partial X} + R_y^2 \frac{\partial \varphi_{ly}}{\partial Y} + \frac{\partial \varphi_{lz}}{\partial Z} \right] \quad (1-7)$$

où :

$$\varphi_{lx} = -D_{lx}^* \frac{\partial}{\partial X} \left( \frac{P_v^*}{T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty))} \right) + \frac{Pe_{mz}}{R_x} v_{gx}^* \left( \frac{P_v^*}{T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty))} \right),$$

$$\varphi_{ly} = -D_{ly}^* \frac{\partial}{\partial Y} \left( \frac{P_v^*}{T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty))} \right) + \frac{Pe_{mz}}{R_y} v_{gy}^* \left( \frac{P_v^*}{T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty))} \right),$$

$$\varphi_{lz} = -D_{lz}^* \frac{\partial}{\partial Z} \left( \frac{P_v^*}{T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty))} \right) + Pe_{mz} v_{gz}^* \left( \frac{P_v^*}{T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty))} \right),$$

$$\rho_s \frac{\partial P_v^*}{\partial \theta} \left( \frac{\partial H}{\partial HR} \right)_T \frac{P_0}{P_{sat}} \tau = -\dot{m}$$

avec :

$$HR = \frac{P_v}{P_{sat}}$$

c) Bilan de masse (mélange : vapeur + air)

$$\frac{\partial P^*}{\partial \theta} = -N_{pz} \left[ R_x^2 \frac{\partial \varphi_{gx}}{\partial X} + R_y^2 \frac{\partial \varphi_{gy}}{\partial Y} + \frac{\partial \varphi_{gz}}{\partial Z} \right] \left( T^* + \frac{T_\infty}{T_0 - T_\infty} \right) + \frac{\dot{m} \tau}{\varepsilon \rho_0} \left( T^* + \frac{T_\infty}{T_0 - T_\infty} \right) + \frac{P^*}{(T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty)))} \frac{\partial T^*}{\partial \theta} \quad (1-8)$$

où :



$$\phi_{gx} = -\frac{K_{gx}^*}{\mu_g^*} \frac{P^*}{(T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty)))} \frac{\partial P^*}{\partial X},$$

$$\phi_{gy} = -\frac{K_{gy}^*}{\mu_g^*} \frac{P^*}{(T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty)))} \frac{\partial P^*}{\partial Y},$$

$$\phi_{gz} = -\frac{K_{gz}^*}{\mu_g^*} \frac{P^*}{(T^* + (T_\infty / (T_0 - T_\infty)))} \frac{\partial P^*}{\partial Z}$$

où pour les équations (1-6), (1-7) et (1-8) :

$C_p$  : Chaleur spécifique du panneau (J/kg K),

$C_{pg}$  : Chaleur spécifique du gaz (J /kg K),

$D_a$  : Diffusivité de la vapeur de l'air (m<sup>2</sup>/s),

$D_v$  : Diffusivité de la vapeur de l'air dans les espaces vides de l'ébauche (m<sup>2</sup>/s),

$FO$  : Constante de Fourier,

$H$  : Teneur en humidité du panneau (poids de l'eau/poids du panneau sec),

$H_i$  : Teneur en humidité initial (%),

$RH$  : Humidité relative,

$k$  : Conductivité thermique (W/m K),

$K_g$  : Perméabilité du gaz de l'ébauche,

$\dot{m}$  : Masse d'eau évaporée par volume et unité de temps (kg /s m<sup>3</sup>),

$FO_m$  : Constante de Fourier pour le transfert de masse,

$N_p$  : Perméabilité relative,

$P$  : Pression totale du gaz (N/ m<sup>2</sup>),

$P^*$  : Pression adimensionnelle,

$P_\infty$  : Pression ambiante (N/m<sup>2</sup>)

$Pe$  : Nombre de Peclet pour le transfert de chaleur,

$Pe_m$  : Nombre de Peclet pour le transfert de masse,

$P_0$  : Pression maximal du gaz (N /m<sup>2</sup>),

$P_{sat}$  : Pression de la vapeur saturante (N /m<sup>2</sup>),

$P_v$  : Pression partielle de vapeur (N /m<sup>2</sup>),

$P_v^*$  : Pression partielle de vapeur adimensionnelle,

$Q_l$  : Chaleur de désorption (J/kg),

$R$  : Constante des gaz (8.314 k J kg/mol K),

$t$  : Temps après la fermeture de la presse (s),

$T$  : Température (K),

$T^*$  : Température adimensionnelle,

$T_p$  : Température des plateaux de la presse (K),

$T_\infty$  : Température ambiante (K),

$v_g$	: Vitesse de la phase gaz (m/s),
$X$	: Coordonnée x dans le sens de la longueur,
$Y$	: Coordonnée y dans le sens de la largeur,
$Z$	: Coordonnée z dans le sens de l'épaisseur,
$\varepsilon$	: Porosité ( $\text{m}^3$ ébauche vide/ $\text{m}^3$ ébauche sec),
$\lambda$	: Chaleur de vaporisation de l'eau (J/kg),
$\mu_g$	: Viscosité du gaz ( $\text{N s /m}^2$ ),
$\rho$	: Masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ ),
$\rho_f$	: Masse volumique de la fibre sèche ( $\text{kg/m}^3$ ),
$\rho_s$	: Masse volumique du panneau sec ( $\text{kg/m}^3$ ),
$\varphi$	: Flux ( $\text{kg/m}^2 \text{ s}$ ),
$\tau$	: Temps de cycle de pressage (s),
$\theta$	: Temps variable (adimensionnel)

Le développement des contraintes et leur influence sur le profil de densité ne sont pas considérés dans ce modèle. En conséquence, ils ont assumé qu'il n'existe pas de densification dans l'ébauche durant la consolidation. Suite à l'étude des équations, on peut observer qu'il en résulte un modèle complexe permettant d'identifier tous les phénomènes impliqués dans le transfert de masse et de chaleur.

### 1.3.6. Modèle proposé par Mansilla (1999)

Mansilla (1999) a utilisé les équations de transfert de masse et de chaleur pour prédire le comportement des panneaux de particules dans une presse industrielle discontinue. Il a supposé, pour réduire la complexité du système, qu'il n'y pas de variation de l'épaisseur de l'ébauche pendant le pressage et qu'il n'existe pas d'effet des réactions de polycondensation et d'hydrolyse du liant. Les phénomènes de viscoélasticité et de résistance à la compression exercés par l'ébauche ne sont pas considérés. À l'aide de son modèle, il a prédit les changements de température des particules, de la température du gaz, de la pression du gaz, de la pression de vapeur d'eau et de l'humidité en fonction du temps et de l'épaisseur. Néanmoins, le modèle ne prédit pas correctement l'effet « steam – shock ». Il a attribué ce résultat à l'utilisation des perméabilités constantes pendant le pressage et au fait de ne pas modéliser l'étape de consolidation ou de tassement des particules pressées sous l'effet de la pression, de la température et de l'humidité. Les équations utilisées dans son modèle sont les suivantes :

a) Relation qui modélise le transfert de masse (phase gaz) pour la fermeture et l'ouverture de la presse

$$\frac{\partial P}{\partial t} = \left( \frac{k_y}{2\epsilon \mu} \right) \left( \frac{\partial^2 P^2}{\partial y^2} - \frac{1}{T_g} \frac{\partial P^2}{\partial y} \frac{\partial T_g}{\partial y} \right) - P \frac{k'_x (P - P_{amb})}{\epsilon B} - \rho \frac{R}{M_g \epsilon} T_g \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{P}{T_g} \frac{\partial T_g}{\partial t} \quad (1-9)$$

b) Relation qui modélise le transfert de masse (phase de vapeur d'eau) pour la fermeture et pour l'ouverture de la presse

$$\frac{\partial P_w}{\partial t} = \left( \frac{k_y}{\epsilon \cdot \mu} \right) \left( P_w \frac{\partial^2 P}{\partial y^2} + \frac{\partial P_w}{\partial y} \frac{\partial P}{\partial y} - \frac{P_w}{T_g} \frac{\partial P}{\partial y} \frac{\partial T_g}{\partial y} \right) - P_w \frac{k'_x (P - P_{amb})}{\epsilon B} - \rho \frac{R}{M_w \cdot \epsilon} T_g \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{P_w}{T_g} \frac{\partial T_g}{\partial t} \quad (1-10)$$

c) Relation qui modélise le transfert de masse (phase air) pour la fermeture et l'ouverture de la presse

$$\frac{\partial P_a}{\partial t} = \left( \frac{k_y}{\epsilon \mu} \right) \left( P_a \frac{\partial^2 P}{\partial y^2} + \frac{\partial P_a}{\partial y} \frac{\partial P}{\partial y} - \frac{P_a}{T_g} \frac{\partial P}{\partial y} \frac{\partial T_g}{\partial y} \right) - P_a \frac{k'_x (P - P_{amb})}{\epsilon B} + \frac{P_a}{T_g} \frac{\partial T_g}{\partial t} \quad (1-11)$$

d) Relation qui modélise le transfert de chaleur (phase gaz) pour la fermeture et l'ouverture de la presse

$$\frac{\partial P}{\partial t} = \left( \frac{k_y}{2\epsilon \mu} \frac{\partial^2 P^2}{\partial y^2} \right) - \left( \frac{k'_x}{\epsilon} P \frac{(P - P_{amb})}{B} \right) - \left( \frac{haR}{\epsilon M_g C_{P_g}} (T_g - T) \right) - \left( \frac{\rho R C_{P_v}}{\epsilon M_g C_{P_g}} T_g \frac{\partial H}{\partial t} \right) \quad (1-12)$$

où pour les équations (1-9), (1-10), (1-11) et (1-12) :

$P_i$  : Pression (bar) (i=eau, vapeur ou air respectivement),

$t$  : Temps (s),

$k_y$  : Perméabilité dans la direction de l'épaisseur  $y$ ,

$\epsilon$  : Porosité du panneau,

$\mu$  : Viscosité de la phase gazeuse (Pa s),

$y$  : Direction dans le sens de l'épaisseur,

$T_g$  : Température du gaz (K),

$k'_x$  : Perméabilité dans le sens de la largeur du panneau (m/s Bar),

$P_{amb}$  : Pression environnementale (1 atm),

$B$  :  $x/2$ ,  $x$  = direction dans le sens de la largeur du panneau,

$\rho$  : Masse volumique du panneau ( $\text{kg/m}^3$ ),

$R$  : Constante universelle des gazes ( $0.08314 \text{ (bar m}^3/\text{ kmol K)}$ ),

- $M_i$  : Masse moléculaire (i=eau, vapeur ou air respectivement)  
 $H$  : Teneur en humidité (kg eau/ kg panneau sec),  
 $h$  : Coefficient convectif de transfert de chaleur (W/m<sup>2</sup> K),  
 $a$  : Superficie spécifique du panneau (m<sup>2</sup>/m<sup>3</sup>),  
 $C_{p_g}$  : Chaleur spécifique du gaz (cal/kg K),  
 $C_{p_v}$  : Chaleur spécifique de la vapeur de l'eau (cal/kg K)

### 1.3.7. Modèle proposé par Defo (1999)

Defo (1999) a développé un modèle de séchage pour prédire l'évolution de la teneur en humidité, de la température et de la pression lorsque le bois est séché sous vide.

Ses équations peuvent se résumer comme suit:

- a) Bilan de masse

$$\frac{G_M \rho_w}{100} \frac{\partial M}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot \left[ -\underline{K}(M, T, P) \cdot \vec{\nabla} \psi - \rho_g \frac{K_g k_{rg}}{\mu_g} \cdot \vec{\nabla} P \right] = 0 \quad (1-13)$$

- b) Bilan de pression

$$\frac{\partial P}{\partial t} + \frac{RT}{\chi_g M_a} \left[ -\vec{\nabla} \cdot \left( \chi_g \rho_a \frac{K_g k_{rg}}{\mu_g} + \xi \chi_g \rho_g \underline{D}_{eff} P_v \right) \vec{\nabla} P + \vec{\nabla} \cdot \left( (\xi \chi_g \rho_g \underline{D}_{eff} P) \vec{\nabla} P_v \right) \right] - \left( \frac{\partial P_v}{\partial M} \right)_T \frac{\partial M}{\partial t} - \left( \frac{\partial P_v}{\partial T} \right)_M \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{P_a}{\chi_g} \frac{\partial \chi_g}{\partial t} - \frac{P_a}{T} \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (1-14)$$

avec:  $\xi = \frac{M_a M_v}{(M_a P_a + M_v P_v)^2}$

- c) Bilan d'énergie

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \left[ C_{p_l} \rho_l (-\underline{K}(M, T, P) \cdot \vec{\nabla} \psi) + C_{p_g} \rho_g \left( -\frac{K_g k_{rg}}{\mu_g} \cdot \vec{\nabla} P \right) \right] \cdot \vec{\nabla} T + \vec{\nabla} \cdot [-\underline{k}(M) \cdot \vec{\nabla} T] \quad (1-15)$$

$$= \varepsilon(M)(\Delta h_0 + \beta \Delta h_s) \frac{G_M \rho_w}{100} \frac{\partial M}{\partial t}$$

où :

P: pression totale (Pa);  $P_i$ : pression partielle de la phase  $i$ ;  $t$ : temps (sec);  $\underline{D}_{\text{eff}}$ : tenseur de diffusivité effective de la vapeur d'eau dans l'air;  $\underline{K}$ : tenseur de conductivité hydrique effective ;  $\underline{K}_g$ : tenseur de perméabilité spécifique au gaz;  $\underline{k}_g$ : tenseur de perméabilité relative au gaz;  $C_{pi}$ : chaleur spécifique de la phase  $i$ ,  $R$ : constante des gaz parfaits;  $\psi$ : potentiel hydrique;  $\rho_i$ : densité de la phase  $i$ ;  $\chi_g$ : fraction volumique de la phase gazeuse.

Ces équations peuvent se compléter avec les relations thermodynamiques (loi des gaz parfaits), les équations d'états ( $M$ - $\psi$ ) et les relations entre les paramètres de transport ( $\underline{K}$ ,  $\underline{K}_g$ ,  $\underline{k}_g$ ,  $\underline{k}$ ) et les variables d'état  $T$ ,  $M$  et  $P$ .  $\psi$  a été obtenu par la relation  $M$ - $\psi$ . L'équation (1-13) n'inclut pas le terme de diffusion thermique créé par l'effet de la température sur le gradient de  $\psi$  qui a été obtenu de la relation  $M$ - $\psi$ . On peut voir que le deuxième terme du côté gauche de l'équation (1-14) est consacré au transfert de chaleur par convection, le mécanisme prédominant dans le centre de l'ébauche. Les conditions initiales doivent avant tout être déterminées.

Les paramètres de transfert tel que les isothermes de sorption à hautes températures, les coefficients de diffusion, la perméabilité du gaz et les coefficients pour les changements de phases pour le bois et MDF sont des données fondamentales pour le développement d'un modèle de pressage des panneaux MDF. Ils ne sont pas tous connus ni faciles à déterminer. En tenant en compte tous ces facteurs on pourra éventuellement considérer ce modèle de séchage afin de prédire le procédé de pressage à chaud pour les panneaux composites à base de bois.

### 1.3.8. Modèle proposé par Thoemen (2000)

Thoemen (2000) a développé un modèle en se basant sur celui de Humphrey (1989) pour l'adapter à une presse en continu.

Pour le transfert de masse, le flux convectif plus le flux diffusif donnent le flux total exprimé par l'expression suivante :

$$j_i = j_i^d + j_i^c \quad i = v, a \quad (1-16)$$

où:

$v, a$  : Indices inférieurs pour indiquer la vapeur et l'air respectivement  
 $j_i^{d,c}$  : Flux de diffusion ou de convection de la composante  $i$  (kg/m<sup>2</sup>s)

Le flux diffusif peut s'écrire comme suit:

$$j_i^d = -D_{eff} \frac{M_i}{RT_{abs}} \nabla p_i \quad (1-17)$$

où:

$D_{eff}$  : Coefficient de diffusion effective (m<sup>2</sup>/s)  
 $M_i$  : Masse moléculaire de la composante  $i$  (kg/mol)  
 $R$  : Constante des gaz parfaits (J/mol K)  
 $T_{abs}$  : Température absolue (K)  
 $p_i$  : Pression partielle de la composante  $i$  (Pa)

$$D_{eff} = \frac{D_{va}}{k_d} \quad (1-18)$$

où:

$D_{va}$  : Coefficient de diffusion binaire du gaz (m<sup>2</sup>/s)  
 $k_d$  : Facteur d'obstruction adimensionnel

Le flux convectif peut s'écrire comme suit:

$$j_i^c = -\frac{k_p}{\eta} \frac{M_i}{RT_{abs}} p_i \nabla p \quad (1-19)$$

où:

$k_p$  : Coefficient de perméabilité (m<sup>2</sup>)  
 $p$  : Pression totale du gaz (Pa)  
 $\eta$  : Viscosité dynamique du gaz (Pa s)

L'équation de la conservation de masse peut être exprimée comme suit:

$$-\frac{RT_{abs}}{M_i} \nabla \cdot j_i - p_i \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{p_i \phi}{T_{abs}} \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{RT_{abs}}{M_i} r_i = \phi \frac{\partial p_i}{\partial t}; i = v, a \quad (1-20)$$

(flux de masse) (compression) (température) (génération) (pression)

où:

$\phi$  : Fraction vide du matériel (adimensionnelle)  
 $r_i$  : Vitesse de génération (kg/m<sup>3</sup>s)

Pour le transfert de chaleur, le flux de chaleur conductif est représenté par la première Loi de Fourier :

$$q = -k_t \nabla T \quad (1-21)$$

où:

$q$  : Flux de chaleur conductif (J)

$k_t$  : Conductivité thermique du matériel (W/m K)

L'équation de la conservation de la chaleur peut être exprimée comme:

$$-\nabla \cdot q - \nabla \cdot \sum_{i=v,a} (c_i j_i T) - H_v^o m_{ev} = \rho_w \frac{\partial}{\partial t} \sum_{i=w,b,v,a} (c_i u_i T) \quad (1-22)$$

(conduction) (chaleur sensible) (changement de phase) (accumulation)

où:

$c_i$  : Chaleur spécifique de la composante  $i$

$H_v$  : Chaleur latente de sorption de la vapeur à l'état d'eau liée par unité de masse (J/kg)

$m_{ev}$  : Vitesse d'évaporation (kg/m<sup>3</sup>s)

$\rho_w$  : Masse volumique anhydre du bois (kg/m<sup>3</sup>)

$u_i$  : Teneur en humidité (fractionnelle)

et :

$$H_v^o = H_v + (c_b - c_v)T \quad (1-23)$$

En réécrivant l'équation de la conservation de la chaleur, on a :

$$-\nabla \cdot q - H_v m_{ev} = c_u \rho_u \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1-24)$$

(conduction) (changement de phase) (accumulation)

L'équilibre de sorption est écrit comme :

$$m_{ev} = -\rho_w \frac{\Delta u}{\Delta t} \quad (1-25)$$

et:

$$u = \frac{m_b}{m_w} \quad (1-26)$$

où :

$m_b$  : Masse de l'eau liée (kg)

$m_w$  : Masse anhydre du bois (kg)

Les relations thermodynamiques employées dans ce modèle sont les mêmes que celles utilisées par Humphrey *et al.* (1989) et le développement du modèle rhéologique a été basé sur le travail de Ren (1991).

### 1.3.9. Modèle proposé par Zombori (2001)

Zombori (2001) a proposé un modèle qui prédit la variation de la température, de la densité d'air et de la teneur en humidité dans l'ébauche de PLO (panneaux de lamelles orientées) pendant le pressage à chaud. Son modèle est basé sur le modèle de Stanish (1986) pour le processus de séchage du bois. Zombori (2001) a subdivisé la teneur en eau en deux composantes : vapeur et eau liée. Cependant, la composante libre de l'eau n'est pas considérée dans le modèle à cause de la basse teneur en humidité initiale des lamelles (en général 6-7 %). Les mouvements de la phase gazeuse (air et vapeur) se font par convection et diffusion, alors que l'eau liée se déplace seulement par diffusion à travers l'ébauche. L'écoulement de chaleur se fait par conduction et par convection. Les dérivées spatiales des équations partielles sont discrétisées par différences finies.

Le système d'équations modélisé contient cinq variables dépendantes et cinq équations principales. Les cinq variables dépendantes sont la densité de l'air, la densité de vapeur d'eau, la densité de l'eau liée, la température, et l'index de polymérisation de l'adhésif. Les cinq variables sont des fonctions des trois variables indépendantes: l'épaisseur, la largeur, et le temps. Celles-ci incluent deux équations de bilan de masse (une pour l'air et une pour la phase humide), une équation de bilan énergétique, une équation de la phase d'équilibre et une équation de la cinétique de polymérisation de l'adhésif. Ces équations peuvent se résumer comme suit :

a) Bilan de masse pour l'air

$$\frac{\partial(\rho_a)}{\partial t} = -\nabla \cdot n_a \quad (1-27)$$

où :

$\rho_a$  : Masse volumique de l'air (kg/m<sup>3</sup>),

$n_a$  : Flux de masse d'air (kg/m<sup>2</sup> s)

b) Bilan de masse pour la vapeur d'eau

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_v + \rho_b) = -\nabla(n_v + n_b) \quad (1-28)$$



c) Équation de bilan d'énergie

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_a h_a + \rho_v h_v + \rho_b h_b + CT) = -\nabla(n_a h_a + n_v h_v + n_b h_b + q) + G \quad (1-29)$$

où :

- $\rho_a$  : Masse volumique de l'air (kg/m<sup>3</sup>),
- $h_a$  : Enthalpie de l'air (J/kg),
- $\rho_v$  : Masse volumique de la vapeur (kg/m<sup>3</sup>),
- $h_v$  : Enthalpie de la vapeur (J/kg),
- $\rho_b$  : Masse volumique de l'eau liée (kg/m<sup>3</sup>),
- $h_b$  : Enthalpie de l'eau liée (J/kg),
- $C$  : Chaleur spécifique du bois (J/m<sup>3</sup> K),
- $T$  : Température (K),
- $n_a$  : Flux de masse d'air (kg/m<sup>2</sup>s),
- $n_v$  : Flux de masse de la vapeur (kg/m<sup>2</sup> s),
- $n_b$  : Flux de masse de l'eau liée (kg/m<sup>2</sup> s),
- $q$  : Chaleur de conduction (J/m<sup>2</sup> s),
- $G$  : Source ou génération de la chaleur (J/m<sup>3</sup>)

d) Équation de la phase d'équilibre

$$\rho_v = \rho_v^{sat} \left( Z_1 + \left[ Z_1^2 + \frac{1}{K_1 K_2} \right]^2 \right) \quad (1-30)$$

où :

$$K_1 = -45.70 + 0.3216T - 5.012 \times 10^{-4} T^2,$$

$$K_2 = -0.1722 + 4.732 \times 10^{-3} T - 5.553 \times 10^{-6} T^2,$$

$$W = 1.417 \times 10^3 - 9.430T + 1.853 \times 10^{-2} T^2,$$

$$Z_1 = \frac{1 - Z_2}{2K_2} - \frac{1 + Z_2}{2K_1 K_2},$$

$$Z_2 = \frac{18}{W \frac{\rho_b}{\rho_d}}$$

Cette équation d'équilibre, proposée par Hailwood et Horrobin (1946) et citée par Simpson (1973), a été largement utilisée, mais son inconvénient est qu'elle ne permet pas son

utilisation pour des procédés à hautes températures (>132°C). Plus de détails seront présentés dans la section du Chapitre 3 sur les isothermes de sorption aux hautes températures.

e) Équation de la cinétique de polymérisation du système adhésif

$$\frac{\partial F}{\partial t} = A e^{-\left(\frac{E}{RT}\right)} (1 - F)^n \quad (1-31)$$

où :

- $F$  : Indice de polymérisation,
- $A$  : Constante de la réaction (1/s),
- $E$  : Energie d'activation (J/mol),
- $n$  : Ordre de la réaction

Zombori (2001) a incorporé dans son modèle de transfert de masse et de chaleur, une analyse du comportement viscoélastique des lamelles de bouleau jaune (*Liriodendron tulipifera*) pendant la compression transversale. Il affirme que la compression transversale est fortement non – linéaire à cause de la structure cellulaire du matériau (Wolcott 1989, Dai et Steiner 1993, Dai *et al.* 1997, Lenth et Kamke 1996a, b, Lang et Wolcott 1996a,b). De plus, les propriétés mécaniques des lamelles montrent un comportement viscoélastique typique dont les variables sont dépendantes du temps, de la température et de la teneur en humidité. Il a développé un modèle de compression viscoélastique combinant une réponse non – linéaire de la structure cellulaire et une réponse viscoélastique linéaire des polymères de la paroi cellulaire du bois. Le comportement de la structure cellulaire est modélisé en utilisant la Loi de Hooke qui comprend un terme additionnel non – linéaire. Les propriétés viscoélastiques des lamelles sont décrites par le principe d'équivalence temps – température – humidité des polymères. Le premier modèle est basé sur le modèle mécanique de Maxwell.

### **1.3.10. Modèle proposé par Nigro et Storti (2001)**

Nigro et Storti (2001) présentent un modèle numérique dans lequel ils ont apporté quelques corrections à l'équation de bilan d'énergie proposée par Humphrey et Bolton (1989) et Carvalho et Costa (1998). Le modèle est basé sur la méthode des éléments finis.

Afin d'éviter de modéliser le matériel en se basant sur sa microstructure (les fibres dans ce cas-ci), les cas des matériaux non - homogènes sont résolus à l'aide des équations moyennes. Ainsi, la microstructure complexe devient un milieu continu dont les propriétés sont ramenées à une moyenne. Les équations et les propriétés ramenées à une moyenne sont déduites d'une façon rigoureuse par la « Règle des mélanges » et des opérateurs moyens.

Voici les équations utilisées :

a) Équation du bilan d'énergie

$$\rho_s C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (K \nabla T - \rho_v V_g [C_{pv} T + \lambda + Q_l]) - \dot{m} [\lambda + Q_l] \quad (1-32)$$

où :

- $T$  : Température (K),
- $t$  : Temps (s),
- $C_p$  : Chaleur spécifique (J/kg K),
- $K$  : Conductivité thermique (W/m K),
- $\nabla$  : Opérateur du gradient (nabla),
- $\rho_s$  : Masse volumique du panneau sec (kg/m<sup>3</sup>),
- $\rho_v$  : Masse volumique de la vapeur (kg/m<sup>3</sup>),
- $V_g$  : Volume moyenne de la vitesse du gaz (m<sup>3</sup>),
- $C_{pv}$  : Chaleur spécifique de la vapeur (J/kg K),
- $\dot{m}$  : Vitesse d'évaporation (kg/ m<sup>3</sup>s),
- $\lambda$  : Chaleur latente de vaporisation de l'eau libre (J/kg),
- $Q_l$  : Chaleur d'adsorption (J/kg)

b) Équation du bilan de masse

$$\rho_s \frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot [\epsilon D_v \nabla \rho_v - V_g \rho_v] \quad (1-33)$$

où :

- $\epsilon$  : Porosité du panneau (adimensionnelle),
- $D_v$  : Diffusivité de la vapeur de l'eau dans le mélange air/vapeur (m<sup>2</sup>/s),
- $H$  : Teneur en humidité du panneau (%)

e) Bilan de masse pour l'air

$$\epsilon \frac{\partial \rho_a}{\partial t} = -\nabla \cdot [\epsilon D_a \nabla \rho_a - V_g \rho_a] \quad (1-34)$$

où :

$D_a$  : Diffusivité de l'air ( $m^2/s$ )

Dans la méthode numérique qu'ils utilisent, le système d'équations contient trois inconnues principales, la température, la teneur en humidité et la densité de l'air lesquelles représentent les variables dépendantes du problème, également appelées les variables d'état.

### 1.3.11. Modèle proposé par Benrabah (2002)

Benrabah (2002) en utilisant le concept des matériaux poreux pour le bois et pour le béton a modélisé comme Defo (1999) le processus de séchage du bois. Il prend comme base quelques travaux développés par Cloutier et Fortin (1991), Tremblay (1999) basés sur le concept du potentiel hydrique. Ce travail a été implémenté dans le code MEF++.

En résumé, son modèle peut s'écrire comme suit:

$$\left( \frac{\rho_l G_m}{100} \right) \frac{\partial M}{\partial t} - \nabla \cdot (K_H(M, T) \nabla \psi(M, T)) = 0 \quad (1-35)$$

$$\frac{\partial H(M, T)}{\partial t} - \nabla \cdot (K_T(M, T) \nabla T) - (\Delta h_0 + \beta \Delta h_s) \in (M) \left( \frac{\rho_l G_m}{100} \right) \frac{\partial M}{\partial t} = 0 \quad (1-36)$$

où :

$T$  : Température (K),

$M$  : Teneur en humidité (%),

$H$  : Enthalpie totale ( $J/m^3$ ),

$\rho_l, G_m, K_H, K_T, \Delta h_0, \Delta h_s, \in (M)$  = constantes en fonction de  $M$  et  $T$

Le fait qu'on ne calcule pas la composante gazeuse séparément a pour résultat de nous forcer à introduire le terme de changement de phase  $\in$  pour calculer l'effet thermique de ce changement de phase. Ceci pose à la fois un défi expérimental et numérique car il n'a pas été déterminé dans les panneaux de bois.

Les modèles de Defo (1999) et Benrabah (2002) pour le séchage du bois sont présentés parce qu'ils peuvent être adaptés au procédé du pressage à chaud si quelques uns de leur paramètres sont déterminés.

### 1.3.12. Modèle proposé par Godbille (2002)

Récemment, Godbille (2002) a développé un modèle 1-D et 2-D pour le transfert de masse et de chaleur dans les panneaux agglomérés. L'avantage de celui-là réside dans le fait que les propriétés thermiques comme la conductivité thermique, la capacité calorifique et la perméabilité furent mesurées directement sur l'ébauche en fonction de la densité et dans la direction de l'épaisseur. La perméabilité du panneau a été mesurée à la surface et dans le cœur de l'ébauche. De plus, l'influence de la teneur en humidité, de la densité, du type et de la morphologie du matériel comme l'anisotropie, ont été aussi étudiées.

Il fait la comparaison entre les deux modèles, 1-D et 2-D pour obtenir un outil estimatif plus rapide par la réduction des calculs. Par exemple, la vaporisation et la condensation sont plus facilement identifiées. Il conclut que le modèle 1-D donne une meilleure approximation dans le cas des basses pressions. Par contre, le modèle 2-D donne une meilleure approche dans le cas où les températures sont inférieures à 100 °C.

Les équations utilisées par Godbille (2002) sont les suivantes :

a) Conservation de l'air

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ (1-y) \frac{P}{t} \right] - \frac{\partial}{\partial x} \left[ K_x (1-y) \frac{P}{\varepsilon \mu T} \frac{\partial P}{\partial x} \right] - \frac{\partial}{\partial z} \left[ K_z (1-y) \frac{P}{\varepsilon \mu T} \frac{\partial P}{\partial z} \right] = 0 \quad (1-37)$$

Dans l'équation (1-37) le premier terme représente l'accumulation de l'air dans les espaces vides tandis que les deux autres termes décrivent le mouvement de l'air par perméation dans les directions verticale et horizontale respectivement.

a) Conservation de l'eau

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ y \frac{P}{T} \right] + \frac{\rho R}{\varepsilon M_w} \frac{\partial M}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} \left[ K_x \frac{yP}{\varepsilon \mu T} \frac{\partial P}{\partial x} \right] - \frac{\partial}{\partial z} \left[ K_z \frac{yP}{\varepsilon \mu T} \frac{\partial P}{\partial z} \right] = 0 \quad (1-38)$$

où :

$$y = \frac{Ce^{\frac{h_{fg}}{RT}}}{P}$$

Dans (1-38) l'équation du bilan de l'eau est semblable à (1-37). La seule différence est que celle-ci inclut un terme pour l'accumulation de la teneur en humidité dans la phase solide.

c) Conservation de l'énergie

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\rho h_{fg}}{M_w} \frac{\partial M}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0 \quad (1-39)$$

où:

- $P$  : Pression (Pa ou atm),
- $K_{x,y,z}$  : Perméabilité transversale du panneau dans la direction x, y et z respectivement ( $m^2$ ),
- $\mu$  : Viscosité de la phase gaz (Pa s),
- $\varepsilon$  : Porosité,
- $M_w$  : Masse moléculaire de l'eau (kg /mol),
- $k_{x,y,z}$  : Conductivité thermique transversale selon x, y et z respectivement (W/m K),
- $\rho$  : Masse volumique ( $kg /m^3$ ),
- $T$  : Température (K),
- $h_{fg}$  : Chaleur latente de vaporisation de l'eau liée à la vapeur (J/mol),
- $t$  : Temps (s),
- $y$  : Fraction molaire de vapeur,
- $M$  : Teneur en humidité (%)

L'équation (1-39) inclut l'accumulation de la chaleur, le terme source pour la chaleur par condensation de l'eau et les termes pour le transport de la chaleur par conduction dans les directions x et z. L'auteur néglige le terme de convection dans l'équation de conservation de l'énergie. La chaleur de la réaction de polycondensation exothermique de la résine UF (urée formaldéhyde), la chaleur accumulée par la phase gazeuse et la chaleur de compression des fibres n'ont pas été considérées.

De son côté, Godbille (2002) n'a pas seulement étudié le transfert de masse et de chaleur pour les panneaux agglomérés tel que décrit précédemment mais il a aussi analysé le

comportement mécanique pendant le pressage à chaud. Le module d'élasticité dans ce cas est obtenu en fonction de la teneur en humidité (0, 2.2, 2.5, 20.3, 20.9 %) et la température de la presse (50, 75, 150 °C). Il a décrit la compression des particules et étudié les contraintes et les déformations locales, selon la méthodologie utilisée par Dai et Steiner (1993), en fonction du nombre de particules et de leur probabilité d'occurrence. Ce modèle est couplé avec le modèle de transport et de cinétique pour évaluer la variation locale du module d'élasticité causée par les changements de température et de teneur en humidité et pour estimer la cohésion entre les particules.

### 1.3.13. Modèle proposé par García (2002)

García (2002) ont développé un modèle pour le pressage à chaud de PLO (panneaux de lamelles orientées) en se basant sur les équations de Turner et Perré (1995) appliquées au séchage du bois. Comme l'utilisation de ce modèle a été développée pour le bois solide et de façon similaire aux conditions trouvées par Zombori (2001) et Carvalho et Costa (1998) dans un modèle de séchage du bois (Stanish, 1986), le modèle de Turner et Perré (1995) ne prend pas en compte certaines variables comme par exemple la présence de l'eau libre et les termes référant à la densification et à la cinétique de polymérisation de la résine. Comme on verra par la suite, García (2002) a ajouté ces nouvelles formulations pour les utiliser dans le procédé de pressage des panneaux.

Voici les équations du modèle général utilisées par García (2002) :

a) Équation de bilan d'énergie

$$a_{UP} \frac{\partial P}{\partial t} + a_{UT} \frac{\partial T}{\partial t} + a_{UM} \frac{\partial M}{\partial t} + a_{UP_v} \frac{\partial P_v}{\partial t} + b_{UP_v} \frac{\partial^2 P_v}{\partial t \partial T} + \nabla \cdot q + a_{UP_{OD}} \frac{\partial \rho_{OD}}{\partial t} + a_{UV_R} \frac{\partial V_R}{\partial t} - \zeta = 0 \quad (1-40)$$

où :

$a_{UP} \dots a_{UV_R}$  sont les coefficients du système in stationnaire non – linéaire lesquels ont été définies en fonction des paramètres physiques et les lois thermodynamiques

$P$  : Pression du gaz (Pa)

$T$  : Température (K)

$M$  : Teneur en humidité (kg/kg)

$P_v$  : Pression de la vapeur (Pa)

$\rho_{0D}$  : Masse volumique anhydre du bois ( $\text{kg/m}^3$ )

$V_R$  : Fraction de la résine ( $\text{m}^3/\text{m}^3$ )

$\xi$  : Terme source

$\nabla \cdot q$  : Flux d'énergie dû à la conduction et à la convection

$$\nabla \cdot q = H_a j_a + H_v j_v - K_E \nabla T$$

$H_{a,v}$  : Enthalpie de l'air et de la vapeur respectivement (J/kg)

$K_E$  : Conductivité thermique (W/m K)

$$H_a = U_a + \frac{RT}{M_a}$$

$$H_v = U_v + \frac{RT}{M_v}$$

$j_g$  : Vecteur de flux du gaz

$$- \tilde{\rho}_g K_g \nabla P$$

$$\tilde{\rho}_g = \tilde{\rho}_v + \tilde{\rho}_a$$

$\tilde{\rho}_{g,v,a}$  : Masse volumique du gaz, de la vapeur et de l'air respectivement selon la loi des gaz parfaits ( $\text{kg/m}^3$ )

$K_g$  : Perméabilité du gaz ( $\text{m}^2$ )

$j_v$  : Vecteur de flux de vapeur

$$- \tilde{\rho}_v K_g \nabla P$$

$j_a$  : Vecteur de flux de l'air

$$- \tilde{\rho}_a K_g \nabla P$$

b) Équation de transfert de masse

- Pour le gaz



$$a_{gP} \frac{\partial P}{\partial t} + a_{gT} \frac{\partial T}{\partial t} + a_{gM} \frac{\partial M}{\partial t} + a_{gP_v} \frac{\partial P_v}{\partial t} + \nabla \cdot j_g + a_{g\rho_{OD}} \frac{\partial \rho_{OD}}{\partial t} + a_{gV_R} \frac{\partial V_R}{\partial t} - \psi_a - \psi_v = 0 \quad (1-41)$$

où :

$a_{gP} \dots a_{gV_R}$  sont les coefficients du système en stationnaire non – linéaire lesquels ont été définies en fonction des paramètres physiques et les lois thermodynamiques

$\psi_{a,v}$  : Termes source de l'air et de la vapeur respectivement

-Pour la vapeur

$$a_{vT} \frac{\partial T}{\partial t} + a_{vM} \frac{\partial M}{\partial t} + a_{vP_v} \frac{\partial P_v}{\partial t} + \nabla \cdot j_v + a_{v\rho_{OD}} \frac{\partial \rho_{OD}}{\partial t} + a_{vV_R} \frac{\partial V_R}{\partial t} - \psi_v = 0 \quad (1-42)$$

où :

$a_{vT} \dots a_{vV_R}$  sont les coefficients du système instationnaire non – linéaire lesquels ont été définis en fonction des paramètres physiques et des lois de la thermodynamique

$\psi_v$  : Terme source de la vapeur respectivement

La fermeture de la presse, la densification de l'ébauche et la polymérisation de la résine dans son modèle ne sont pas considérées. Les simulations furent développées en utilisant des perméabilités et des conductivités constantes et en utilisant des conditions aux limites non convectives, c'est-à-dire, des conditions de Dirichlet.

### 1.3.14. Modèle proposée par Ben Ismail Anis (2003)

Ben Ismail Anis (2003) a utilisé les équations décrites par Thoemen (2000) pour prédire le comportement des panneaux MDF lors du pressage. Son modèle a fait partie d'un grand projet pour décrire la consolidation de l'ébauche et a été testé dans une entreprise de panneaux MDF européenne.

#### *Commentaire sur les modèles de transfert de masse et de chaleur*

Les principaux modèles de transfert de masse et de chaleur pour les panneaux à base de bois peuvent être classés comme suit:

- les modèles simples (Harless, 1987)
- les modèles de complexité moyenne (Suo et Bowyer, 1989)
- les modèles du type Humprey et Bolton (1989) (Carvalho et Costa 1998, Thoemen 2000, Zombori 2001, Nigro et Storti 2001, Ben Ismael Anis 2003) basés sur le modèle de séchage de Stanish (1986)
- les nouveaux modèles de séchage qui peuvent être applicables au procédé de pressage (Defo 1999, Benrabah 2002)
- et les modèles individuels innovateurs (Mansilla 1999, Godbille 2002, García 2002).

Tous ces modèles de transfert de masse et de chaleur développés ces dernières années typiquement prédisent l'évolution de la température, de la teneur en humidité, de la pression de vapeur d'eau, de la pression de l'air, entre autres variables, dans l'espace et le temps. Il est important de noter que la base physique et thermodynamique de toutes ces équations est pratiquement la même. On trouve des termes qui pour certains auteurs paraissent négligeables mais qui pour d'autres doivent être pris en compte.

Les équations de Defo (1999) et Benrabah (2002) pour le bilan de masse, chaleur et de pression peuvent s'ajuster avec le pressage à chaud mais quelques-uns des paramètres dont le coefficient de changement de phase  $\varepsilon$ , n'ont pas été déterminés pour ce procédé, ce qui rend complexe l'utilisation de ce modèle pour notre problème.

Dans la dernière classification des modèles des panneaux à base de bois, la formulation mathématique des équations de base du transfert de masse et de chaleur lors du pressage à chaud de García (2002) à la différence des modèles étudiés jusqu'à maintenant (Humprey et Bolton 1989, Carvalho et Costa 1998, Thoemen 2000, Zombori 2001, Nigro et Storti 2001, Ben Ismael Anis 2003) est décrite explicitement en fonction des variables primaires telles que la pression gazeuse totale, la teneur en humidité et la température ce qui rend le système plus amical pour un traitement numérique. Néanmoins, la description des phénomènes physiques présentés nous suggère de le modifier en y ajoutant la diffusion, qui

a été négligé dans ce modèle (García 2002). Ainsi, ce nouveau problème peut être présenté comme un défi numérique et physique.

On sait que les différences entre les méthodes de résolution numérique employées ont un impact puisque certaines sont plus performantes et plus précises que d'autres. Finalement, la convivialité des logiciels joue aussi un rôle important au moment de choisir un programme pour modéliser un procédé surtout au niveau industriel.

### **1.3.15. Paramètres nécessaires pour décrire le transfert de masse et de chaleur**

Les propriétés les plus importantes pour décrire le transfert de masse et de chaleur sont la conductivité thermique, la perméabilité, l'hygroscopicité et le coefficient de diffusion. Une révision générale de ces paramètres sera présentée.

#### **La conductivité thermique**

Selon la loi de Fourier, la conductivité thermique est proportionnelle au flux divisé par le gradient de température (Siau 1995) comme:

$$k_q = \frac{H/tA}{\Delta T/L} = \frac{HL}{tA\Delta T}$$

où :

- $k_q$  : Conductivité thermique (W/m K)
- $H$  : Quantité de chaleur transférée (J)
- $A$  : Section perpendiculaire à la direction de la conductivité (m<sup>2</sup>)
- $L$  : Longueur de la pièce (m)
- $\Delta T$  : Différence de température entre les deux surfaces séparées par  $L$  (°C)
- $t$  : Temps (s)

Dans les panneaux, la conductivité thermique est principalement une fonction de la densité, de la direction du flux de la teneur en humidité et de la température. Des mesures de conductivité thermique ont été effectuées, entre autres, par Shao (1989) en utilisant des ébauches de fibres sans résine, et par von Haas (2000) pour les panneaux MDF, agglomérés, et PLO, aussi pour des ébauches de fibres sans résine. Les deux auteurs ont

couvert une grande gamme de conditions du matériel. Une approche différente a été utilisée par Zombori (2001), qui au lieu de réaliser les mesures de conductivité thermique de l'ébauche directement sur elle, a calculé la conductivité thermique du bois solide, de l'air et de la structure de l'ébauche. Cette équation est décrite comme :

$$k_q = SG(k_{cw} + k_w MC) + k_a \nu$$

où :

$SG$  : Densité du bois (adimensionnelle)

$k_{cw}$  : Conductivité de la paroi cellulaire (0.217 J/m/s/K)

$k_w$  : Conductivité de l'eau (0.4 J/m/s/K)

$k_a$  : Conductivité de l'air (0.024 J/m/s/K)

$MC$  : Teneur en humidité (fractionnelle)

$\nu$  : Porosité du bois (adimensionnelle)

La Figure 1-10 nous montre la relation entre la conductivité thermique, la masse volumique des lamelles de panneaux et la teneur en humidité. Clairement, la conductivité thermique augmente avec la masse volumique et la teneur en humidité.

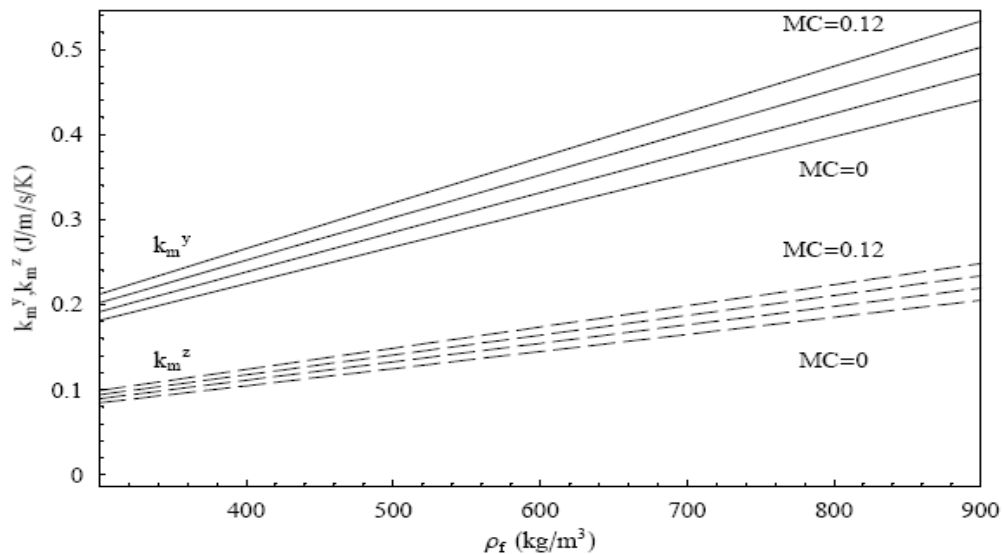


Figure 1-10 L'effet de la masse volumique des lamelles ( $\rho_f$ ) et de la teneur en humidité ( $MC$ , fractionnelle) sur la conductivité thermique ( $k_m$ ) dans le plan transversal ( $z$ ) et le plan parallèle ( $y$ ) de l'ébauche (Adapté de Zombori, 2001).

La détermination de la conductivité thermique a été effectuée plus minutieusement par Godbille (2002). Il a déterminé empiriquement la conductivité thermique aux surfaces et aux couches centrales des panneaux de particules en fonction de la teneur en humidité et de leur masse volumique. Les mesures ont été effectuées grâce à un appareil  $k-\alpha$  tel que l'a fait Couturier *et al.* (1996).

Ses équations finales pour la conductivité à la surface et au centre sont les suivantes :

$$k_{q\text{ surface}} = 0.0024M + 1.18 \times 10^{-4} \rho + 0.0352$$

$$k_{q\text{ centre}} = 0.0018M + 9.15 \times 10^{-5} \rho + 0.0473$$

où :

- $M$  : Teneur en humidité (%)  
 $\rho$  : Masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ )

### La perméabilité

Selon la loi de Darcy, la perméabilité est proportionnelle au flux divisé par le gradient de pression (Siau 1995) comme:

$$K_g = \frac{QL}{A\Delta P} = \frac{VL}{tA\Delta P}$$

où :

- $K_g$  : Perméabilité ( $\text{m}^3/\text{m Pa s}$ )  
 $Q$  : Vitesse du flux ( $\text{m}^3/\text{s}$ )  
 $L$  : Longueur dans la direction du flux (m)  
 $A$  : Section perpendiculaire à la direction de la perméabilité ( $\text{m}^2$ )  
 $\Delta P$  : Différence de pression entre les deux surfaces séparées par  $L$  (°C)  
 $V$  : Volume du flux ( $\text{m}^3$ )  
 $t$  : Temps (s)

La perméabilité de l'ébauche dépend fortement de la masse volumique et de la direction du flux, alors que la teneur en humidité et la température peuvent l'affecter seulement un peu. Contrairement à la conductivité thermique, la détermination directe de la perméabilité sur l'ébauche n'est pas facile. En effet, peu de mesures de perméabilité ont été rapportées dans

la littérature. La série la plus pertinente de données de perméabilité pour les panneaux MDF, de particules, et de PLO a été présentée par von Haas *et al.* (1998) pour le Scots pine (*Pinus sylvestris*). Une partie des résultats de von Haas *et al.* (1998) est présentée dans la Figure 1-11. Ce graphique montre que la perméabilité transversale diminue avec la masse volumique. La perméabilité décrite est une fonction de la masse volumique et la quantité de résine employée. L'équation générale qui décrit la perméabilité est :

$$K = \exp\left(\frac{1}{a + b\rho + c/\ln\rho}\right)$$

où :

$K$  : Perméabilité ( $\text{m}^2$ )

$\rho$  : Masse volumique ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$a, b, c$  : Coefficients obtenus empiriquement selon le plan de l'ébauche

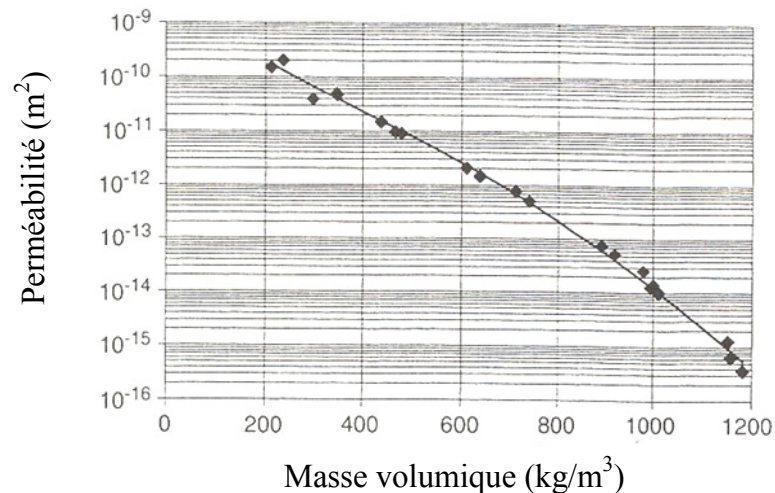


Figure 1-11 Perméabilité transversale des panneaux de particules en fonction de la masse volumique ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) (Adapté de von Haas *et al.*, 1998).

Godbille (2002) a déterminé comme von Haas *et al.* (1998) la perméabilité dans les deux plans de l'ébauche de particules. Plus encore, Godbille (2002) a obtenu des équations pour les couches de la surface et du centre du panneau. Les équations pour la perméabilité transversale à la surface et au centre déterminées par Godbille (2002) sont les suivantes :

$$K_{surface} = 2.932 \times 10^{-10} \exp(-1.071 \times 10^{-2} \rho)$$

$$K_{centre} = 5.135 \times 10^{-10} \exp(-1.281 \times 10^{-2} \rho)$$

Les équations pour la perméabilité parallèle au plan de l'ébauche à la surface et au centre sont décrites comme :

$$K_{surface} = 1.237 \times 10^{-10} \exp(-7.921 \times 10^{-3} \rho)$$

$$K_{centre} = 4.472 \times 10^{-9} \exp(-1.410 \times 10^{-2} \rho)$$

où dans tous les cas :

$K$  : Perméabilité ( $m^2$ )

$\rho$  : Masse volumique ( $kg/m^3$ )

Une méthode spéciale pour une acquisition rapide des données a été introduite par Haselein (1998). Il a densifié les éprouvettes de l'ébauche progressivement durant une seule séquence de mesures, afin que les données de perméabilité puissent être obtenues à mesure que la masse volumique désirée est atteinte sans avoir à fabriquer des panneaux de différentes densités.

Garcia et Cloutier (2005) ont fabriqué des panneaux de masses volumiques différentes et homogènes selon l'épaisseur pour arriver à connaître la relation perméabilité – masse volumique de panneaux MDF d'épinette noire (*Black spruce*) (Figure 1-12). L'équation obtenue est la suivante:

$$\log_{10} K = -6 \times 10^{-6} \rho^2 + 0.0048 \rho - 12.93$$

où :

$K$  : Perméabilité ( $m^3_{gas}/m_{panel}$ )

$\rho$  : Masse volumique ( $kg/m^3$ )

Dans la Figure 1-12, Garcia et Cloutier (2005) constatent comme von Haas *et al.* (1998) la tendance de la perméabilité à diminuer en fonction de la masse volumique des panneaux.

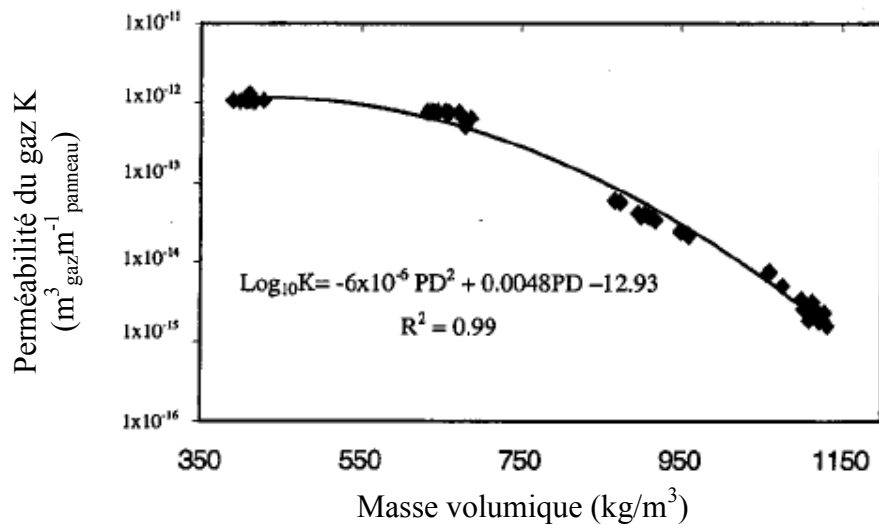


Figure 1-12 Perméabilité transversale des panneaux de MDF en fonction de la masse volumique (kg/m<sup>3</sup>) (Adapté de Garcia et Cloutier, 2005).

Hood (2004) a effectué aussi des mesures de perméabilité sur le bouleau jaune (*Liriodendron tulipifera*) dépendent de l'épaisseur des lamelles de PLO à différents ratios de compaction (densité de l'ébauche/densité anhydre) (Voir Figure 1-13). L'équation finale obtenue pour la perméabilité transversale est :

$$\ln K = -16.896 - 0.896C - 1.23C^3 + 204.457t^2$$

L'équation pour décrire la perméabilité parallèle au plan de l'ébauche est :

$$K = -0.00002725t + 0.0000 \left( \frac{t}{C} \times \sqrt[3]{C} \right)$$

où pour tous les deux cas:

$K$  : Perméabilité superficielle (m<sup>3</sup>/m Pa s)

$C$  : Ratio de compaction (densité de l'ébauche/densité anhydre)

$t$  : Épaisseur de la lamelle (cm)



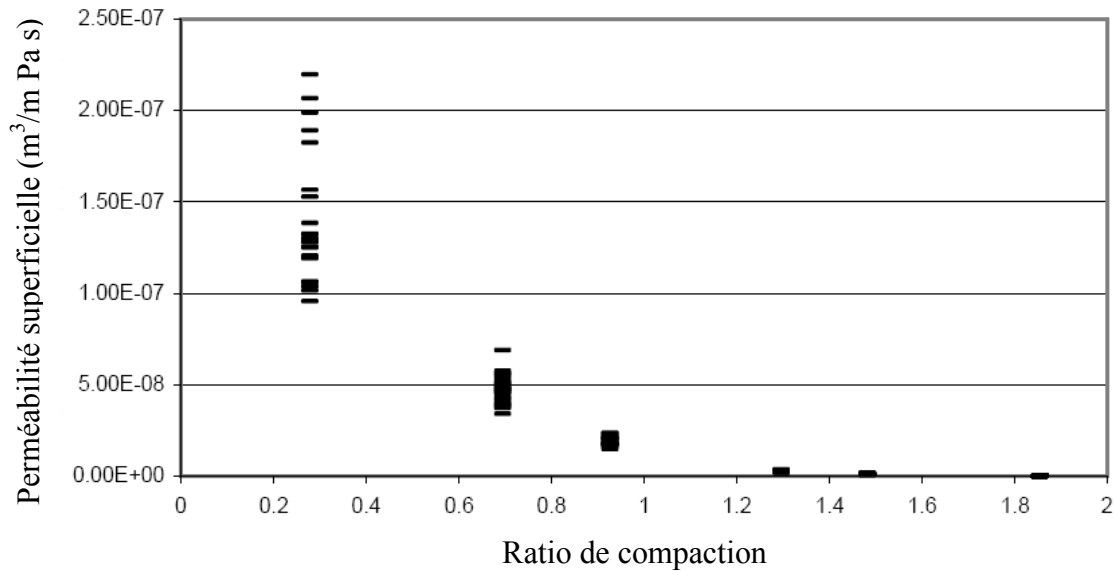


Figure 1-13 Perméabilité superficielle versus ratio de compaction pour les panneaux PLO formés de lamelles de 0.076 cm d'épaisseur (Adapté de Hood, 2004).

### L'hygroscopicité

L'hygroscopicité est une mesure de l'affinité du bois pour l'eau. Elle est indépendante de la structure de l'ébauche mais elle dépende de l'humidité relative et de la température dans les espaces vides. Très peu d'information est disponible aux hautes températures et on trouve des désaccords entre ces données, spécialement aux hautes humidités relatives. On trouve des modèles théoriques et des données présentées depuis longtemps.

Le modèle le plus fréquemment utilisé est celui de Hailwood et Horrobin (1946) pour deux hydrates, c'est-à-dire, deux couches de molécules dans un site de sorption. Cependant, pour des températures au dessus de 150 °C, ce modèle donne des valeurs erronées qui dévient considérablement les résultats expérimentaux à tous les niveaux d'humidité relative. Un autre groupe de données plus fréquemment utilisé est celui présenté par Kauman (1956) pour des températures au dessus de 180 °C et des humidités relatives plus élevées. Ce sont des extrapolations des données faites à pression atmosphérique.

Parmi les données d'hygroscopicité à hautes températures et humidités relatives disponibles aujourd'hui, on trouve celles de Wood Handbook (FPL 1999) pour des températures jusqu'à 130 °C et celles mesurées par Kubojima *et al.* (2003) jusqu'à 160 °C.

## Diffusion du gaz (Adaptation de Thoemen, 2000)

### *Description générale*

Alors que la convection est définie comme le mouvement d'ensemble d'un gaz ou d'un liquide sous l'effet des gradients de pression, la diffusion est définie comme le mouvement des molécules dans la masse d'une substance.

Selon la première loi de Fick, un flux de diffusion est proportionnel à la concentration d'un gradient  $dc/dl$  dans la direction du flux (Siau 1995) :

$$j^d = D \frac{\Delta C}{L} = \frac{w}{tA}$$

où :

$D$  : Coefficient de diffusion ( $m^2/s$ )

$\frac{w}{t}$  : Vitesse de transport du fluide ( $kg/s$ )

$A$  : Section perpendiculaire à la direction du flux ( $m^2$ )

$L$  : Longueur dans la direction du flux (m)

$\Delta C$  : Différence de concentration ( $kg/m^3$ )

Le gradient de concentration peut être exprimé en fonction de la pression partielle, du nombre de moles par unité de volume, ou de la teneur en humidité.

Le facteur d'obstruction utilisé pour un milieu poreux,  $k_d$ , présenté par Krisher (1963) peut être obtenu en divisant le coefficient de diffusion de l'air par le coefficient de diffusion mesuré du matériau. Cette mesure de la résistance du matériau donne finalement un flux de diffusion. Quelques auteurs présentent les valeurs de ce facteur d'obstruction au lieu de la valeur du coefficient de diffusion.

Le phénomène de diffusion du gaz à l'intérieur des espaces vides et les parois cellulaires de l'ébauche peut être important au cours du passage à chaud ainsi que le développement des gradients de la pression partielle de l'air et de la vapeur d'eau. Ce phénomène est important de façon temporaire entre la couche externe et la couche au centre de l'ébauche. De plus, la

diffusion du gaz devient un mécanisme important durant le conditionnement des panneaux après le procédé de pressage, c'est à dire, après que le flux convectif du gaz cesse.

### *Mesures de diffusion*

Les coefficients de diffusion dans le bois solide ont été largement étudiés jusqu'à maintenant. Par contre, il n'y a pas beaucoup d'information sur les coefficients de diffusion sur les composites à base du bois spécifiquement pour les panneaux de particules, PLO et MDF. Les études peuvent être divisées en deux groupes selon que la méthode employée pour mesurer le coefficient est stationnaire et instationnaire.

#### Méthodes stationnaires

Les méthodes stationnaires utilisent des différentiels de l'humidité relative imposée sur les deux surfaces externes du matériau. Le flux à travers l'échantillon est déterminé par des pesées répétitives (méthode gravimétrique). Une fois que les conditions d'équilibre sont atteintes le coefficient de diffusion est calculé.

Dans les méthodes instationnaires le poids de l'échantillon change en fonction de ses propres caractéristiques physiques pour atteindre l'état d'équilibre.

Les deux méthodes sont effectuées dans des milieux isobares.

Des mesures du coefficient de diffusion dans des panneaux de particules en utilisant la méthode stationnaire ont été effectuées par Horn (1969). Il a testé les valeurs d'humidité relative de 60 % et 1.6 % respectivement pour les deux surfaces de l'échantillon. Les expérimentations ont été réalisées à 40 °C afin de réduire la teneur en humidité de l'eau libre et de l'eau liée. Il a obtenu une relation linéaire entre la masse volumique et le coefficient de diffusion. Les moyennes des facteurs d'obstruction pour la résine urée – formaldéhyde étaient de 17.5 et 51.8 pour les masses volumiques de 500 et 800 kg/m<sup>3</sup>, respectivement.

Des valeurs plus élevées furent trouvées pour le liant phénol formaldéhyde. La teneur en liant a eu un petit impact sur le facteur d'obstruction. Contrairement aux données apportées

pour le bois solide, il a trouvé une légère augmentation de ce coefficient avec l'augmentation de la teneur en humidité.

Cammerer (1970) a étudié la diffusion de la vapeur d'eau perpendiculairement au plan du panneau pour quatre types différents de panneaux de particules de masse volumique allant de  $250 \text{ kg/m}^3$  à  $650 \text{ kg/m}^3$ . La méthode stationnaire a été utilisée en appliquant un différentiel de pression de vapeur correspondant à 35 % et 86 % d'humidité relative. Les résultats furent corrigés pour les flux aux surfaces externes. Il a observé une relation entre la masse volumique et la vitesse de la diffusion. Les facteurs d'obstruction furent de 5 à 10 pour des masses volumiques d'environ  $250 \text{ kg/m}^3$  et de 40 à 100 pour des masses volumiques entre  $600$  et  $700 \text{ kg/m}^3$ .

Boehme (1994) a présenté des valeurs des facteurs d'obstruction parallèles mesurés sur des échantillons des panneaux de particules de 5 mm et 38 mm. Ces échantillons furent divisés en couches externes et internes afin de déterminer les facteurs de façon perpendiculaires. Malheureusement, les valeurs des masses volumiques des couches ainsi que des densités des panneaux employés ne sont pas connues.

#### Méthode instationnaire

Lehman (1972) a mesuré des coefficients de diffusion pour les panneaux de particules, des panneaux de fibres densifiés et des panneaux isolants, perpendiculairement et parallèlement au plan du panneau en utilisant les méthodes stationnaire et instationnaire.

La vitesse de diffusion est contrôlée par les facteurs qui influencent la taille et la quantité des espaces vides entre les particules. On trouve que les facteurs, tels que la masse volumique, l'orientation des particules et la géométrie des particules ont une plus forte incidence que les lumens, les parois cellulaires et les ponctuations dans le bois solide. Les coefficients de diffusion mesurés avec la méthode instationnaire étaient deux à huit fois plus grands que ceux mesurés par la méthode stationnaire. Pour tous les types de panneaux, la vitesse de diffusion parallèle était significativement plus élevée que la vitesse de diffusion selon la section transversale.

Koponen (1984) a employé la méthode instationnaire pour déterminer les coefficients de diffusion des panneaux MDF et de particules en les trempant dans l'eau. Les résultats montrent que les panneaux MDF ont un coefficient de diffusion plus petit que celui des panneaux de particules, et ce coefficient est dépendant de la densité des échantillons.

Cai et Wang (1994) ont déterminé le coefficient de diffusion dans des panneaux de particules en employant les deux méthodes. Des humidités relatives de 50 % et 100 % furent appliquées pour la méthode stationnaire. Contrairement aux résultats de Lehman (1972), les coefficients de diffusion calculés avec la méthode instationnaire sont trois fois plus petits que ceux mesurés avec la méthode stationnaire. Les vitesses de diffusion parallèle au plan du panneau étaient 3-5 (instationnaire) et 10-20 (stationnaire) fois plus grandes que la vitesse de diffusion perpendiculaire au panneau.

Les résultats obtenus par Lehman (1972) et Cai et Wang (1994) sont basés sur le gradient de concentration de l'eau liée. Siau (1984) donne une équation permettant de transformer ces coefficients par des coefficients basés sur le gradient de concentration de l'air. Ce calcul donne des résultats exacts dans un intervalle très petit de teneur en humidité et en prenant compte une relation non linéaire entre la teneur en humidité et l'humidité relative. Cette transformation peut toutefois ne pas s'appliquer et en même temps rendre complexe une comparaison entre les coefficients de la diffusion du gaz et les facteurs de résistance de diffusion (obstruction).

La plupart des études sur le transfert d'humidité dans des conditions isobares ont été effectuées dans des panneaux de particules. Les seules valeurs de vitesse de diffusion trouvées dans la littérature sont celles effectuées par Koponen (1984) en utilisant la méthode instationnaire.

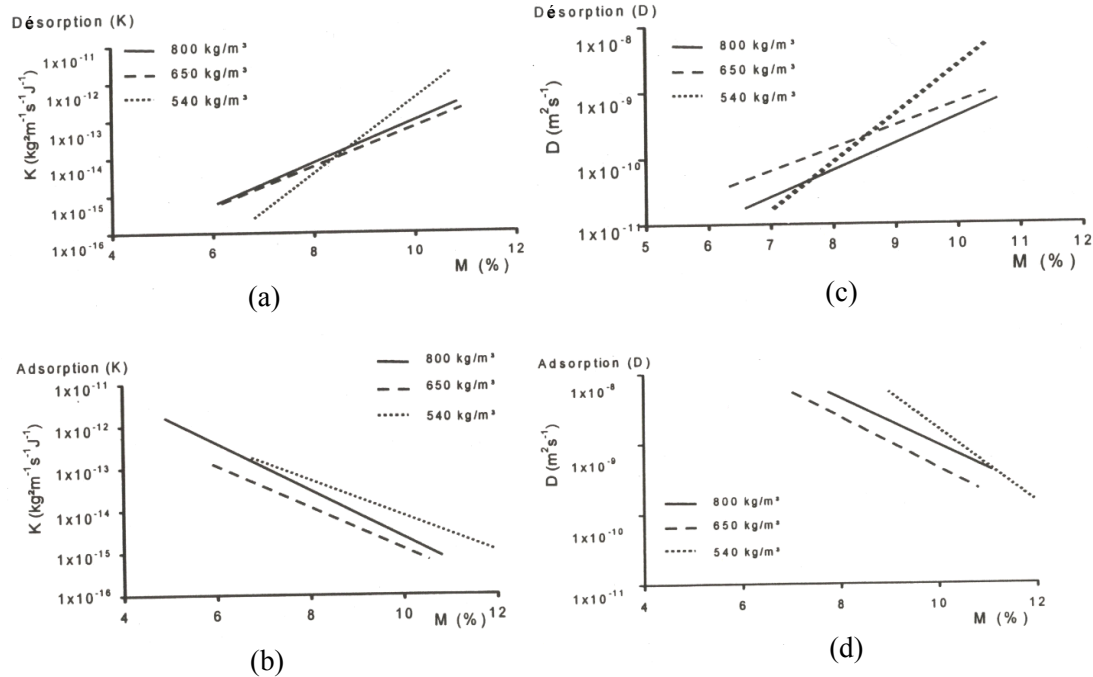


Figure 1-14 L'effet de la masse volumique sur les coefficients de diffusion  $D$  ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) en adsorption et désorption pour les panneaux MDF à 20 °C (Adaptation de Ganev *et al.*, 2005).

Ganev *et al.* (2005) a également utilisée une méthode instationnaire. Des panneaux MDF de trois masses volumiques différentes ont été fabriqués avec chacun un profil presque homogène entre la surface et le centre du panneau. Les échantillons furent conditionnés à différentes humidités relatives (0 %, 50 %, 65 %, 80 % et 100 % en adsorption), à pression atmosphérique et à une valeur de température de 20 °C. Afin de déterminer la relation entre la teneur en humidité et la distance  $x$  à travers l'épaisseur, des mesures ont été effectuées à différents périodes de temps en coupant les échantillons en couches de 1 mm. Postérieurement, en utilisant la méthode gravimétrique, on obtient des valeurs du profil d'humidité. Finalement, en employant l'équation de Fick on arrive à déterminer les valeurs du coefficient de diffusion. Il a établi ainsi des relations entre la masse volumique des panneaux MDF et la teneur en humidité comme on peut apprécier dans la Figure 1-14.

*Commentaires sur les mesures de diffusion*

Méthodes stationnaires et instationnaires

À partir des articles de Lehmann (1972) et Cai et Wang (1994) on peut conclure que selon les méthodes les résultats varient considérablement. Le coefficient de diffusion est un coefficient de transport, en conséquence ses valeurs devraient être indépendantes de la méthode employée. La question que l'on devrait se poser est de savoir quelle est la meilleure méthode pour déterminer le coefficient de diffusion dans le bois et dans les composites à base de bois ?

Le flux instationnaire se manifeste quand le flux et le gradient sont variables dans l'espace et le temps.

Pour des situations simples il existe des techniques mathématiques disponibles afin de traiter le flux en conditions instationnaires (Crank 1975). Dans le bois et les composites à base de bois, déterminer un flux instationnaire est compliqué à cause des processus d'adsorption et de désorption manifestés durant les expériences. Il faut tenir compte aussi de l'influence des facteurs tels que le temps, l'espace, les propriétés du bois et sa structure.

De toute façon, les méthodes stationnaires paraissent donner des résultats plus proches de valeurs de coefficients de diffusion que les méthodes instationnaires (Thoemen, 2000).

Avramidis et Siau (1987) suggèrent que pour le bois solide la résistance de la surface du bois peut être significative à cause de la résistance au transfert d'humidité à l'intérieur et même pour le flux sortant d'humidité de l'échantillon. La résistance de la surface est causée par la résistance du film d'air présent dans le bois. On peut s'attendre à ce que cet effet soit moins prononcé dans les méthodes stationnaires car les surfaces externes sont plus proches des conditions d'équilibre. Comme les coefficients pour décrire la résistance des surfaces sont généralement inconnus, ceux-ci apportent plus d'inexactitude aux méthodes instationnaires.

### Mouvement de l'eau capillaire

La diffusion de la vapeur d'eau dans un milieu poreux est accompagnée du mouvement de l'eau capillaire produit par la tension superficielle de l'eau condensée dans les pores les plus fins.

Krisher (1963) a donné une très bonne explication de ce phénomène. Le mouvement de l'eau capillaire explique la teneur en humidité observée et dépend de l'eau transférée à travers les matériaux hygroscopiques. Cammerer (1956, citée par Niemz 1993) a rapporté une augmentation de vingt unités du coefficient de résistance de diffusion du bois d'épinette quand la teneur en humidité diminue de 20 à 4 %. Cette dépendance n'a pas encore été démontrée pour les composites à base de bois. Horn (1969) a rapporté la tendance inverse pour les panneaux de particules pour des teneurs d'humidité entre 4 et 8 %. Apparemment, les résultats trouvés pour le bois solide ne sont pas directement applicables aux composites en bois. Finalement, pour conclure, la relation positive entre la vitesse de transfert et la teneur en humidité pour les méthodes instationnaires, comme elle a été décrite par Cai et Wang (1994) n'est pas du tout convaincante à cause des conclusions opposées de chaque auteur. Pour cela, une recherche approfondie devra être faite pour les deux méthodes afin d'arriver à mieux comprendre le comportement du coefficient de diffusion. Différents mécanismes peuvent contribuer au déplacement de l'eau dans la paroi cellulaire. Les méthodes utilisées normalement pour déterminer le coefficient de diffusion ne permettent pas de séparer ces mécanismes. Peut être que ces méthodes transforment les vraies valeurs du coefficient de diffusion du gaz. Pour arriver à une meilleure compréhension du transport de l'eau et de la vapeur d'eau dans les composites à base de bois il est souhaitable d'obtenir des coefficients individuels pour la diffusion du gaz, l'eau liée et les autres mécanismes. Jusqu'à maintenant aucun chercheur n'a effectué les calculs de façon séparée.

Un panneau MDF peut être modélisé comme un système composé d'un certain nombre de couches minces dont chaque couche présente des propriétés différentes dues aux facteurs tels que la pression hydraulique et les hautes températures ( $> 132$  °C) appliquées durant la compression de l'ébauche. Malheureusement, on trouve un manque notable de paramètres sur l'hygroscopicité et les coefficients de diffusion dans les échelles de températures



élevées qui sont des éléments clés de la modélisation de cette étape. Pour cela, on approfondira dans le Chapitre 3 cet aspect, l'hygroscopicité, afin de déterminer la teneur en humidité et réussir de cette façon à comparer nos résultats numériques.

Profil de densité

Cammerer (1970) a trouvé une dépendance de la vitesse de diffusion par rapport à la masse volumique du panneau de particules. Les panneaux à base du bois montrent généralement une masse volumique variable à travers l'épaisseur du panneau. Quand des mesures ont été faites dans des échantillons de ces panneaux, les coefficients de diffusion obtenus représentaient les moyennes de l'intervalle de toutes les masses volumiques dans la pièce. Boehme (1994) est le seul à avoir essayé la diffusion dans les panneaux de particules en séparant les couches de haute masse volumique de la surface et de basse masse volumique du centre du panneau. Il a conclu sur la dépendance de la masse volumique par rapport à la vitesse de diffusion mais par contre il ne rapporte aucune valeur.

#### **1.4. Approches numériques (Adaptation de Thoemen 2003)**

On a assisté à une croissance durant les deux dernières décennies des techniques de simulation par ordinateur pratiquement dans tous les domaines de l'ingénierie. Comme on verra plus tard, l'augmentation du nombre de groupes de recherche sur la modélisation du pressage à chaud des panneaux ne font pas exception. Cependant, beaucoup de changements et de défis vont s'imposer comme par exemple la diminution du temps d'exécution, mais plus important encore, la qualité des prédictions des modèles. On devra approfondir les différentes techniques de résolution numérique et de la même façon la détermination des paramètres (par exemple la perméabilité, l'hygroscopicité, la conductivité thermique et le coefficient de diffusion) qui donnent les propriétés propres de chaque matériau (PLO, MDF, particules, etc.). Même si quelques répétitions sont fructueuses, les redondances devraient être réduites pour améliorer l'efficacité de la recherche dans le procédé du pressage des panneaux à haute température.

Il est important de faire mention de la large variété des méthodes utilisées par les différents groupes de recherche dans la simulation de procédé du pressage des panneaux. Hubert et Dai (1999) ont employé la méthode des éléments finis, Thoemen et Humphrey (2000) décrivent une approche algébrique en utilisant le langage C, Zombori (2001) et Carvalho et Costa (1998) ont employé la méthode des différences finies, et García (2002) la méthode des volumes finis dans le langage de programmation APL écrite aussi dans le langage C. Toutes ces approches sont appropriées pour résoudre l'ensemble des équations qui décrivent le cycle du pressage.

#### **1.4.1. La disponibilité globale des logiciels du pressage des panneaux au milieu industriel**

Au niveau commercial, les logiciels qui peuvent se trouver disponibles pour la modélisation de différents processus sont principalement : FEM, Mat Lab, Fluent, SAP 2000 et Abaqus.

Une caractéristique des modèles développés pour le pressage à chaud qu'on peut mentionner est la disponibilité à l'utilisateur. Malheureusement, les modèles qui ont été développés ne sont pas tous disponibles à l'industrie.

Le logiciel de simulation MatPress (Hubert et Dai 1999) de Forintek Canada est seulement accessible par les membres de Forintek. Le logiciel de simulation WBC Simulator (Virginia Tech, Blacksbourg, Virignia) employé par Zombori (2001) ne peut pas être acheté mais par contre selon le cas, il est possible d'obtenir son accès par Internet. Le logiciel Virtual Hot Press VHP peut être acheté à l'Université d'Hamburg et installé sur un ordinateur personnel standard. Ce logiciel utilise le modèle développé par Thoemen et Humphrey (2000) comme module central. Il est capable de simuler soit le pressage en lot et en continu pour la plupart des panneaux. Le logiciel CASTEM 2000 (Bordeaux, France) utilisé par Ben Ismail Anis (2003) est utilisé à des fins de recherche au laboratoire de rhéologie du bois de Bordeaux (LRBB) et il peut s'implanter selon les ententes dans un milieu industriel.

Les avantages d'utiliser le logiciel MEF++ sont principalement qu'il est un code source disponible pour la recherche universitaire et industrielle, il présente une grande flexibilité dans l'utilisation, il a des nombreuses classes disponibles déjà développées et enfin on dispose d'un groupe de support disponible pour résoudre les éventuels problèmes.

### 1.4.2. La simulation pour les différents types de presse

La presse plus fréquemment simulée est la presse en lot à une ou multiple ouverture (Figure 1-15). Un modèle pour simuler le procédé à l'intérieur d'une presse avec injection de vapeur a été présenté par Hata *et al.* (1990). Les modèles de simulation ont été prolongés afin d'inclure le réchauffement avant le pressage (Pereira *et al.* 2001).

La technologie du pressage en continu a gagné de l'importance ces deux dernières décennies car le nombre de presses de ce type continue à augmenter (Figures 1-16 et 1-17). Pour cette raison, Thoemen et Humphrey (2000) ont présenté un modèle qui peut être utilisé pour les deux types de presse. On trouve d'importantes différences entre eux comme par exemple l'évolution du flux de gaz à l'entrée de la presse et à la sortie et l'effet des conditions aux limites qui varient selon la longueur de la presse.

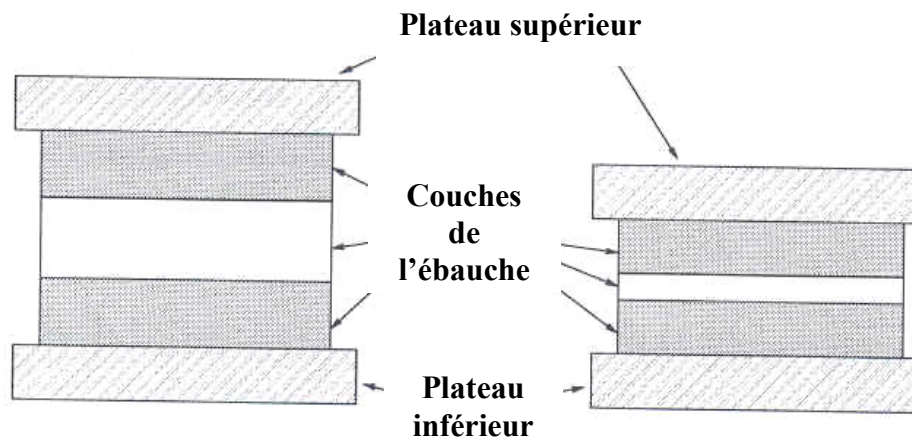


Figure 1-15 Pressage à chaud des panneaux dans une presse lot pour un panneau de trois couches.

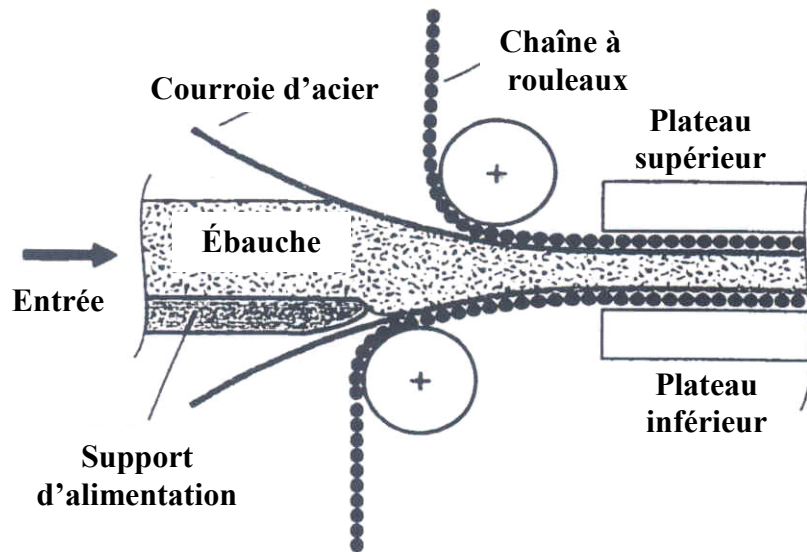


Figure 1-16 Entrée de l'ébauche des fibres de bois MDF à la presse en continu (Adaptation de Thoemen 2000).

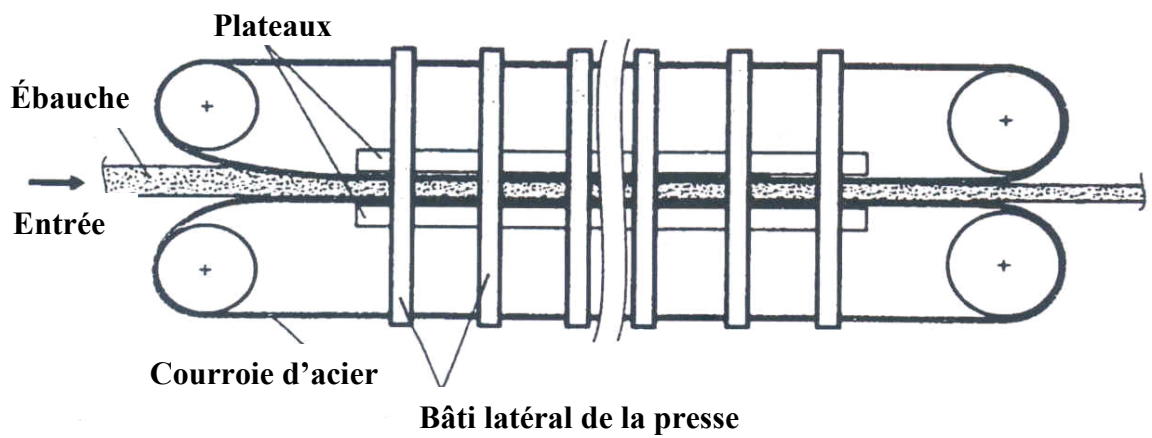


Figure 1-17 Vue latérale de la presse en continu (Adaptation de Thoemen 2000).

## 1.5. Approche retenue et objectifs de la thèse

### 1.5.1. Approche retenue

Le temps du pressage est une période relativement courte variant entre deux et quatre minutes en fonction de l'épaisseur désirée. Cependant, les propriétés physiques et mécaniques finales du panneau sont déterminées et contrôlées durant cette courte période.

Les propriétés physiques (transfert de masse et de chaleur) et rhéologiques de chaque couche changent suite à la compression ou à la déformation qui se produit lors du pressage.

Cette compressibilité ou déformation est associée au comportement contrainte – déformation de l'ébauche (comportement rhéologique).

Dans la littérature présentée dans la Section 1.3, on trouve que les différentes approches pour le modèle de transfert de masse et de chaleur sont relativement similaires. Par contre, on sait que les approches pour le comportement rhéologique et d'adhésion sont un peu plus variées.

1. Les commentaires sur les modèles nous amène au modèle utilisé par García P. (2002). Ce modèle est bien formulé en ce qui concerne le transfert de masse et de chaleur et il semble ne pas y avoir de complexité pour l'adapter à un modèle par la méthode des éléments finis.
2. Toutefois, comme on a déjà noté l'équation de la vapeur ne prend pas en compte le terme de diffusion qui pourra améliorer le transfert de masse et de chaleur lors du pressage à chaud. En plus, la résolution du système final d'équations ne présente pas de conditions aux limites convectives et les paramètres physiques tels que la conductivité thermique et la perméabilité ne sont pas dépendants des variables telles que la teneur en humidité et la masse volumique de l'ébauche.

On pourra y ajouter éventuellement plus tard la partie rhéologique du procédé car l'évolution des contraintes et des déformations lors du pressage n'ont pas été prises en considération. En effet, on peut adapter ce modèle au pressage à chaud des panneaux MDF d'épinette noire (*Picea mariana* (Mill.) BPS) et de sapin baumier (*Abies balsamea* (L.) Mill.) en utilisant la méthode des éléments finis. Ainsi, on obtiendra une meilleure compréhension du procédé de pressage à chaud et la caractérisation des variables lesquelles

permettent d'optimiser cette opération. On va proposer ainsi un nouveau modèle hygrothermique en se basant sur la modélisation par éléments finis.

### **1.5.2. Objectifs spécifiques**

- Déterminer le modèle mathématique pour décrire le transfert de chaleur et de masse dans l'ébauche durant le pressage à chaud.
- Déterminer l'équation de la teneur en humidité d'équilibre pour les hautes températures ( $>132$  °C).
- Résolution du modèle de transfert de masse et de chaleur pour les panneaux MDF par la méthode des éléments finis en utilisant le logiciel MEF++.
- Valider le modèle de transfert de masse et de chaleur avec les résultats expérimentaux de laboratoire et de l'industrie.

# Chapitre 2 Matériel et méthodologie

## 2.1. Matériel

Pour comparer les résultats du modèle numérique aux données de laboratoire, des panneaux de MDF (Medium Density Fiberboard) homogènes, ont été fabriqués à partir de fibres d'épinette noire (*Picea mariana* (Mill.) BPS) (90 %) et de sapin baumier (*Abies balsamea* (L.) Mill.) (10 %). Les fibres du bois ont été obtenues de la compagnie Uniboard, division Panneaux MDF, emplacement La Baie au Québec. Le liant utilisé a été l'urée formaldéhyde (UF) à un teneur de 14 % et 65 % de solides. Les additifs employés ont été une solution de catalyseur chlorure de ammonium ( $\text{NH}_4\text{Cl}$ ) et de la cire à une teneur de 1 %.

La température de la presse a été considérée constante à 185 °C et la densité finale du panneau a été de 711 kg/m<sup>3</sup>. La teneur en humidité initiale de l'ébauche était de 9.3 %. L'épaisseur finale de l'ébauche était de 11 mm et les panneaux ont été fabriqués dans une presse en lot de 600 x 600 mm<sup>2</sup> où la taille effective des panneaux a été de 460 x 560 mm<sup>2</sup>.

Il est important de mentionner que la caractérisation des paramètres pour décrire le transfert de masse et de chaleur de l'ébauche comme la perméabilité du gaz a été aussi faite au laboratoire de pressage du Département des sciences du bois et de la forêt.

## 2.2. Méthodologie

Le pressage à chaud des panneaux MDF a été effectué dans une presse de laboratoire type lot. La température a été mesurée en utilisant des thermocouples type K positionnés à la surface et au centre de l'ébauche. La pression du gaz a été mesurée au centre de l'ébauche en utilisant une sonde PressMAN (Figure 2-1).

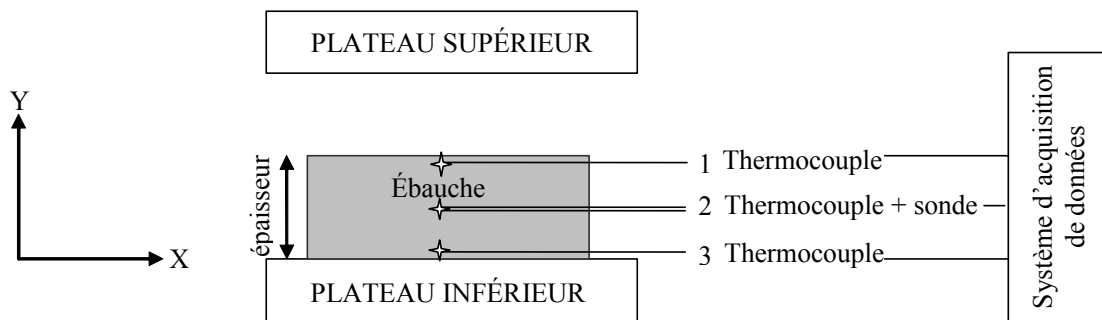


Figure 2-1 Schéma 2-D des mesures des données dans la presse au laboratoire de pressage du département de sciences du bois et de la forêt, Université Laval.

Le temps de fermeture s'est situé entre 80 et 90 s avec une pression maximale d'environ 7 MPa afin d'atteindre l'épaisseur finale (11 mm). La pression a été réduite à 5.5 MPa et maintenue constante durant 177 s. Finalement, la pression a été réduite à zéro et la presse a été ouverte dans environ 60 s. Le déplacement du plateau mobile de la presse (Plateau Supérieur, Figure 2-1) et la pression appliquée ont été mesurés au cours du pressage à l'aide d'un système d'acquisition de données. La température a été mesurée à l'aide de thermocouples (Positions 1, 2 et 3). Ces données ont permis de connaître la pression du gaz et le profil de température développés durant le pressage de l'ébauche pour ainsi les comparer aux résultats du modèle numérique.

Pour le cas du pressage en continu, les données ont été obtenues de la compagnie Uniboard Canada Inc. division Panneaux MDF La Baie, ville de La Baie, Québec. Les dimensions de la presse en continu sont 3 m de largeur (x) et 37 m de longueur (z). Les mesures de la température et de la pression gazeuse ont été faites à l'aide de thermocouples et d'une sonde PressMAN comme dans le cas précédent mais cette fois ci seulement au centre de l'ébauche et non à la surface. Ces deux instruments ont été insérés à  $x=40$  cm. L'épaisseur finale de l'ébauche considérée est de 27.6 mm. La température des plateaux de la presse et la pression hydraulique appliqués varient selon la longueur de la presse (Voir Figure 5-3).



## **Chapitre 3 Evaluation of wood sorption models for high temperatures**

### **Résumé**

Sept modèles de sorption disponibles dans la littérature ont été paramétrés afin de prédire la teneur en humidité d'équilibre pour des températures jusqu'à 220 °C. Le critère utilisé pour évaluer les modèles est la somme des carrés sans correction des différences entre la teneur en humidité d'équilibre prédite et les valeurs expérimentales publiées dans la littérature entre 0 °C et 160 °C. Les résultats montrent que le modèle de Malmquist donne la meilleure correspondance aux données expérimentales pour les humidités relatives considérées (40 %, 52 %, 65 % et 85 %). Néanmoins, le modèle de García donne de très bons résultats pour les températures entre 110 °C et 155 °C à une humidité relative de 85%. En conséquence, le choix du modèle de sorption dépend des conditions hygrothermiques considérées par l'utilisateur.

*Mots clés:* isotherme de sorption, pression de vapeur relative, teneur en humidité d'équilibre, modélisation mathématique

## **Abstract**

Seven wood sorption models available in the literature were parameterized for prediction of equilibrium moisture content for temperatures up to 220 °C. The criterion used to evaluate the models is the uncorrected sum of squares of differences between the predicted equilibrium moisture content and experimental values published in the literature for temperatures between 0 °C and 160 °C. The results show that the Malmquist model gave the best overall fit to experimental data for the relative humidities considered (40 %, 52 %, 65 %, 75 % and 85 %). However, the García model performs better for temperatures between 110 °C and 155 °C at a relative humidity of 85 %. Therefore, the choice of the sorption model depends on the specific hygrothermal conditions required by the user.

*Key words:* sorption isotherm, relative vapor pressure, equilibrium moisture content, mathematical modeling

### **3.1. Introduction**

Modeling of heat and mass transfer in wood and wood-based composites requires the knowledge of material properties such as thermal conductivity, permeability, and sorption isotherms. Experimental data and model predictions of the equilibrium moisture content (EMC) as a function of temperature and relative humidity have been published in the literature for temperatures below 100 °C (Simpson 1973, 1980, 1981). However, few data and sorption models are available for temperatures above 100 °C (Wood Handbook FPL 1999, Kubojima *et al.* 2003). Nevertheless, a reliable sorption model is required for the development of models of heat and mass transfer in wood and wood composites.

#### **3.1.1. Available sorption data and models at high temperature**

Sorption models have been evaluated rigorously by Simpson (1973) for temperatures between 0 and 100 °C. Unfortunately, these models cannot be applied directly to processes such as the hot pressing of wood-based composite panels (García 2002, Humphrey 1989) and high temperature wood drying, because temperatures higher than 100 °C are reached in these processes. A modification of Bradley's model to determine relative vapor pressure as a function of wood moisture content and temperature has been extensively used for wood drying at temperatures below 100 °C (Tremblay 1999, Defo 1999, Turner 1996). Representative conditions for high-temperature wood drying include temperatures up to 130 °C and vapor pressure up to 250 kPa (Perré, 1996). For the hot-pressing of wood-based panels, temperatures vary typically from 150 to 220 °C and vapor pressure can reach values up to 150 kPa depending on the type of panel. Unfortunately, there are no studies which indicate a sorption model appropriate for temperature and vapor pressure conditions encountered in these processes (Dai *et al.*, 2004). Therefore, there is a major interest in understanding and determining the most appropriate model describing the relationship between EMC, relative humidity and temperature, especially for the numerical modeling of processes occurring at high temperature as recognized by Thoemen (2003) and García (2002). On the other hand, Kauman (1956), Kollmann (1961), Strickler (1968), Engelhardt (1979), Lenth and Kamke (2001) and Kubojima *et al.* (2003) emphasized the technical problems associated with the determination of EMC at temperatures over 100 °C. For instance, one major difficulty is the construction of an airtight chamber into which

temperature and relative humidity can be controlled accurately. This probably explains why EMC data and sorption isotherm models at temperatures over 100 °C are relatively scarce.

Some experimental results describing wood sorption isotherms obtained at high temperatures have been reported by Kauman (1956) up to 156 °C, Strickler (1968) and Engelhardt (1979) up to 170 °C and the Wood Handbook (FPL 1999) up to 132 °C. More recently, Lenth and Kamke (2001) and Kubojima *et al.* (2003) presented sorption isotherms at temperatures up to 160 °C. These experimental results can be used as a basis for the re-parameterization of models available in the literature and for validation of the modified models. For this study, we used the data presented in the Wood Handbook (FPL 1999) and from Kubojima *et al.* (2003). The latter determined wood EMCs for temperatures between 107 and 160°C and for relative humidity between 75 and 99 %.

### **3.1.2. Sorption theories for hygroscopic materials**

A detailed description of several sorption theories was provided by Simpson (1973, 1980), Simpson and Rosen (1981), and Skaar (1988). These theories are intended to provide an explanation of water sorption in hygroscopic materials such as wood. The general shape of a sorption isotherm is shown in Figure 3-1. Generally, sorption isotherms present three zones according to the particular mode of water fixation in wood. Hearle and Peters (1960) and Skaar (1988) have reviewed sorption theories from the molecular standpoint. Water is believed to be hydrogen bonded to the hydroxyl groups of the cellulosic and hemicellulosic portions of wood. Not all hydroxyl groups are accessible to water molecules because cellulose molecules form crystalline regions where the hydroxyl groups of adjacent molecules hold them in parallel arrangement (Simpson 1980). Zone 1 of the sorption isotherm shown in Figure 3-1 is the result of Van der Waals forces on water molecules. The adsorption of water molecules continues progressively until the constitution of a monolayer which covers the external surface of the cell wall. At this moment, water exists as a rigid state due to the chemical bonds. The next zone (Zone 2) is produced when this first layer is saturated. It is characterized by the adsorption of water molecules on the first layer resulting in the creation of more layers. The isotherm in this zone can be represented graphically as growing linearly such as it is represented in Figure 3-1. In Zone 3, it is possible to find

water in the liquid state in the wood capillaries. If we suppose that in the interface from Zone 2 to Zone 3 the adsorbed water covers the cell walls homogeneously, the layer thickness is enough to form liquid water in the pores by capillary condensation. Thus, micro capillary water forms a continuous phase.

The process of water adsorption by wood is exothermic. The energies associated to this thermodynamic process such as heat of adsorption, vaporization of water, and heat of condensation have already been discussed by Hearle and Peters (1960), Skaar (1988) and Stamm (1964). The physical nature of sorption parameters in models are derived from the number of layers of molecules on a sorption site ( $n$ ), number of sorption sites, thickness of adsorbed water, layers surfaces, and energies ( $C$ ) involved during the sorption process. More details on the development of sorption models can be found in Skaar (1988), Simpson (1980), Siau (1995) and Jannot (2003). These models define the relationship between EMC, temperature and relative humidity. However, they can be expressed differently. A first group of mathematical expressions gives EMC as a function of temperature and relative humidity and a second group gives relative humidity as a function of EMC and temperature. We focus on the first group in the current work.

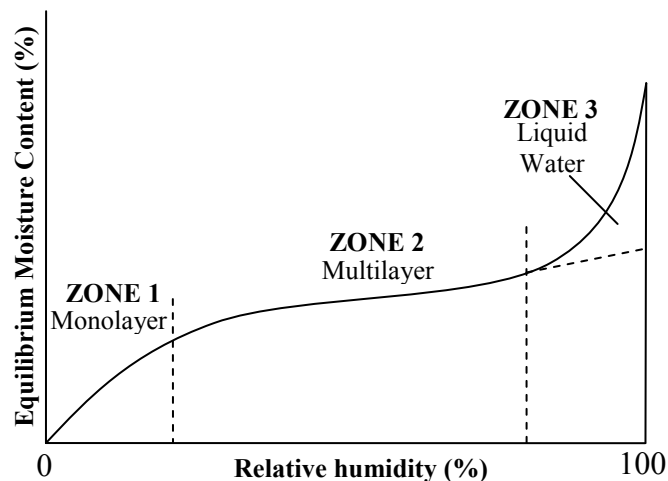


Figure 3-1 General shape of sorption isotherms (Adapted from Jannot, 2003).

Values of the parameters used in the mathematical expressions of the sorption models for temperatures between 0 and 100 °C were presented by Brunauer, Emmett, and Teller (BET) (1938), Hailwood and Horrobin (1946), Malmquist (1959) and King (1960). The Day and Nelson (1965) model has been tested at temperatures between 0 and 71 °C by Avramidis (1989), and between 10 and 30 °C by Ball *et al.* (2001) respectively. On the other hand, a model modified by García (2002) has been used for temperatures between 0 and 200 °C.

The advantage of the models described above is mainly their easy mathematical manipulation and they adequately represent experimental data in the hygroscopic range. According to Siau (1995) experimental data can also be related to mathematical expressions not mentioned above. For example, water potential could be associated to a logarithmic function to predict EMC in the complete range of moisture contents including the capillary sorption occurring above fiber saturation point according to the results presented by Cloutier and Fortin (1991). However, this function does not provide a very good representation of experimental data if we focus on the moisture content range below fiber saturation point.

Nowadays, mathematical and numerical modeling is increasingly used to simulate wood drying, hot pressing of composite panels and warping of wood-based composites in service. The availability of suitable mathematical expressions that relate EMC, relative humidity and temperature is basic in the development of such numerical models, especially when high temperatures are involved such as in the case of hot pressing of wood-based composite panels. Therefore, the objective of this study was to adapt, evaluate, and compare seven sorption models for temperatures between 0 and 220 °C. The equilibrium moisture content below fiber saturation point was predicted from the models and compared to experimental data available in the literature in the 0 to 160 °C temperature range.

## 3.2. Sorption models considered

The models evaluated for the determination of EMC are the following:

### 3.2.1. Model 1 : Hailwood and Horrobin (1946)

$$M = \frac{1800}{M_p} \left[ \frac{Kh}{1-Kh} + \frac{\sum_{i=1}^n i(Kh)^i K_1 K_2 \cdots K_i}{1 + \sum_{i=1}^n (Kh)^i K_1 K_2 \cdots K_i} \right] \quad (3-1)$$

where

$M$  : Moisture content (%)

RH : Relative humidity (%)

$h$  : Relative vapor pressure  $\left(\frac{RH}{100}\right)$

1800 : Molecular weight of water x 100  $\left(\frac{g}{mol}\right)$

$n$  : Number of hydrates formed ( $i = 1 \cdots n$ )

$K(T)$  : Equilibrium constant between dissolved water and surrounding water vapor

$K_1(T), K_2(T) \dots K_i(T)$  : Equilibrium constant between dissolved water and hydrates

$M_p(T)$  : Molecular weight of a polymer unit that forms a hydrate  $\left(\frac{g}{mol}\right)$

For equations (3-1) to (3-7)

$T$  : Temperature (K)

For a one hydrate model ( $n = 1$ ) the equation is:

$$M = \frac{1800}{M_p} \left[ \frac{Kh}{1-Kh} + \frac{K_1 Kh}{1 + K_1 Kh} \right] \quad (3-2)$$

### 3.2.2. Model 2 : Hailwood and Horrobin (1946)

For a two hydrates model ( $n = 2$ ) the equation is:

$$M = \frac{1800}{M_p} \left[ \frac{Kh}{1-Kh} + \frac{K_1 Kh + 2K_1 K_2 K^2 h^2}{1 + K_1 Kh + K_1 K_2 K^2 h^2} \right] \quad (3-3)$$

### 3.2.3. Model 3 : King (1960)

$$M = \frac{1800}{M_p} \left[ \frac{BK_1 p_s (p_v / p_s)}{1 + K_1 p_s (p_v / p_s)} + \frac{DK_2 p_s (p_v / p_s)}{1 - K_2 p_s (p_v / p_s)} \right] \quad (3-4)$$

where

$p_v$  : Partial vapor pressure (Pa)

- $p_s$  : Saturated vapor pressure (Pa) (Note that  $h = \frac{p_v}{p_s} = \frac{RH}{100}$ )  
 $B(T)$  : Constant proportional to the number of sorption sites in a monolayer  
 $K_1(T)$  : Equilibrium constant between monolayer water and external vapor pressure  
 $D(T)$  : Constant proportional to the number of sorption sites in a multilayer  
 $K_2(T)$  : Equilibrium constant between multilayer water and external vapor pressure

### 3.2.4. Model 4: Malmquist (1959)

$$m = \frac{m_s}{1 + n \left[ \frac{1}{h} - 1 \right]^{1/3}} \quad (3-5)$$

where

- $m$  : Moisture content  $\left( \frac{kg}{kg} \right)$   
 $h$  : Relative vapor pressure  
 $m_s(T), n(T), i(T)$  : Temperature dependent parameters

### 3.2.5. Model 5 : Brunauer, Emmett, and Teller (1938)

$$m = \left[ \frac{W_m Ch}{1-h} \right] \left[ \frac{1 - (n+1)h^n + nh^{n+1}}{1 + (C-1)h - Ch^{n+1}} \right] \quad (3-6)$$

where

- $m$  : Moisture content  $\left( \frac{kg}{kg} \right)$   
 $h$  : Relative vapor pressure  
 $C(T)$  : Constant related to the energy of adsorption  
 $W_m(T)$  : Moisture content when the monolayer is full  
 $n(T)$  : Number of layers of molecules on a sorption site

### 3.2.6. Model 6: Day and Nelson (1965)

$$M = \left[ \frac{\ln(1-h)}{(b_1 T^{b_2})} \right]^{1/(b_3 T^{b_4})} \quad (3-7)$$

where

- $M$  : Moisture content (%)  
 $b_1, b_2, b_3, b_4$  : Estimated parameters from Avramidis (1989)  $(-3.4 \times 10^{-17}; 5.98; 3 \times 10^2 \text{ and } -0.93)$   
 $h$  : Relative vapor pressure



### 3.2.7. Model 7: García (2002)

$$m = \alpha(T) \left( \left( \frac{b}{h} \right)^d - 1 \right)^{\frac{1}{c}} \quad (3-8)$$

where:

$$\alpha(T) = a_1 \exp \left( - \left( \frac{T + a_2}{a_3} \right)^{a_4} \right)$$

and  $a_1, a_2, a_3, a_4, b, c, d$  are defined constants from García (2002) ( $1865.75 \times 10^{-4}$ ; 1025; 1163.31; 12.7441; 1.09603; 2.36069 and 1.84447)

$m$  : Moisture content  $\left( \frac{kg}{kg} \right)$   
 $h$  : Relative vapor pressure  
 $T$  : Temperature ( $^{\circ}C$ )

### 3.2.8. Parameterization procedure

The parameters of the models Hailwood and Horrobin for one and two hydrates (1946) (Eqs. 3-2 and 3-3 respectively), King (1960) (Eq. 3-4), Malmquist (1959) (Eq. 3-5), and Brunauer, Emmet, and Teller (1938) (Eq. 3-6) were calculated and extrapolated to cover a range of temperature from 0 to 220  $^{\circ}C$  from experimental sorption data available in Simpson (1973) up to 100  $^{\circ}C$ . MATLAB® was used to fit polynomial or exponential functions to Simpson (1973) data for model parameters. The resulting equations were then extrapolated up to 220  $^{\circ}C$ . For the Day and Nelson (Eq. 3-7) and García (Eq. 3-8) models, we kept the parameter values given by the authors because they were not defined as temperature dependent. The sorption models thus obtained were validated against experimental data as described below.

### 3.2.9. Comparison between sorption models

Sorption isotherms were calculated with the new parameters obtained for each model in order to compare them statistically. For this purpose, the EMC was evaluated at five different values of relative humidity: 40, 52, 65, 75 and 85 % for temperatures varying between 0 and 160  $^{\circ}C$  and compared to experimental data from the Wood Handbook (FPL 1999) and Kubojima *et al.* (2003). It is important to note that a statistical comparison up to 220  $^{\circ}C$  was not possible due to the unavailability of experimental data in this range.

The criteria used to determine the model that gives the best fit to the EMC data is the uncorrected sum of squares (USS) of the differences between the EMCs predicted by the models and EMCs given in the Wood Handbook (1999) Table 3-4 and in Kubojima *et al.* (2003). The SAS version 9.1 software was used for that purpose. Since the EMC data available from Kubojima *et al.* (2003) were obtained from 0 to 160 °C at high relative humidity values, we calculated the USS within this range of temperature. During this analysis we did not take into consideration sorption hysteresis, possible variations of the sorption isotherms due to the different species of wood used for the determination of the sorption isotherms taken from the literature, and variations due to internal structures such as heartwood and sapwood (Ball *et al.* 2001).

### 3.3. Results and discussion

The following equations are the results of the parameterization procedure described above:

#### 3.3.1. Model 1: Hailwood and Horrobin (1946)

For one hydrate model ( $n = 1$ )

$$\begin{aligned} K &= -1.5816 \times 10^{-7} T^2 + 0.0012829T + 0.37448 \\ K_1 &= -9.98 \times 10^{-6} T^2 + 0.007356T + 4.1436 \\ M_p &= 0.00039605T^2 + 2.151T - 417.03 \end{aligned} \quad (3-9)$$

#### 3.3.2. Model 2: Hailwood and Horrobin (1946)

For two hydrates model ( $n = 2$ )

$$\begin{aligned} K &= -3.3289 \times 10^{-8} T^2 + 0.00047238T + 0.68405 \\ K_1 &= 4.05 \times 10^{-5} T^2 - 0.0587818T + 19.641 \\ K_2 &= -0.000006414T^2 + 0.0016795T + 2.6172 \\ M_p &= 0.00028368T^2 + 2.3468T - 330.03 \end{aligned} \quad (3-10)$$

#### 3.3.3. Model 3: King (1960)

$$\begin{aligned} B &= 2.287 \times 10^{-7} T^2 + 0.0099407T - 1.1322 \\ K_1 &= 6857.3e^{(-0.062T)} \\ D &= 1.0394 \times 10^{-7} T^2 + 0.00083442T + 0.2677 \end{aligned} \quad (3-11)$$

$$K_2 = 116.9e^{(-0.051T)}$$

$$M_p = 0.00030753T^2 + 2.025T - 372.72$$

### 3.3.4. Model 4: Malmquist (1959)

$$m_s = -5.8964 \times 10^{-7} T^2 - 0.00009736T + 0.40221 \quad (3-12)$$

$$n = -2.1825 \times 10^{-6} T^2 + 0.018552T - 2.6939$$

$$i = 2.0637 \times 10^{-6} T^2 - 0.0016742T + 2.2885$$

### 3.3.5. Model 5 : Brunauer, Emmett, and Teller (1938)

$$C = -4.8631 \times 10^{-6} T^2 - 0.0022385T + 7.1289 \quad (3-13)$$

$$W_m = -5.87 \times 10^{-8} T^2 - 0.00020371T + 0.12258$$

$$n = 3.7722 \times 10^{-6} T^2 + 0.033873T - 4.074$$

where for all equations

$T$  : Temperature (K)

The USS values obtained for each model at the relative humidity levels and temperatures considered are given in Table 3-1. The model providing the best fit to the experimental data is the one resulting of the differences between the EMCs predicted from the models and EMCs given in the Wood Handbook (1999) Table 3-4 and in Kubojima *et al.* (2003) over the range of relative humidity values (40 %, 52 %, 65 %, 75 % and 85 %) and temperatures (0 to 160 °C) considered.

For the range of relative humidities analyzed, the Malmquist model (Eq. 3-5) gave the lowest USS value (373.1 %<sup>2</sup>) followed by the Hailwood-Horrobin for two hydrates (Eq. 3-3) (441.8 %<sup>2</sup>), García (Eq. 3-8) (459.0 %<sup>2</sup>), Day and Nelson (Eq. 3-7) (533.6 %<sup>2</sup>), Hailwood-Horrobin for one hydrate (Eq. 3-2) (692.0 %<sup>2</sup>), BET (Eq. 3-6) (816.2 %<sup>2</sup>), and King (Eq. 3-4) (1293.0 %<sup>2</sup>) respectively. Therefore, the Malmquist model (Eq. 3-5) gave the best overall fit to the experimental EMC data.

On the other hand, we observe from Table 3-1 that the models performance varies depending on the relative humidity values. Our results show that the best model at 40% relative humidity is the Hailwood - Horrobin for two hydrates (Eq. 3-3) with an USS of 8.2 %<sup>2</sup>. At 52% and 65% relative humidity, the best model is the Malmquist (Eq. 3-5) model with an USS of 7.7 and 4.6 %<sup>2</sup>, respectively. Finally, the best model at 75% and 85%

relative humidity is the García model (Eq. 3-8) with an USS of 66.9 %<sup>2</sup> and 78.0 %<sup>2</sup>, respectively. It can be also noticed that generally, the USS increases with relative humidity. This means that for higher values of relative humidity we have larger differences between predicted and experimental values.

Figure 3-2 presents the deviations obtained between EMCs calculated from the Malmquist model (Eq. 3-5) and experimental data from the Wood Handbook (1999) and Kubojima *et al.* (2003) for temperatures varying from 0 to 160 °C. The deviations vary between -1.5 and 1.5 % EMC for temperatures between 0 and 90 °C. From this point on, the deviations increase strongly as temperature increases, reaching 5.7 % in EMC for a relative humidity of 85%. It is noticeable from Figure 3-2 that the EMC deviation from experimental data increases also with relative humidity. This shows that even though the Malmquist model gives the best overall fit to experimental data, the deviation can be important at high temperature and relative humidity. Therefore, we compared again the models studied at 85 % relative humidity for temperatures between 110 °C and 155 °C.

Table 3-1 Uncorrected sum of squares (USS) of differences in EMC obtained from the models studied and from experimental results of Wood Handbook (1999) and Kubojima *et al.* (2003) for temperatures varying between 0 and 160 °C.

Models	Uncorrected sum of squares of differences in equilibrium moisture content (% <sup>2</sup> )					Sum of USS (% <sup>2</sup> )
	Relative humidity (%)					
	40	52	65	75	85	
H-H (Eq. 2)	12.0	12.4	11.6	237.6	418.4	692.0
H-H2 (Eq. 3)	<b>8.2</b>	9.0	6.5	158.1	260.0	441.8
King (Eq. 4)	14.9	30.0	64.1	259.0	925.0	1293.0
Malmquist (Eq. 5)	8.5	<b>7.7</b>	<b>4.6</b>	141.3	211.0	<b>373.1</b>
BET (Eq. 6)	9.3	23.9	37.7	342.3	403.0	816.2
Day and Nelson (Eq. 7)	13.1	36.6	43.3	193.0	247.6	533.6
García (Eq. 8)	169.9	127.2	17.0	<b>66.9</b>	<b>78.0</b>	459.0

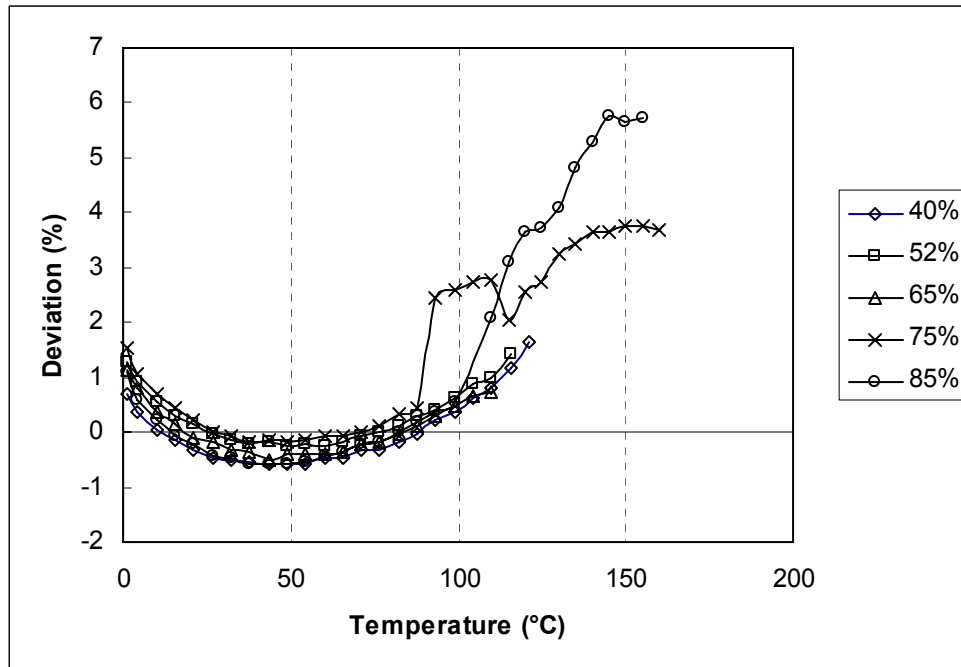


Figure 3-2 Deviations between EMC obtained with the Malmquist model and experimental results from the Wood Handbook (1999) and Kubojima *et al.* (2003) for temperatures varying between 0 and 160 °C.

### 3.3.6. Comparison of models results to equilibrium moisture contents at high temperature from the literature

Table 3-2 shows EMCs obtained from the models studied compared to experimental data from the Wood Handbook (1999) and Kubojima *et al.* (2003) at 85% relative humidity for temperatures varying between -1.1 °C and 155 °C. The data of Table 3-2 surrounded by a dotted line show the results obtained for temperatures between 110 °C and 155 °C. A graph of the models EMCs versus experimental EMC for the data between 110 °C and 155 °C is presented in Figure 3-3. A perfect fit between model and experimental data would coincide with the dotted line shown in Figure 3-3.

From the results presented in Table 3-1 for 85% relative humidity, the García model (Eq. 3-8) is the more appropriate to predict EMC at 85% relative humidity with an USS of 78.0 %<sup>2</sup> followed by the Malmquist model (Eq. 3-5) with an USS of 211.0 %<sup>2</sup>. Also, according to the results presented in Table 3-2 and Figure 3-3, the García model is the most appropriate to predict EMC at temperatures varying between 110 °C and 155 °C at 85% relative

humidity. This shows that depending on the temperature and relative humidity conditions necessary for a given application, the Malmquist model or the García model can be appropriate. However, if one requires a general sorption model to cover the complete range of relative humidity and temperature conditions considered in this study, the Malmquist model (Eq. 3-5) is the most appropriate of the seven sorption models evaluated to predict EMC. The sorption isotherms obtained from the Malmquist model for temperatures between 0 and 155 °C and extrapolated to 220 °C are presented in Figure 3-4.

Table 3-2 Comparison of EMC obtained for the models studied with experimental data from the Wood Handbook (1999) and Kubojima *et al.* (2003) at 85 % relative humidity for temperatures varying between -1.1 °C and 155 °C. The data surrounded by a dotted line were considered as high temperature.

Temperatures °F(°C)	Calculated wood EMC (%)							Experimental wood EMC (%)
	BET (1938)	H-H (1946)	H-H 2 (1946)	Malmquist (1959)	King (1960)	Day -Nelson (1965)	García (2002)	Wood Handbook (1999) and Kubojima <i>et al.</i> * (2003)
30(-1.1)	17.0	21.0	20.4	19.6	16.8	21.9	20.7	18.5
40(4.4)	17.0	20.0	19.7	19.1	18.3	21.5	17.0	18.5
50(10.0)	17.1	19.1	19.0	18.6	20.2	21.1	16.7	18.4
60(15.6)	17.1	18.4	18.4	18.1	22.4	20.7	16.4	18.2
70(21.1)	17.1	17.7	17.8	17.7	24.7	20.3	16.2	17.9
80(26.7)	17.1	17.1	17.3	17.3	27.0	19.8	15.9	17.7
90(32.2)	17.0	16.6	16.8	16.8	28.6	19.4	15.6	17.3
100(37.8)	17.0	16.1	16.3	16.4	29.1	18.9	15.3	17.0
110(43.3)	16.9	15.7	15.9	16.0	28.0	18.4	14.9	16.6
120(48.9)	16.8	15.3	15.5	15.6	25.7	17.9	14.6	16.2
130(54.4)	16.6	14.9	15.1	15.3	22.6	17.4	14.2	15.8
140(60.0)	16.5	14.6	14.7	14.9	19.5	16.9	13.9	15.3
150(65.6)	16.3	14.3	14.4	14.5	16.7	16.4	13.5	14.9
160(71.1)	16.1	14.1	14.0	14.2	14.3	15.9	13.1	14.4
170(76.7)	15.8	13.8	13.7	13.8	12.2	15.4	12.7	14.0
180(82.2)	15.6	13.6	13.4	13.5	10.5	14.5	12.3	13.5
190(87.8)	15.3	13.4	13.1	13.2	9.0	14.4	11.8	13.0
200(93.3)	15.1	13.3	12.9	12.9	7.8	13.9	11.4	12.5
210(98.9)	14.7	13.1	12.6	12.6	6.8	13.4	11.0	12.0
230(110.0)	14.1	12.9	12.1	12.0	5.1	12.4	10.0	9.9*
248(120.0)	13.4	12.7	11.7	11.5	3.9	11.5	9.2	7.8*
257(125.0)	13.1	12.6	11.5	11.2	3.4	11.1	8.8	7.5*
266(130.0)	12.7	12.6	11.4	11.0	2.9	10.7	8.3	6.9*
275(135.0)	12.3	12.5	11.2	10.7	2.5	10.3	7.9	5.9*
284(140.0)	11.9	12.5	11.0	10.5	2.2	9.9	7.5	5.2*
293(145.0)	11.5	12.5	10.8	10.3	1.9	9.5	7.1	4.5*
302(150.0)	11.1	12.4	10.7	10.0	1.6	9.1	6.6	4.4*
311(155.0)	10.6	12.4	10.5	9.8	1.4	8.8	6.2	4.1*

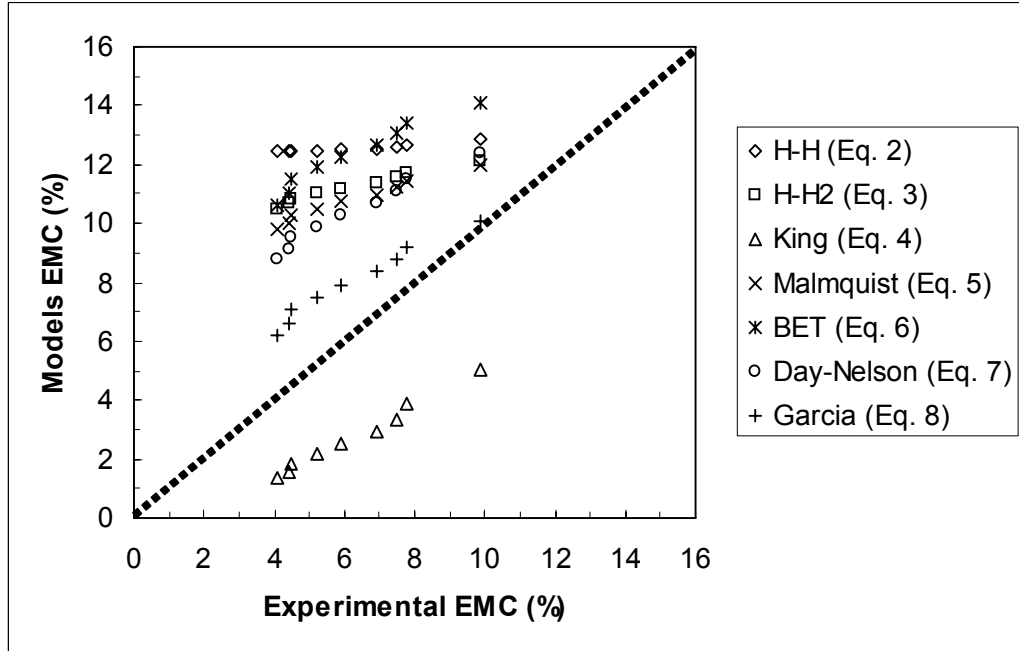


Figure 3-3 Relationship between EMC obtained from the models studied and experimental data from Kubojima *et al.* (2003) at temperatures between 110 °C and 155 °C at 85 % relative humidity.

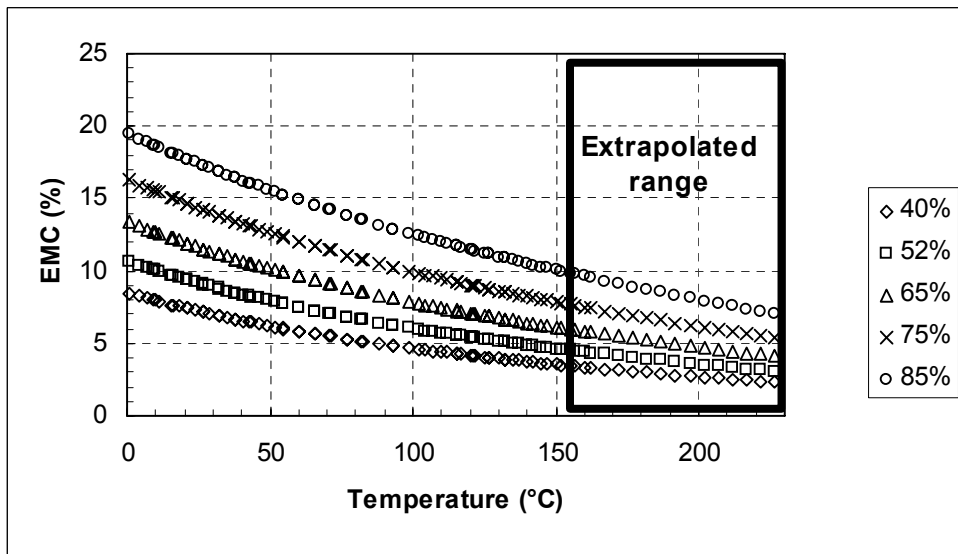


Figure 3-4 Equilibrium moisture content (%) obtained from the Malmquist sorption model at 40 %, 52 %, 65 %, 75 % and 85 % relative humidity. The model results presented over 155 °C were not validated against experimental results.



### 3.4. Conclusions

Seven sorption models available in the literature were extrapolated for temperatures up to 220 °C. The resulting models were then used to predict equilibrium moisture content in the 0 °C to 160 °C temperature range and the results were compared to corresponding experimental data from the literature. The criteria used to determine the model that gives the best fit is the uncorrected sum of squares of the differences between the equilibrium moisture content predicted from the models and equilibrium moisture content given in the Wood Handbook (1999) and in Kubojima *et al.* (2003).

The results show that the Malmquist model gave the best overall fit to experimental data for the relative humidities considered (40 %, 52 %, 65 %, 75 % and 85 %). However, the García model performs better for temperatures between 110 °C and 155 °C at a relative humidity of 85 %. Therefore, our study demonstrates that the choice of the sorption model depends on the specific range of temperature and relative humidity conditions required by the user.

This study provides a useful guideline for the treatment of the sorption isotherm in the development of numerical models or control of processes such as wood-based panels hot-pressing or wood drying.

### 3.5. Acknowledgements

The authors would like to thank Mr. Gaétan Daigle of Département de mathématiques et statistiques, Université Laval for assistance and to the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for funding under grant no. 121954-02.

# **Chapitre 4 Modeling of heat and mass transfer during MDF hot pressing: Part 1 Physical Model**

## **Résumé**

Un modèle physico-mathématique est proposé pour décrire le transfert de masse et de chaleur dans l'ébauche durant le pressage à chaud des panneaux MDF. Les différents mécanismes de transport impliqués dans ce procédé sont représentés par un ensemble de trois équations différentielles couplées qui sont basées sur le principe de conservation de la masse et de l'énergie. Le terme de la diffusion de l'humidité est inclut dans l'équation de la conservation de la vapeur. Ce nouveau modèle améliore l'approche permettant de mieux comprendre le transfert de masse et de chaleur impliqué dans ce procédé. Les variables inconnues de l'ensemble des équations incluent la température de l'ébauche, la pression du gaz et la teneur en humidité qui sont liées aux propriétés physiques telles que la densité de l'ébauche, la conductivité thermique, le coefficient de diffusion et la perméabilité. Le système final sera résolu par la méthode des éléments finis.

*Mots clés:* panneaux de fibres de densité moyenne, procédé de pressage à chaud, transfert de masse et de chaleur, propriétés physiques, composites à base de bois

## **Abstract**

A mathematical-physical model to describe heat and mass transfer in the mat during MDF hot-pressing is proposed. Different transport mechanisms involved in this process are represented by a set of three coupled differential equations based on the principles of mass and energy conservation. A moisture diffusion term is included in the vapor conservation equation. This new model improves the physical approach to better understand the heat and mass transfer involved in this process. The unknown variables in the set of equations, including mat temperature, gas pressure, and moisture content are linked to physical properties such as mat density, thermal conductivity, diffusion coefficient and permeability. The final system will be solved by finite element method.

*Key words:* medium density fiberboard, hot-pressing process, heat and mass transfer, physical properties, wood based composites

## 4.1. Introduction

The hot-pressing operation plays an important role in the medium density fiberboard (MDF) manufacturing process for many reasons. This process step affects the quality of the end product due to the mechanisms of heat and mass transfer involved during mat compression. An appropriate hot pressing is the key to reducing the risk of board blister or blown board. Hot pressing parameters also determine the vertical density profile (VDP). On the other hand, hot pressing has a significant impact on production costs due to the high energy consumption and pressing-time required. Understanding the heat and mass transfer processes involved is therefore fundamental to optimize this process. Numerical modeling is one approach to reach this goal and optimize hot-pressing.

## 4.2. Models for hot pressing

In MDF hot pressing many physical, mechanical and chemical processes are involved: heat and mass transfer in the mat, viscoelastic deformation of the wood fibers and resin cure. Nowadays, many models have been reported to help predicting the influence of the important parameters involved in the process and affecting the final product. An extensive literature on hot-pressing models can be found.

Kayihan and Johnson (1983) were the first to develop a one-dimensional model for hot-pressing based on Luikov's (1975) model. Harless *et al.* (1987) presented a one-dimensional model to predict the density profile without considering the mechanisms of convection and diffusion during the process. Humphrey and Bolton (1989) proposed a cylindrical geometry for particleboard taking into account conduction, convection and phase change. Their contribution was essential for the description of the hot-pressing process and more specifically, heat and mass transfer in wood based composites.

Suo and Bowyer (1994) also proposed an approach similar to Harless *et al.* (1987) to describe the development of the density profile in particleboard. Suo and Bowyer (1994)

account temperature, moisture content, and the stress-strain behavior developed during hot-pressing for each one of the layers of the mat.

The other models of hot-pressing in panels are based upon models already developed for wood drying. For example, the models proposed by Carvalho and Costa (1998) and Zombori (2001) are based on Stanish's (1986) model as well as the work of García (2002) which is based on Turner and Perré (1995) model. In brief, we can mention that the absence of free water and the presence of resin in the fibers, orientation and geometry of the fibers, flakes or particles, and mechanisms of transport presented in each one of the respective processes are the main differences between the models developed for hot-pressing of wood-based panels compared to wood drying models.

Other models proposed for wood drying such as those by Defo (1999) and Benrabah (2002) have not yet been adapted to the modeling of hot-pressing. The principal reason can be attributed to the parameters considered in both models such as the ratio of vapor diffusion for example, which must be determined for wood-based panels.

Only the Mansilla (1999) and Godbille (2002) models have been validated under production conditions found in particleboard plants. In both cases, modifications were applied to the equations of transport and to the physical parameters involved in order to improve the predictions of the models. The use of constant gas permeability is one of them.

Nigro and Storti (2001) have modified the Carvalho and Costa (1998) model and Humphrey (1989) model by adding a water evaporation heat term. The Haselein (1998) model was based on Humphrey (1989) model. It simulates all the pressing cycle in panels but the presence of resin is neglected. Haselein (1998) has explained the effects of some variables such as press closing time on the formation of the density profile. Haselein (1998) work was based on Ren's (1991) model to characterize the rheological coefficients of the material during mat compression. On the other hand, mat compression behavior was studied statistically by Dai and Steiner (1994).

Most of the models of hot-pressing of wood-based panels have been developed for a batch press. However, Thoemen (2000) developed a model of continuous pressing based on the

model developed by Humphrey (1989). It takes into account the rheological behavior of the mat and consequently the development of internal stresses based on the approach proposed by Ren (1991). Thoemen (2000) work does not consider the kinetic of adhesive polymerization, in contrast to the model presented by Carvalho and Costa (2001).

### **4.3. Research needs identified**

As we have seen previously, an important evolution of the models of hot-pressing of wood-based composites occurred over the last 20 years. However, the following limitations of the models developed so far can be identified:

- The type of numerical method used to solve the models equations changes from one investigator to the other. Computing time has not yet been seriously considered;
- Many of the physical parameters involved in the models have not been determined or validated in specific conditions, especially at high temperatures;
- There is a lack of knowledge for the appropriate description of the heat and mass transfer boundary conditions;
- Most of the models were validated in laboratory conditions which are not representative of industrial conditions;
- There is a need for a fundamental characterization of the resins used in terms of thermal and mechanical behavior during hot-pressing;
- Transport mechanisms have been neglected in several models such as the diffusion term in the mat during hot pressing.

Therefore, the objective of this study is to present a physical model of heat and mass transfer during MDF hot-pressing. The proposed model includes a diffusion term. This

model will be the basis of a model of continuous hot pressing and subsequently solved by the finite element method.

## 4.4. General model development

There are three governing equations in this model: one for the conservation and flow of gas, one for the conservation and flow of water vapor and one for the conservation and flow of energy. The three dependent variables are pressure (P), moisture content (M) and temperature (T).

### 4.4.1. Conservation of gas

The mass or density conservation equation accounts for each mass unit that is created, flows or accumulates in the volume element (Figure 4-1).

The terms IN and OUT express the flow produced through the volume element shown in Figure 4-1. Mathematically it can be written as  $\nabla \cdot f_i$  where  $f_i$  is the flux vector of component  $i$ .

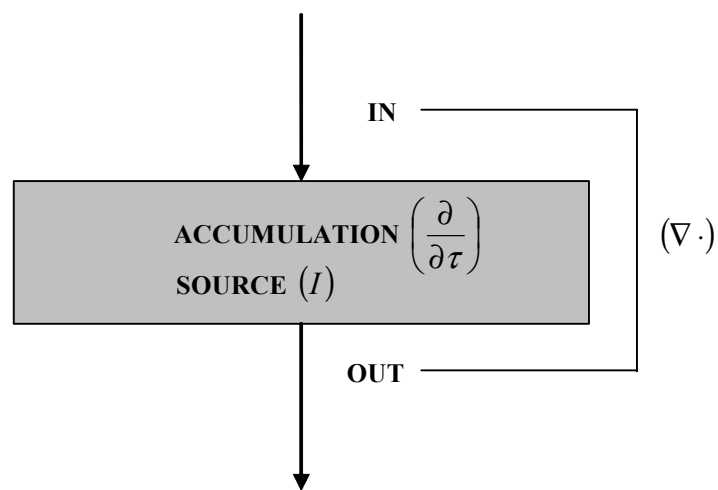


Figure 4-1 Volume element for the definition of the mass conservation equation.

The term ACCUMULATION indicates the rate of mass or density increase in the system.

Mathematically it can be written as  $\frac{\partial m_i}{\partial \tau}$ .

The “SOURCE” term refers to the production or consumption of products involved in the system during a specific process. It can be represented by  $I_i$ .

We can express the mass conservation equation according to the absence (Equation 4-1) or presence (Equation 4-2) of a source term. Without a source term this system can be described as:

$$ACCUMULATION + OUT - IN = 0 \quad (4-1)$$

With a source term this system may be described as (Figure 4-1):

$$ACCUMULATION + OUT - IN = SOURCE \quad (4-2)$$

In this volume element (Figure 4-1), the conservation equation can be expressed as:

$$\frac{\partial m_i}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_i = I_i \quad (4-3)$$

In our volume element, we consider the gas as a mixture of air and water vapor following the ideal binary gas law. i.e.

$$m_a + m_v = m_g \quad (4-4)$$

where  $m_a$  is the density of air ( $\text{kg m}^{-3}$ ),  $m_v$  is the density of vapor ( $\text{kg m}^{-3}$ ), and  $m_g$  is the density of gas ( $\text{kg m}^{-3}$ ).

Each one of these components fills the void spaces and the wood cells of the mat. Then, the gas pressure will be considered as the sum of air and water vapor pressure or in other words the gas density will be the result of the sum of air and vapor densities. Some other components can be found such as gaseous products from the resin but they can reasonably be neglected.



According to the ideal binary gas law, the air density can be defined as:

$$m_a = \frac{M_a (P - P_v)}{RT} \quad (4-5)$$

where  $M_a$  is the molecular weight of air ( $\text{kg mol}^{-1}$ ),  $P$  is the total pressure (Pa),  $P_v$  is the vapor pressure (Pa),  $R$  is the ideal gas constant ( $\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$ ) defined at the end in the section on constant values (see appendix 4-1), and  $T$  is the temperature (K).

On the other hand, the vapor density can be defined as:

$$m_v = \frac{M_v P_v}{RT} \quad (4-6)$$

where  $M_v$  is the molecular weight of the vapor ( $\text{kg mol}^{-1}$ ) and:

$$P_v = P_{vsat} h \quad (4-7)$$

where  $P_{vsat}$  is the saturated vapor pressure and  $h$  is the relative vapor pressure defined as the ratio of the partial vapor pressure in the air to the saturated vapor pressure expressed as a fraction (Siau 1995). It can be expressed as (Siau 1995, García 2002):

$$P_{vsat} = e^{c_1 - \frac{c_2}{T}} \quad (4-8)$$

where  $c_1$  and  $c_2$  are positive constants.

During the hot-pressing process, air and water vapor pressure are transported mainly in the thickness direction by gas bulk flow and diffusion due to total pressure and moisture content gradients (Figure 4-2).

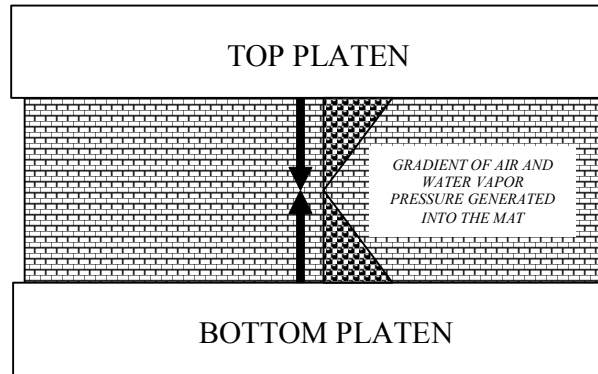


Figure 4-2 Transport of air and water vapor during hot-pressing.

The gas flux  $f_g$  can be described by Darcy's law in response to a total pressure gradient produced during the process. We know that the flow is turbulent when the Reynolds number is higher than 2300. On the other hand, slip flow exists when the pathway diameter is close to the diameter of the fluid molecules. Both cases do not correspond to gas flow in a fiberboard mat during the hot-pressing process (Zombori 2001, Kamke and Wolcott 1991). As a consequence, laminar viscous flow can be assumed and Darcy's law can be written as:

$$f_g = \underbrace{\left( -\frac{m_g K_g}{\mu_g} \nabla P \right)}_{\text{BULK FLOW LAMINAR}} \quad (4-9)$$

where  $K_g$  is the superficial permeability ( $\text{m}^2$ ) and  $\mu_g$  is the gas viscosity (Pa s). The gas permeability tensor  $\bar{K}_g$  ( $\text{m}^3 \text{s kg}^{-1}$ ) is defined as:

$$\bar{K}_g = \frac{K_g}{\mu_g} \quad (4-10)$$

During hot-pressing the rate of evaporation  $\vec{v}_{\text{evap}}$  can be seen as a source term. Then, by definition:

$$-m_o \frac{\partial M}{\partial \tau} = \vec{v}_{evap} \quad (4-11)$$

Therefore, we obtain:

$$I_g = -m_o \frac{\partial M}{\partial \tau} + I_v + I_a + I_n \dots \quad (4-12)$$

where  $m_o$  is the oven dry density of wood ( $\text{kg m}^{-3}$ ), and  $M$  the moisture content expressed as a fraction.

Similarly to equation (4-3), we can write:

$$\frac{\partial m_g}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_g = I_g \quad (4-13)$$

The above equation expresses that the source term for the gas,  $I_g$  is equal to the sum of the variation of the total gas mass per unit time plus the divergence of the gas flow.

#### 4.4.2. Conservation of water vapor

The flow of water vapor can also be represented by Darcy's law, assuming viscous laminar flow. However, contrarily to García (2002) we have introduced a new term. As recognized by Thoemen (2001) bound water is present in the cell walls whereas water vapor is found in the cell lumens and mat voids. Bound-water diffusion was not considered in Thoemen (2001) model. García (2002) neglected not only bound-water diffusion but also water vapor diffusion in the vapor conservation equation. García (2002) and Thoemen (2001) also recognized that both types of diffusion are present during hot-pressing but at the same time they consider that the contribution of this phenomenon is insignificant compared to bulk flow. In spite of the minor contribution of both types of diffusion, these authors are in agreement that bound water diffusion is involved during hot-pressing. In the current model we consider that the diffusion process is not negligible in hot-pressing and is produced simultaneously with bulk flow. The diffusion process can be expressed by Fick's law (Siau, 1995). On the other hand, diffusion measurements at high temperatures (above  $100^\circ\text{C}$ ) and data which describe each mechanism separately have not yet been reported in the literature (Thoemen, 2001). We can therefore consider it in the transport equation as follows:

$$f_v = \left( \underbrace{-\frac{m_v K_g}{\mu_g} \nabla P}_{\text{BULK FLOW}} - \underbrace{\bar{K}_m \nabla M}_{\text{DIFFUSION}} \right) \quad (4-14)$$

with:

$$\bar{K}_m = D \frac{\partial C}{\partial M} \quad (4-15)$$

where  $\bar{K}_m$  is the diffusion tensor ( $\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-1}$ ),  $D$  is the water vapor diffusion coefficient ( $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$ ), and  $C$  is the concentration of the diffusing substance ( $\text{kg m}^{-3}$ ).

As for the gas, the source term for vapor can be expressed as:

$$I_v = -m_o \frac{\partial M}{\partial \tau} + I_n \dots \quad (4-16)$$

Similarly to equation (4-13), we can obtain:

$$\frac{\partial m_v}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_v = I_v \quad (4-17)$$

The above equation shows that the rate of evaporation and the other source terms for the vapor are equal to the sum of the variation of the total vapor mass per unit time plus the divergence of the vapor flow.

#### 4.4.3. Conservation of energy

Our system includes the presence of dry wood ( $m_o$ ), bound water ( $m_{bw}$ ) in the cell wall, air ( $m_a$ ) which fills the void spaces between the fibers, and water vapor ( $m_v$ ) which fills a portion of the cells lumen and void spaces. The resin ( $m_r$ ) is present to allow the adhesion between fibers. Free water ( $m_{fw}$ ) is not considered because the initial moisture content of fibers before hot-pressing is assumed to be below fiber saturation point. However, this

assumption can be discussed because in particular cases free water can be generated by condensation during hot pressing.

Then, the total density of the system ( $m_t$ ) can be expressed as:

$$m_t = m_o + m_{bw} + m_a + m_v + m_r \quad (4-18)$$

where:

$$m_{bw} = m_o M \quad (4-19)$$

According to thermodynamic relationships (Siau, 1995), each one of these components has an associated internal energy  $E_i$  ( $\text{J kg}^{-1}$ ) which can be calculated from the difference between the total enthalpy or heat content ( $H_i$ ) and the entropy ( $S_i$ ) from:

$$E_i = H_i - TS_i \quad (4-20)$$

where  $T$  is the temperature of the system (K).

Then, the total energy can be expressed as:

$$m_i E_i = m_o E_o + m_{bw} E_{bw} + m_a E_a + m_v E_v + m_r E_r \quad (4-21)$$

and thus the rate of change of internal energy is obtained as:

$$\frac{\partial}{\partial \tau} m_i E_i = \frac{\partial}{\partial \tau} (m_o E_o + m_{bw} E_{bw} + m_a E_a + m_v E_v + m_r E_r) \quad (4-22)$$

The internal energies can be calculated as:

**For dry wood:**

$$E_o = c_3 + \frac{c_4}{2} (T^2 - T_o^2) \quad (4-23)$$

$c_3$ ,  $c_4$  and the others constants used in the equations below are defined in appendix.

**For water vapor:**

$$E_v = c_6 + \left( \frac{c_5}{M_v} - \frac{R}{M_v} \right) (T - T_o) \quad (4-24)$$

and its enthalpy can be expressed as:

$$H_v = E_v + \frac{RT}{M_v} \quad (4-25)$$

**For bound water:**

$$E_{bw} = 4000T - 10^6 \quad (4-26)$$

where  $T$  is the temperature ( $K$ )

**For air:**

$$E_a = c_8 - \frac{T_o R}{M_a} + \left( \frac{c_7}{M_a} - \frac{R}{M_a} \right) (T - T_o) \quad (4-27)$$

and its enthalpy can be expressed as:

$$H_a = E_a + \frac{RT}{M_a} \quad (4-28)$$

The development of equations (4-23), (4-24), (4-25), (4-27) and (4-28) can be found in García (2002). Equation (4-26) was deduced from a relationship between the enthalpies of vaporization and vapor as:

$$H_{bw} = H_{vap} - H_v \quad (4-29)$$

**For the resin:**

$$E_r = f(adhesive) \quad (4-30)$$

Resin energy is included in the energy conservation equation as a source term as shown in equation (4-35).

The flow of energy occurs by conduction and convection phenomena. Conductive transfer occurs from the hot press platens, and convective transfer is due to the movement of the air and water vapor mixture from panel faces to the center and edges. The effect of radiation is neglected because it is insignificant compared with the conduction and convection flows (Bowen 1970). Heat convection can be expressed on the basis of Darcy's law while heat

conduction is described by Fourier's law. Considering conduction and convection, the energy flux can be written as follows:

$$f_{m,E_i} = \left[ \underbrace{\left( -\frac{H_g m_g K_g}{\mu_g} \right) \nabla P}_{\text{CONVECTION}} - \underbrace{(\bar{K}_q \nabla T)}_{\text{CONDUCTION}} \right] \quad (4-31)$$

where the enthalpy of the gas is defined as:

$$H_g = H_a + H_v \quad (4-32)$$

and  $\bar{K}_q$  is the thermal conductivity tensor ( $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ ) which depends on the thermal conductivity value during hot-pressing.

Heat is generated from mat compression and polymerization of the resin during hot-pressing. The heat generated from mat compression was calculated by Bowen (1970) and found to represent about 2 % of the total energy supplied during hot-pressing and therefore can be neglected. Mansilla (1999) has estimated that the heat generated by resin polymerization contributes for about 13 % of the total energy involved during the process. Bowen (1970) estimated this value to be about 22 %. The heat generated is strongly related to the type of resin used. This term produces a faster increase of the temperature in the mat if the polymerization reaction of the adhesive increases due to its exothermic curing reaction. This heat source can be considered in a source term  $I_{m,E_r}$ . The adhesive cure kinetics is described by an Arrhenius-type equation as proposed by Zombori (2001).

$$E_r = h_r \frac{\partial F}{\partial \tau} = h_r \underbrace{\left( A e^{-\left(\frac{E}{RT}\right)} (1-F)^n \right)}_{\text{ARRHENIUS-TYPE EQUATION}} \quad (4-33)$$

This equation is based on the parameters  $A, E, F, n$  and  $T$  where  $A$  is the reaction constant ( $\text{s}^{-1}$ ),  $E$  is the activation energy ( $\text{J mol}^{-1}$ ),  $F$  is the extent of the reaction,  $n$  is the

order of the reaction and  $T$  the temperature (K). Thus this equation establishes a relationship between temperature and the extent of the polymerization of the thermosetting resin as described in equation (4-33). The enthalpy relationship can be obtained from differential scanning calorimetry (DSC) data where  $h_r$  is the resin average enthalpy ( $\text{J kg}^{-1}$ ).

Thus, the source term can be described as:

$$I_{m_i E_i} = I_{m_r E_r} \quad (4-34)$$

Similarly to equation (4-17), we can write:

$$\frac{\partial m_i E_i}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_{m_i E_i} = I_{m_i E_i} \quad (4-35)$$

The above equation shows that the sum of the rate of change of total energy plus the divergence of the heat flux by conduction and convection is equal to the source term.

From equations (4-13), (4-17) and (4-35), we can write the complete system in matrix form as:

$$\begin{pmatrix} \frac{\partial m_g}{\partial \tau} \\ \frac{\partial m_v}{\partial \tau} \\ \frac{\partial m_i E_i}{\partial \tau} \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \nabla \cdot f_g \\ \nabla \cdot f_v \\ \nabla \cdot f_{m_i E_i} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} I_g \\ I_v \\ I_{m_i E_i} \end{pmatrix} \quad (4-36)$$

System (4-36) written as a function of unknown variables P, M and T and with the addition of diffusion term can be expressed as:

$$\frac{\partial m_g}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_g}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot (-m_g \bar{K}_g \nabla P) = I_g \quad (4-37)$$



$$\frac{\partial m_v}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_v}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot (-m_v \bar{K}_g \nabla P - \bar{K}_m \nabla M) = I_v \quad (4-38)$$

$$\frac{\partial m_i E_i}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i E_i}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i E_i}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot [(H_g m_g \bar{K}_g) \nabla P - (\bar{K}_q \nabla T)] = I_{m_i E_i} \quad (4-39)$$

This set of coupled differential equations is the final system to describe the heat and mass transfer in the mat during the MDF hot-pressing process.

We therefore have a system (Equation 4-36) of three equations (Equations 4-37, 4-38 and 4-39) with three unknowns:  $P$  for total pressure (Pa),  $T$  for temperature (K) and  $M$  for fractional moisture content. This model incorporates the diffusion and therefore improves the physical approach to better understand heat and mass transfer during MDF hot-pressing.

## 4.5. Physical properties

Properties such as gas permeability, diffusion coefficient, porosity, viscosity, thermal conductivity, hygroscopicity, and rheological coefficients are necessary for modeling the hot-pressing process. The parameters used in the current work are presented below.

### 4.5.1. Permeability and diffusion

The superficial gas permeability,  $K_g$  ( $\text{m}^2$ ), determines the rate of gas bulk flow. The diffusion coefficient  $D$  ( $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$ ) determines the molecular mass flow resulting from a gradient of concentration of the diffusing substance.

Gas permeability was determined by Garcia (2001) for MDF panels as a function of panel density. The superficial gas permeability equation obtained is:

$$\log_{10} K_g = -6 \times 10^{-6} \rho^2 + 0.0048 \rho - 12.93 \quad (4-40)$$

where  $K_g$  is the gas superficial permeability ( $\text{m}^2$ ) and  $\rho$  is the panel density ( $\text{kg m}^{-3}$ ).

Equation (4-40) is valid for panel densities ranging from 400 to 1150 ( $\text{kg m}^{-3}$ ).

Little information is available for the diffusion coefficients in wood based composites especially at high temperatures values. Rosenkilde and Söderström (1997) determined diffusion coefficients for MDF samples at 56 °C while Ganev *et al.* (2003) determined the same coefficient at 20 °C. However, both temperature conditions are very far from the high temperatures involved during hot-pressing. For that, an extrapolation was done from diffusion coefficients for solid wood (Siau, 1995) due to unavailable data.

#### 4.5.2. Porosity and viscosity

The porosity or fractional void volume ( $\varphi$ ) may be calculated from the oven dry cell-wall specific gravity ( $G_{cw} = 1.53$ ) and the fractional moisture content (M) (Siau 1995).

$$\varphi = 1 - G_o \left( \frac{1}{G_{cw}} + M \right) \quad (4-41)$$

where  $G_o$  is the specific gravity of wood defined as the ratio of the oven dry mass density to the normal density of water .

The gas viscosity  $\mu_g$  (Pa s) was adapted from Humphrey and Bolton (1989). The general form of the dynamic viscosity equation is:

$$\mu_a = \frac{c_9 T_a^{1.5}}{(T + c_{10})} \quad (4-42)$$

$$\mu_v = \frac{c_{11} T_a^{1.5}}{(T + c_{12})} \quad (4-43)$$

where  $T_a$  is the absolute temperature, and  $c_9$  and  $c_{10}$  are constants characteristics for the air and  $c_{11}$  and  $c_{12}$  are characteristic constants for the vapor. Then, we can write:

$$\mu_g = \mu_a + \mu_v \quad (4-44)$$

### 4.5.3. Thermal conductivity

The thermal conductivity  $K_q$  ( $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ ) determines the rate of conduction heat transfer during hot-pressing and it depends mainly on moisture content and mat density.

An equation for thermal conductivity was adapted from one developed for particleboard by Godbille (2002). The final equation is:

$$K_q = 0.000021M + 1.0475 \times 10^{-4} \rho + 0.04125 \quad (4-45)$$

where  $K_q$  is the thermal conductivity ( $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ ),  $M$  is the moisture content (fractional), and  $\rho$  is the panel density ( $\text{kg m}^{-3}$ ). Equation (4-45) is valid for densities ranging between 450 and 800 ( $\text{kg m}^{-3}$ ).

### 4.5.4. Sorption isotherm

The Hailwood and Horrobin (1946) sorption model is the most frequently used. However, this model gives somewhat incorrect values at temperatures above 150 °C which deviate significantly from experimental results at all relative humidity levels (Thoemen 2003).

A sorption isotherm model was adapted from the literature by García (2002). From this model, the resulting relative vapor pressure equation is:

$$h = c_{17} \left( \left( \frac{\alpha(T)}{M} \right)^{c_{18}} + 1 \right)^{-\frac{1}{c_{19}}} \quad (4-46)$$

$$\alpha(T) = c_{13} \exp \left( - \left( \frac{T + c_{14}}{c_{15}} \right)^{c_{16}} \right) \quad (4-47)$$

where  $c_{13} \dots c_{19}$  are constants defined in appendix and  $h$  is the vapor relative pressure ( $h = \text{HR}/100$ ).

An equation for equilibrium moisture content (EMC) adapted from Malmquist (1959) can be used because it was found to give the best EMC values at high temperatures among

seven EMC models compared by Vidal and Cloutier (2005). The resulting EMC equation is:

$$M = \frac{m_s}{1 + n \left[ \frac{1}{h} - 1 \right]^{i/3}} \quad (4-48)$$

where  $M$  is the fractional moisture content ( $\text{kg kg}^{-1}$ ),  $m_s, n, i$  are extrapolated parameters in function of  $T$ ,  $h$  is the relative vapor pressure, and  $T$  is the temperature ( $K$ ).

## 4.6. Conclusions

A model of heat and mass transfer in the medium density fiberboard mat (MDF) during hot pressing is proposed in this paper. The model unknowns are temperature, pressure and moisture content. The model is based on the conservation of gas, water vapor and energy. It includes a term to take account of moisture diffusion. Material properties were taken from the literature. This model will be used as the basis of a finite element model of heat and mass transfer in medium density fiberboard mat in batch pressing of laboratory panels and continuous pressing of industrial panels.

## 4.7. Appendix 1

$M_a$	28.951E-3	(kg mol <sup>-1</sup> )			
R	8.31439	(kg mol <sup>-1</sup> )			
$M_v$	18.015E-3	(kg mol <sup>-1</sup> )			
Saturated vapor pressure	$C_1=24.912;$	$C_2=5006.91$	(K)		From García (2002)
Dry wood energy	$C_3=103.1$	(J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> );	$C_4=3.867$	(J kg <sup>-1</sup> )	From García (2002)
Vapor energy	$C_5=34.083$	(J mol <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> );	$C_6=240990$	(J kg <sup>-1</sup> )	From García (2002)
Air Energy	$C_7=29.161$	(J mol <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> );	$C_8=298290$	(J kg <sup>-1</sup> )	From García (2002)
Air viscosity	$C_9=1.37E-6;$	$C_{10}=358.9$			From Thoemen (2000)
Vapor viscosity	$C_{11}=1.12E-5;$	$C_{12}=3211$			From Thoemen (2000)
Relative vapor pressure	$C_{13}=0.186575;$	$C_{14}=752.02$	(K);	$C_{15}=1163.31$	(K);
	$C_{16}=12.7441;$	$C_{17}=1.09603;$	$C_{18}=2.36069;$	$C_{19}=1.84447$	From García (2002)

Equilibrium Moisture Content (from Malmquist, 1959)

$$m_s = -5.8964 \times 10^{-7} T^2 - 0.00009736T + 0.40221$$

$$n = -2.1825 \times 10^{-6} T^2 + 0.018552T - 2.6939$$

$$i = 2.0637 \times 10^{-6} T^2 - 0.0016742T + 2.2885$$

where for equations

$T$  : Temperature (K)

Gas permeability tensor

$$\bar{K}_g = \begin{bmatrix} k_{gx} & 0 & 0 \\ 0 & k_{gy} & 0 \\ 0 & 0 & k_{gz} \end{bmatrix}$$

Diffusion tensor

$$\bar{K}_m = \begin{bmatrix} D_x & 0 & 0 \\ 0 & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_z \end{bmatrix}$$

Thermal conductivity tensor

$$\bar{K}_q = \begin{bmatrix} k_{qx} & 0 & 0 \\ 0 & k_{qy} & 0 \\ 0 & 0 & k_{qz} \end{bmatrix}$$

## 4.8. Acknowledgments

The authors are grateful to the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for supporting this project under Discovery grant no 121954-02. They also extend their gratitude to Pablo García for his interest to enhance the quality and scientific integrity of this work.

# **Chapitre 5 Modeling of heat and mass transfer during MDF hot pressing: Part 2 Finite element modeling of batch and continuous pressing**

## **Résumé**

Un modèle mathématique pour le pressage à chaud des panneaux MDF qui peut être appliqué aux procédés en lot et en continu a été dans une publication précédente. On présente une stratégie de solution numérique basée sur ce modèle. On emploie la méthode des éléments finis pour la simulation bi et tridimensionnelle de ce modèle. Le système fortement non linéaire des équations gouvernantes du procédé de pressage à chaud est résolu en utilisant un programme local nommé MEF++. Le modèle prédit l'évolution dans le temps des variables telles que la pression gazeuse, la teneur en humidité et la température durant le procédé. Ce système de trois équations couplées représente une description physique complète du pressage à chaud pour un panneau MDF fabriqué au niveau macroscopique. On utilise le schéma d'Euler implicite pour la discrétisation en temps et la méthode de Newton pour linéariser le système. Les résultats numériques présentés sont en accord avec les résultats expérimentaux obtenus au laboratoire et en industrie. Cela démontre le potentiel de la méthode des éléments finis utilisée comme outil d'analyse performante pour la fabrication des panneaux MDF dans un contexte industriel.

*Mots clés* : pressage à chaud des panneaux MDF, méthodes des éléments finis, transfert de masse et de chaleur, équations couplées

## **Abstract**

A mathematical model of heat and mass transfer in the mat for MDF hot-pressing applicable to batch and continuous processes was previously introduced. A numerical solution strategy based on this model is now presented. The numerical technique is based on a finite element method and can be used for both two and three dimensional simulations. The highly non-linear system of equations governing the hot-pressing process is solved using an in-house program called MEF++. The model predicts the time evolution of variables such as total gas pressure, moisture content and temperature during the complete process. This system of three-coupled equations represents a complete physical description of the hot-pressing for randomly formed MDF panel at the macroscopic level. The solution procedure uses a fully implicit time-stepping scheme and Newton's method to take care of the non-linearities. Numerical results are in relatively good agreement with laboratory and industrial results. This shows the potential of the finite element method as a tool for the design of MDF panels in an industrial context.

*Key words:* MDF hot-pressing, finite element method, mass and heat transfer, coupled equations



## 5.1. Introduction

Modeling the hot pressing of wood-based composite panels is of great interest for industry. It has been the object of several research efforts, where various approaches were used. Cylindrical board geometry was considered by Humphrey and Bolton (1989) for the modeling of medium density fiberboard (MDF) hot-pressing. This kind of geometry is still used by some researchers to simplify the boundary conditions (Carvalho and Costa 2003). In realistic conditions, rectangular panels have to be considered (Suo and Bowyer 1994, Zombori 2001, Thoemen 2000, García 2002) and simulations must be performed in two or three dimensions. Only Carvalho and Costa (1997) present comparisons between two and three dimensional models for heat and mass transfer during MDF hot-pressing. Clearly, two-dimensional calculations are less expensive but this simplification is not always possible. It is thus important to develop a numerical tool allowing for three dimensional simulations in various geometries.

Different numerical methods were used to solve models of heat and mass transfer applied to wood-based panels hot pressing including the finite element method (Hubert and Dai 1999, Nigro and Storti 2001), the finite difference method (Harless *et al.* 1987, Suo and Bowyer 1994, Humphrey and Bolton 1989, Thöemen 2000, Zombori 2001, Carvalho 2003) and the control volume method (Turner and Perré 1995, García 2002). The choice of the most appropriate numerical solution strategy required to obtain good results in the shortest computing time possible is not an easy task. Many numerical simulations have been performed for wood-drying problems such as the work done by Turner and Perré (1995). There is however a lack of information concerning the numerical simulation of the hot-pressing process of wood-based panels and there is a definitive industrial need for an efficient software in this field.

Taking into account previous work done on predictive models and knowing the advantages of the finite element method, the main objective of this study was to implement a new physical model of heat and mass transfer in the MDF mat during hot-pressing problems and validate it by comparing the simulations with laboratory and industrial results. The finite

element method was chosen since it allows a more flexible definition of the geometry and a more accurate definition of complex boundary conditions.

## **5.2. Model development**

### **5.2.1. Heat and mass transfer model**

For modeling purposes, the mat is considered as a homogeneous material, since morphological characteristics of the fibers were not considered. The model provides a complete description of moisture content, temperature, and total gas pressure profiles in the mat and their evolution with time. The characterization of the heat and mass transfer includes input data such as thermal conductivity and gas permeability. This last property was measured *in-situ* to represent the characteristics of the MDF panel employed during the numerical simulation. The remaining physical and transport properties have been taken from available literature and adapted as well as possible to the characteristics of the mat. A detailed description of the model of heat and mass transfer in the MDF mat during hot pressing is given in Vidal *et al.* (2006).

### **5.2.2. Basic assumptions**

The basic assumptions of our physical model of heat and mass transfer in the MDF mat during hot-pressing are the following:

- The wood fibers are assumed to be below the fiber saturation point (FSP). Water in wood was thus assumed to be in the state of water vapor or bound water.
- The diffusion mechanism occurring simultaneously with the bulk flow was modeled according to Fick's first law.
- Gas and vapor flows were expressed according to Darcy's law.
- Potential and kinetic energies were neglected in the energy equation.

- The total internal-energy density was assumed to be the sum of the internal-energies of the wood (from dry-wood and bound-water), air and vapor components.
- The total energy flow in the system is due to heat conduction across the hot-platen interface (the most important source of heat transfer), heat convection in the mat due to gas and vapor bulk flow, and heat loss by convection through mat edges exposed to ambient temperature. Radiation heat transfer is neglected.
- Laminar viscous flow is assumed.
- Variation of the average mat density was considered in explicit form in the model. It was calculated from the definition of density and press platen position. Mat volume was defined as a function of mat thickness from experimental data obtained from a displacement transducer installed on the press platens.

### 5.2.3. Equation system

Hot-pressing involves simultaneous heat and mass transfer into the mat. It is thus necessary to analyze vapor and gas transport through this medium. To achieve this goal, a system of three coupled equations describing the hot-pressing process was used (Vidal *et al.* 2006). The resulting set of governing equations is:

$$\frac{\partial m_g}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_g}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_g = I_g \quad (5-1)$$

$$\frac{\partial m_v}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_v}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_v = I_v \quad (5-2)$$

$$\frac{\partial m_i E_i}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i E_i}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i E_i}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_{m_i E_i} = I_{m_i E_i} \quad (5-3)$$

where:

$m_g$  : Density of gas [ $\text{kg m}^{-3}$ ]

$m_v$  : Density of vapor [ $\text{kg m}^{-3}$ ]

$m_i E_i$  : Density of internal energies [ $\text{J m}^{-3}$ ]

- $\tau$  : Time [s]  
 $P$  : Total pressure [Pa]  
 $T$  : Temperature [K]  
 $M$  : Moisture content [fractional]  
 $\nabla \cdot f_g$  : Divergence of gas flux vector =  $-\nabla \cdot (m_g \bar{K}_g \nabla P)$  [ $\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$ ]  
 $\nabla \cdot f_v$  : Divergence of water vapor flux vector =  $-\nabla \cdot (m_v \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_m \nabla M)$  [ $\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$ ]  
 $\nabla \cdot f_{m_i E_i}$  : Divergence of convection and conduction flux  
vector =  $-\nabla \cdot [(H_g m_g \bar{K}_g) \nabla P + (\bar{K}_q \nabla T)]$   
[ $\text{W m}^{-3}$ ]  
 $I_g$  : Source term for gas [ $\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$ ]  
 $I_v$  : Source term for vapor [ $\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$ ]  
 $I_{m_i E_i}$  : Source term for internal energies [ $\text{W m}^{-3}$ ]

The addition of the diffusion term is one of the differences with the model proposed by García (2002). In its simplest form, MDF hot-pressing can be represented by macroscopic partial differential equations as expressed in equations (5-1), (5-2) and (5-3). Moreover, it was shown in Vidal *et al.* (2006) that:

$$I_g = I_v = -m_o \frac{\partial M}{\partial \tau} \quad (5-4)$$

where:

$$m_o = \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \quad (5-5)$$

We end up with the following system:

$$\frac{\partial m_g}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \left( \frac{\partial m_g}{\partial M} + \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \right) \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_g = 0 \quad (5-6)$$

$$\frac{\partial m_v}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \left( \frac{\partial m_v}{\partial M} + \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \right) \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_v = 0 \quad (5-7)$$

$$\frac{\partial m_i E_i}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i E_i}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i E_i}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} + \nabla \cdot f_{m_i E_i} = I_{m_i E_i} \quad (5-8)$$

### 5.2.4. Finite element model

Neglecting the contribution of the source terms in equation (5-3), we multiply the first equation by a test function  $v_p$ , the second by  $v_T$  and, the third by  $v_M$ . We integrate over the domain, using the divergence theorem (Reddy, 1993) to get:

$$\int_{\Omega} \left[ \frac{\partial m_g}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_p + \frac{\partial m_g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_p + \left( \frac{\partial m_g}{\partial M} + \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \right) \frac{\partial M}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_p + (m_g \bar{K}_g \nabla P) \cdot \nabla \mathbf{v}_p \right] dV - \int_{\Gamma} (m_g \bar{K}_g \nabla P) \cdot \bar{\mathbf{n}} \mathbf{v}_p dS = 0 \quad (5-9)$$

$$\int_{\Omega} \left[ \frac{\partial m_v}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_M + \frac{\partial m_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_M + \left( \frac{\partial m_v}{\partial M} + \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \right) \frac{\partial M}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_M + (m_v \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_m \nabla M) \cdot \nabla \mathbf{v}_M \right] dV - \int_{\Gamma} (m_v \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_m \nabla M) \cdot \bar{\mathbf{n}} \mathbf{v}_M dS = 0 \quad (5-10)$$

$$\int_{\Omega} \left[ \frac{\partial m_i E_i}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_T + \frac{\partial m_i E_i}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_T + \frac{\partial m_i E_i}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{v}_T + (H_g m_g \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_q \nabla T) \cdot \nabla \mathbf{v}_T \right] dV - \int_{\Gamma} (H_g m_g \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_q \nabla T) \cdot \bar{\mathbf{n}} \mathbf{v}_T dS = 0 \quad (5-11)$$

where  $\bar{\mathbf{n}}$  is the exterior unit vector of the boundary.

Boundary conditions must also be provided. From the above variational formulation, it is possible to impose  $P$ ,  $T$ , and  $M$  on a given section of the boundary ( $\Gamma_E$ ). This is called a Dirichlet or essential boundary condition. On the other hand, natural or Neumann boundary conditions, arising from the integration by parts can also be applied ( $\Gamma_N$ ). Only one of the two boundary conditions (essential or natural) can be specified. From the surface integral terms of Equations (5-9), (5-10) and (5-11), one has to impose on the boundary:

$$P \text{ or } -(m_g \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P) \cdot \bar{\mathbf{n}} \quad (5-12)$$

$$M \text{ or } -(m_v \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m (P, M, T) \nabla M) \cdot \bar{\mathbf{n}} \quad (5-13)$$

$$T \text{ or } -\left(H_g m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q(P, M, T) \nabla T\right) \cdot \bar{n} \quad (5-14)$$

For hot-pressing problems, it is common to impose  $P$ ,  $T$  and  $M$  on the sections of  $\Gamma_E$  of the boundary (and consequently  $v_P = v_T = v_M = 0$  on  $\Gamma_E$ ). Most importantly, “hot-pressing conditions” expressing heat transfer from the hot-platen to the mat have to be imposed on the section  $\Gamma_N$  of the boundary:

$$-\left(m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P\right) \cdot \bar{n} = h_p (P - P^*) \quad (5-15)$$

$$-\left(m_v \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m(P, M, T) \nabla M\right) \cdot \bar{n} = h_M (M - M^*) \quad (5-16)$$

$$-\left(H_g m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q(P, M, T) \nabla T\right) \cdot \bar{n} = h_T (T - T^*) \quad (5-17)$$

where:

$h_p$  : Mass convection coefficient based on pressure (P) in air [ $\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1} \text{Pa}^{-1}$ ]

$h_M$  : Mass convection coefficient based on moisture content (M) in wood [ $\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1} \%^{-1}$ ]

$h_T$  : Thermal convection coefficient [ $\text{Wm}^{-2} \text{s}^{-1} \text{K}^{-1}$ ]

$P^*$  : Some external gas pressure [Pa]

$M^*$  : Some external moisture content [fractional]

$T^*$  : Some external temperature [K]

Using (5-15), (5-16) and (5-17), the variational formulation becomes:

$$\int_{\Omega} \left[ \frac{\partial m_g}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} v_P + \frac{\partial m_g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} v_P + \left( \frac{\partial m_g}{\partial M} + \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \right) \frac{\partial M}{\partial \tau} v_P + (m_g \bar{K}_g \nabla P) \cdot \nabla v_P \right] dV - \int_{\Gamma_N} h_p (P - P^*) \cdot \bar{n} v_P dS = 0 \quad (5-18)$$

$$\int_{\Omega} \left[ \frac{\partial m_v}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} v_M + \frac{\partial m_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} v_M + \left( \frac{\partial m_v}{\partial M} + \frac{\partial m_{bw}}{\partial M} \right) \frac{\partial M}{\partial \tau} v_M + (m_v \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_m \nabla M) \cdot \nabla v_M \right] dV - \int_{\Gamma_N} h_M (M - M^*) \cdot \bar{n} v_M dS = 0 \quad (5-19)$$

$$\int_{\Omega} \left[ \frac{\partial m_i E_i}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial \tau} v_T + \frac{\partial m_i E_i}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau} v_T + \frac{\partial m_i E_i}{\partial M} \frac{\partial M}{\partial \tau} v_T + (H_g m_g \bar{K}_g \nabla P + \bar{K}_q \nabla T) \cdot \nabla v_T \right] dV - \int_{\Gamma_N} h_T (T - T^*) \cdot \bar{n} v_T dS = 0 \quad (5-20)$$

It is important to note that:

- This is a model with three unknown state variables (P, M, and T). Every other variable must be expressed in terms of these three variables.
- The problem is highly non linear.
- Many material properties have to be provided and in several instances, little is known about them for wood based panels in general and MDF in particular.

A fully implicit Euler scheme is employed to discretize the time derivatives. Starting from the solution at time  $t^n$  ( $P^n$ ,  $M^n$  and  $T^n$  being given as initial condition) this gives:

$$\frac{\partial P}{\partial t}(t^{n+1}) \cong \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta t} \quad (5-21)$$

At each time step, a non linear system is obtained and solved by Newton's method. Linear and quadratic finite elements can be used in the program. Quadratic elements were used in two dimensions while linear elements were used in three dimensions to reduce the computational burden.

Two case studies were considered: laboratory batch pressing and industrial continuous pressing. These two cases will be presented below.

### **5.3. First case study: Laboratory batch pressing**

#### **5.3.1. Laboratory hot pressing**

To compare numerical results with experimental data, we used a homogeneous MDF mat made from 90 % black spruce (*Picea mariana* (Mill.) BPS) and 10 % balsam fir (*Abies balsamea* (L.) Mill) fibers obtained from Uniboard Canada Inc., Panneaux MDF La-Baie plant. The initial mat moisture content was 9.3 %. The press temperature was constant at 185 °C and the target board density was 710 kg m<sup>-3</sup>. The final thickness of the mat was 11

mm and it was manufactured using a  $600 \times 600 \text{ mm}^2$  laboratory press. More details about the MDF panels manufacturing parameters are given in Table 5-1.

Mat temperature was measured using K-type thermocouples positioned at the surface and center of the mat respectively. Gas pressure was measured at the mat center using a PressMAN gas pressure transducer (Figure 5-1). The press closing time was between 80 and 90 s at a maximum pressure of about 7 MPa to achieve the final thickness. The pressure was then reduced to 5.5 MPa and kept constant for 177 s. Finally, the press hydraulic pressure was gradually reduced to zero and the press opened within approximately 60 s for a total pressing cycle of approximately 330 s. Position control of mat thickness was determined by a LVDT on the top platen.

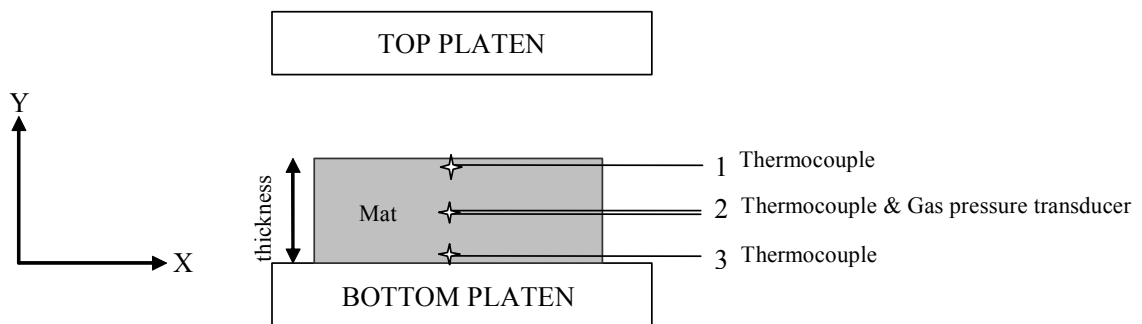


Figure 5-1 Scheme of measurements taken for the first case: laboratory batch pressing.



Table 5-1 MDF panel manufacturing parameters

Parameter	Value used
Board size	$560 \times 460 \times 11 \text{ mm}^3$
Mat moisture content	9.3 % (based on oven-dry wood)
Target panel density	$710 \text{ kg m}^{-3}$
Wax content	1 % (based on oven-dry wood)
Resin type	UF Commercial
Resin solid content	65 %
Resin viscosity	0.335 Pa s
Resin gel time	> 15 minutes
Resin content	14 % (based on oven-dry wood)
Catalyst used	Solution of $\text{NH}_4\text{CL}$ at 30%
pH after catalyst	7.0
Press platen temperature	185 °C
Total press closing time	330 seconds

### 5.3.2. Finite element modeling for the first case

The geometry used for the numerical simulation of laboratory hot pressing is presented in Figure 5-2.

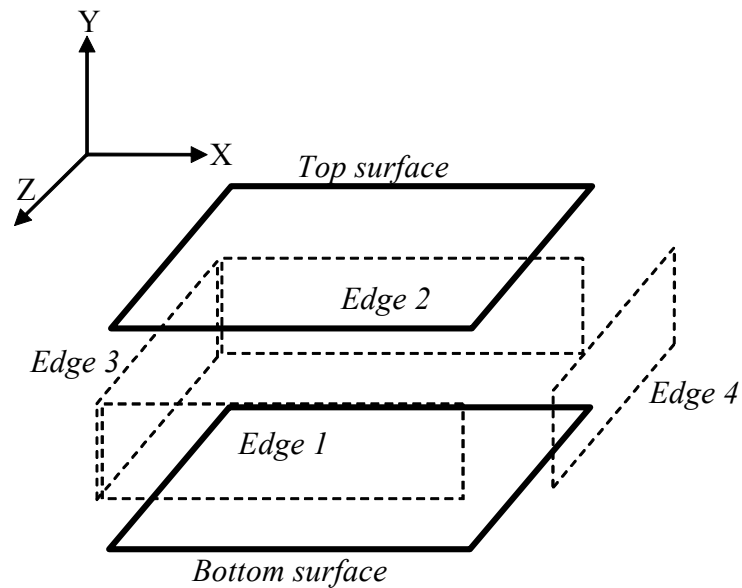


Figure 5-2 Panel geometry for the first case: laboratory batch pressing.

The boundary conditions (according to Figure 5-2) are the following:

On top surface and bottom surfaces:

$$-(m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P) \cdot \bar{n} = 0$$

$$-(m_v \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m(P, M, T) \nabla M) \cdot \bar{n} = 0$$

$$-(H_g m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q(P, M, T) \nabla T) \cdot \bar{n} = h_{T\_1} (T - T_{press})$$

On edges 1, 2, 3 and 4:

$$-(m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P) \cdot \bar{n} = h_{P\_2} (P - P_{ambient})$$

$$-(m_v \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m(P, M, T) \nabla M) \cdot \bar{n} = h_{M\_2} (M - M_{equilibrium})$$

$$-(H_g m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q(P, M, T) \nabla T) \cdot \bar{n} = h_{T\_2} (T - T_{ambient})$$

where:

$$T_{ambient} = 298.15 \text{ [K]} \text{ and } P_{ambient} = 101325 \text{ [Pa]}$$

Comparisons with the numerical solutions in 2-D and 3-D will be presented. Mat consolidation and venting were not considered. A simulation run time of 300 s was used and considered as reasonable compared to industrial continuous pressing of MDF panels for a target thickness of 11 mm. Information about the meshes employed for the simulations in two and three dimensions is given in Table 5-2. It is important to note that all of them are homogeneous meshes.

Table 5-2 Characteristics of meshes employed for the first case: laboratory batch pressing.

Mesh	Laboratory			
	2-D		3-D	
	mesh 1	mesh 2	mesh 3	mesh 4
Nodes	1089	4225	729	4913
Vertices	2112	8320	1944	13872
Faces	0	0	1728	13056
Quadrilaterals	1024	4096	0	0
Hexahedrals	0	0	512	4096

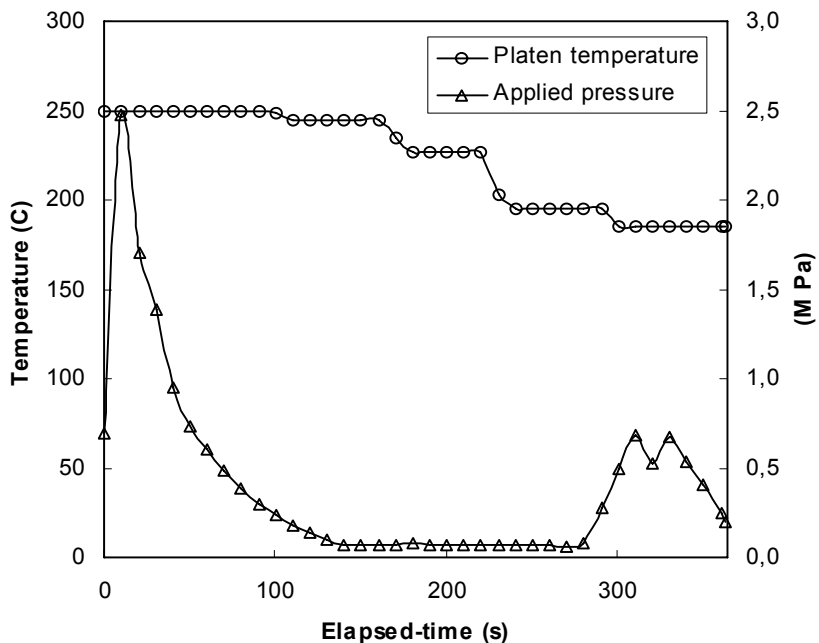


Figure 5-3 Platen temperature and applied pressure used for the second case: industrial continuous pressing.

## 5.4. Second case study: Industrial continuous pressing

### 5.4.1. Industrial continuous pressing

A representation of the pressing cycle and platen temperature during continuous pressing is given in Figure 5-3. The continuous press considered is 3 m wide and 37 m long. As can be easily seen, the applied pressure is higher at the beginning of the hot-pressing in order to reach the desired thickness and density into the mat. In addition, platen temperature is not constant and varies with position in the press.

A mat moving into the continuous press is shown in Figure 5-4. The measurements of temperature and gas pressure were made with thermocouples and PressMAN pressure transducers respectively in the center of the mat. They were inserted at 40 cm from the edge (see point 2 in Figure 5-4, i.e. at 13 % of mat width). Point 1 will be used only to report numerical simulation results (Figure 5-14).

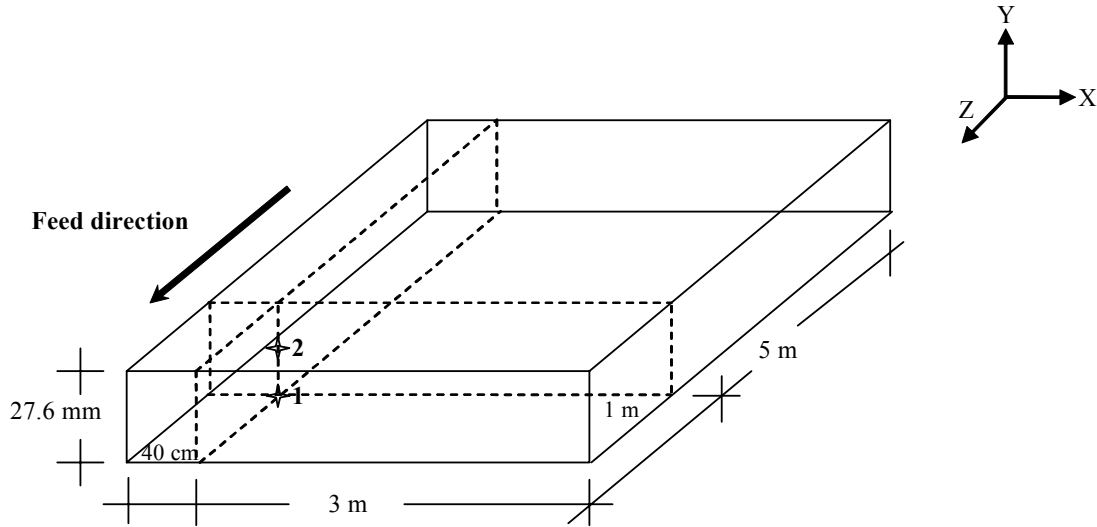


Figure 5-4 Scheme of the mat modeled for continuous pressing and location of measurements.

#### 5.4.2. Finite element model for the second case

Considering the same plane geometry described in Figure 5-2, the boundary conditions specified on the 3-D industrial mat sections are a little more complicated. On top and bottom surfaces, we have to distinguish the parts of the mat inside and outside the press. If  $v$  is the feed speed [ $\text{m s}^{-1}$ ] as indicated in Figure 4 and  $t$  is the pressing cycle time [s], then at time  $t$ , the press position  $z^*$  is defined as:

$$z^* = 5 - vt$$

It is important to note that after 50 s the mat is completely inside the press. The part of the mat for which  $z \leq z^*$  is still outside the press. On this part, we suppose that we have convective boundary conditions for both the gas pressure and the moisture content. Inside the press, we impose vanishing Neumann conditions. More precisely, the boundary conditions are the following:

On top surface and bottom surfaces:

$$\begin{aligned} -\left(m_g \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P\right) \cdot \vec{n} &= f_1(z, P) \\ -\left(m_v \bar{K}_g(P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m(P, M, T) \nabla M\right) \cdot \vec{n} &= f_2(z, M) \end{aligned}$$

$$-(H_g m_g \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q (P, M, T) \nabla T) \cdot \bar{n} = f_3(z, T)$$

where:

$$f_1(z, P) = \begin{cases} 0 & \text{if } z > z^* \\ h_{P\_1} (P - P_{ambient}) & \text{if } z \leq z^* \end{cases}$$

$$f_2(z, M) = \begin{cases} 0 & \text{if } z > z^* \\ h_{M\_1} (M - M_{equilibrium}) & \text{if } z \leq z^* \end{cases}$$

$$f_3(z, T) = \begin{cases} h_{T\_1} (T - T_{press}) & \text{if } z > z^* \\ h_{T\_2} (T - T_{ambient}) & \text{if } z \leq z^* \end{cases}$$

Boundary conditions on edges 1 and 2:

$$-(m_g \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P) \cdot \bar{n} = 0$$

$$-(m_v \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m (P, M, T) \nabla M) \cdot \bar{n} = 0$$

$$-(H_g m_g \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q (P, M, T) \nabla T) \cdot \bar{n} = 0$$

Boundary conditions on edges 3 and 4:

$$-(m_g \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P) \cdot \bar{n} = h_{P\_2} (P - P_{ambient})$$

$$-(m_v \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P + \bar{K}_m (P, M, T) \nabla M) \cdot \bar{n} = h_{M\_2} (M - M_{equilibrium})$$

$$-(H_g m_g \bar{K}_g (P, M, T) \nabla P + \bar{K}_q (P, M, T) \nabla T) \cdot \bar{n} = h_{T\_2} (T - T_{ambient})$$

where  $T_{ambient} = 298.15$  [K] and  $P_{ambient} = 101325$  [Pa].

Other boundary conditions can be easily imposed but the above set was perceived as the most representative to the industrial process.

Only one mesh was used in that case consisting of a  $16 \times 16 \times 16 = 4096$  linear elements. The details of the input data for laboratory and industrial MDF panels pressing are listed in Table 5-3. The time step  $\Delta t$  was set to 2 s. The numerical results show the evolution of temperature, gas pressure, and moisture content during hot-pressing.

Table 5-3 Input data for the laboratory and industrial modeling in 2-D and 3-D

Parameter	Symbol	Laboratory (batch)	Industrial (continuous)	Units
Board final thickness	$e$	11	27.6	$mm$
Board width	$w$	0.46	3	$m$
Length	$l$	0.56	5	$m$
Initial temperature	$T_o$	25	39	$^{\circ}C$
Initial moisture content	$M_o$	9.3	9.4	%
Initial gas pressure	$P_o$	101325	101325	$Pa$
Conductivity ratio		2.5	2.5	
Permeability ratio		59	10	
Press platen temperature	$T_{press}$	185	$f(x, y, z, t)$	$^{\circ}C$
Surface convective heat transfer	$h_{T\_1}$	85	$f(x, y, z, t)$	$Wm^{-2}K^{-1}$
Edge convective heat transfer	$h_{T\_2}$	0.35	0.35	$Wm^{-2}K^{-1}$
Surface convective mass transfer	$h_{M\_1}$	0	$f(x, y, z, t)$	$Wm^{-2}s^{-1}\%^{-1}$
Edge convective mass transfer	$h_{M\_2}$	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-7}$	$Wm^{-2}s^{-1}\%^{-1}$
Surface convection coefficient for pressure	$h_{P\_1}$	0	$f(x, y, z, t)$	$kgm^{-2}s^{-1}Pa^{-1}$
Edge convection coefficient for pressure	$h_{P\_2}$	$1 \times 10^{-9}$	$1 \times 10^{-9}$	$kgm^{-2}s^{-1}Pa^{-1}$
Water vapor diffusion coefficient	$D$	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-6}$	$m^2s^{-1}$
Feed speed	$v$		0.1	$ms^{-1}$
Press length	$l_p$		37	$m$
Pressing-time	$t$	300	370	$s$

## 5.5. Results and discussion

### 5.5.1. First case study: Laboratory batch pressing

Numerical results obtained for moisture content as a function of mesh size and dimensions considered (2-D or 3-D) are shown in Figure 5-5. It is obvious that two and three dimensional simulations give essentially the same results. This is no surprise for such a simple geometry. Mesh refinement has no significant impact on the results for surface moisture content. We can observe a small reduction of surface moisture content from 2-D to 3-D models but this difference can also be attributed to the mesh size.

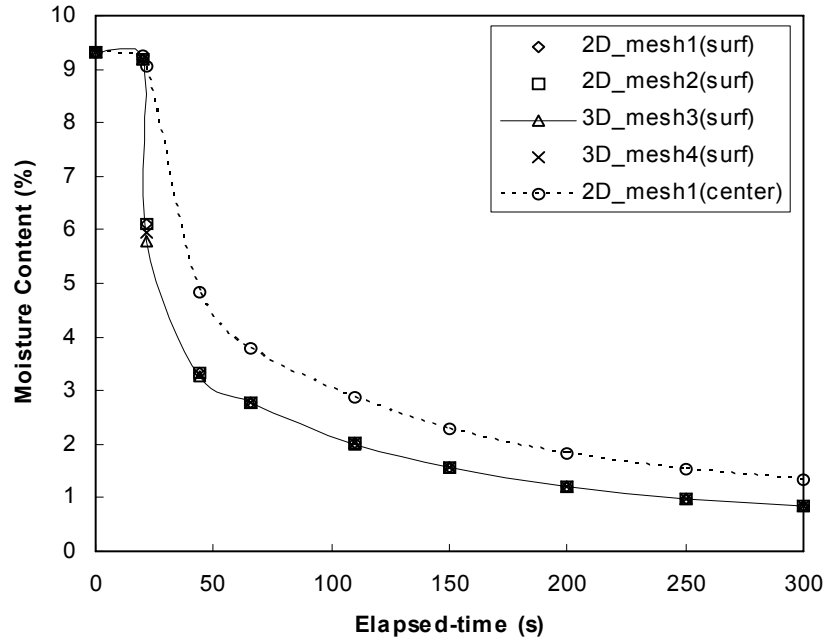


Figure 5-5 Numerical results for surface and center moisture content as a function of mesh size and type.

On the other hand, the evolution of moisture content is in agreement with our expectations. Surface moisture content decreases more quickly than center moisture content. This is due to vapor flow towards the interior of the mat.

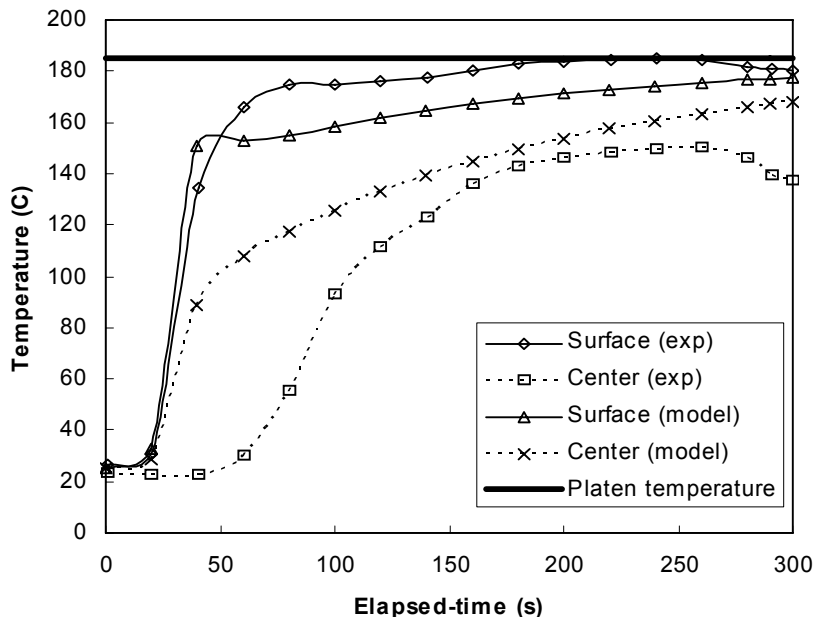


Figure 5-6 Measured and numerical results for temperatures during hot-pressing for first case: laboratory batch pressing.

The temperatures at the surface and center calculated by the numerical model follow a pattern similar to the measured data (Figure 5-6). The surface temperature reaches 160 °C quickly due to the direct contact with the platen and then gradually rises to the constant platen temperature as expected. However we note that the temperature at the center starts to rise sooner in the numerical simulations. A faster heat transfer to the center by heat conduction or heat convection by gas bulk flow calculated by the model can explain this discrepancy. This can be due to improper mat thermal conductivity or gas permeability used in the model. Also, since the simulation is performed using the final mat thickness, the center temperature starts to rise sooner than in the experimental case due to the shorter distance involved in the heat transfer. Calculated and measured temperatures are close to press temperature at the end of hot pressing at 170 °C and 180 °C (300 s) respectively. Temperatures predicted at surface and center of the mat are in relatively good agreement with experimental data (Figure 5-6). Center temperature reached 154 °C at 200 s while it was about 146 °C for the measured data at the same time.



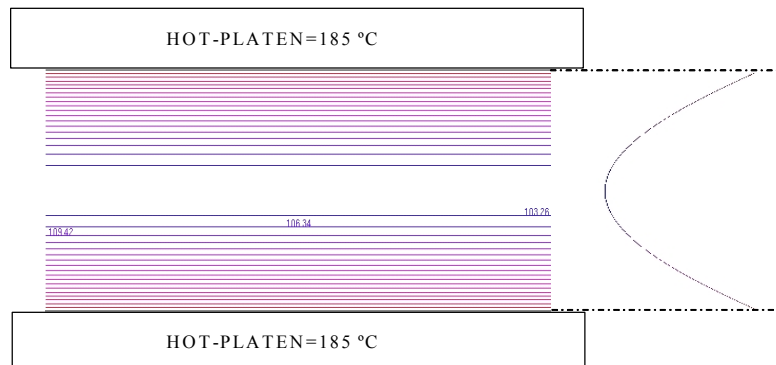


Figure 5-7 Calculated two-dimensional temperature profile after 100 s of hot-pressing for first case: laboratory batch pressing.

Figure 5-7 shows a typical temperature profile developed in the thickness direction. It has a typical U shape: a high temperature occurs in the external layers very close to the temperature of the press and a lower temperature in the core layer (103 °C).

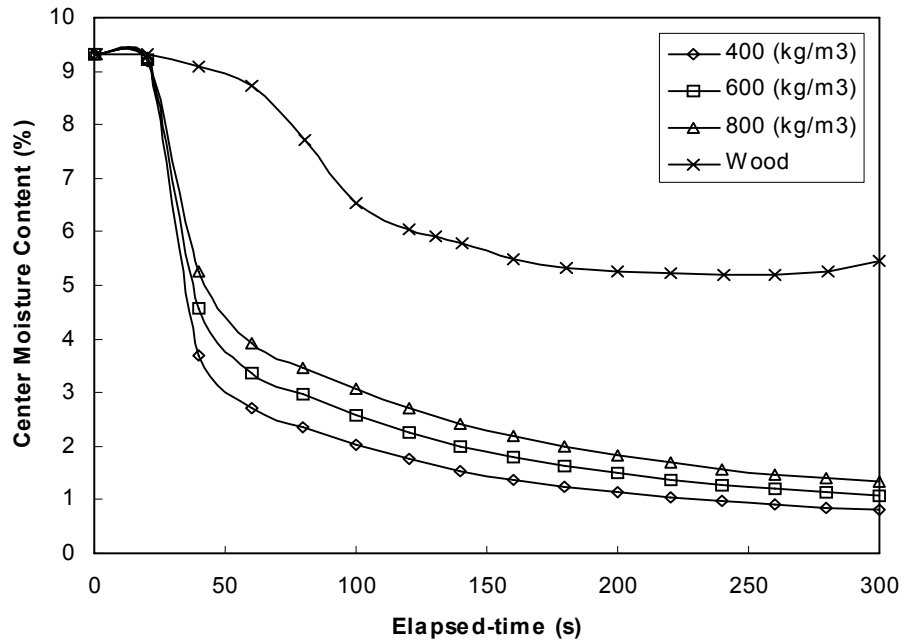


Figure 5-8 Evolution of moisture content for wood using Malmquist (1959) equation and modeled center moisture content during MDF hot-pressing at different oven-dry densities for first case: laboratory batch pressing.

As we did not have experimental data on the moisture content of MDF panels for these specific conditions, comparisons can be made with the Malmquist (1959) wood sorption model to predict moisture content through mat thickness (Figure 5-8). The model was used to calculate equilibrium moisture content corresponding to temperature and equilibrium moisture content in the mat. Details on this mathematical model to predict the equilibrium moisture content can be found in Vidal and Cloutier (2005). It can be seen that the numerical results at 300 s are lower for wood composites (more or less 2 %) than for wood (more or less 6 %). It is well known that the equilibrium moisture content for wood composites is lower than for solid wood (Wood Handbook, FPL 1999). Considering this difference, numerical results for moisture content of MDF panels present similar trends during the hot-pressing such as results presented by García (2002). We can therefore consider the numerical results as acceptable. The effect of different oven-dry density is also presented in Figure 5-8. These results are also in agreement with García (2002): with

denser wood it is more difficult to extract the bound water from wood cell walls. Higher density panels lead to higher moisture content values.

Experimental and numerical results for gas pressure are displayed in Figure 5-9. Since we know the mat thickness variation from experimental measurements (also in Figure 5-9), we can distinguish three stages: press closing, mat consolidation and polymerization. This variation of mat thickness during consolidation was not considered in the current numerical model as for other models proposed in the literature. This is clearly a limitation of these models.

As expected, gas pressure increases gradually above atmospheric pressure. However, the trends in the numerical prediction are significantly different from what is observed in the experimental data. According to Figure 5-9, no change is detected at the center of the mat by the PressMAN probe for about 70 s. At this time, a small pressure increase is observed at the end of mat consolidation. On the other hand, the numerical results show a rapid pressure increase until a plateau is reached. The pressure value corresponding to the plateau is about 135 kPa, significantly smaller than the final value in the experimental case. The differences between numerical and experimental results can probably be attributed to different sources but the most important is undoubtedly the absence of thickness variation in the numerical model. Other sources of error are the sorption model chosen, inadequate boundary conditions and inaccurate values of the convective coefficients.

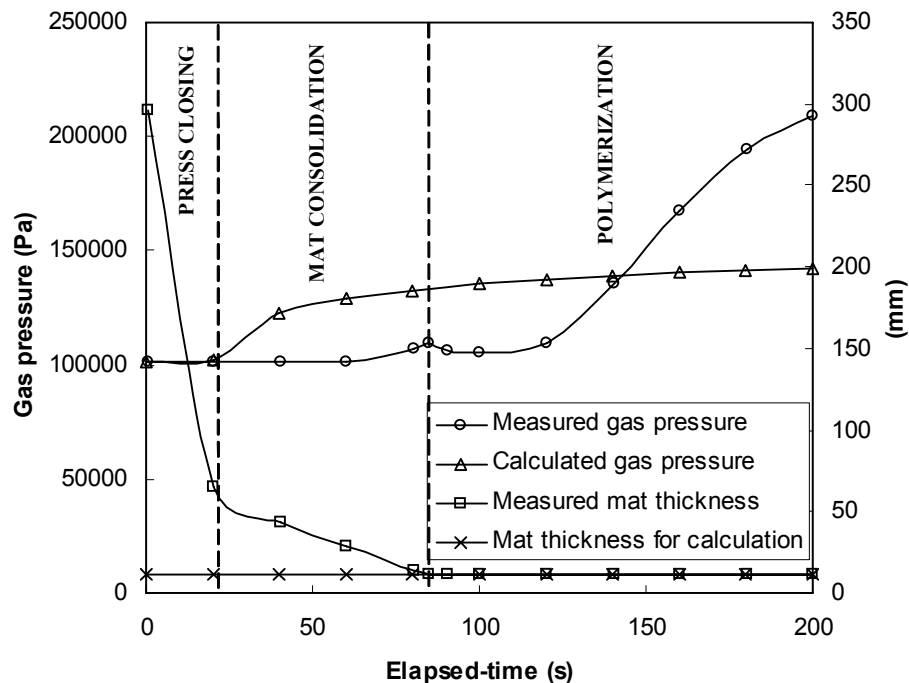


Figure 5-9 Measured and calculated gas pressure, and mat thickness for first case: laboratory batch pressing.

### 5.5.2. Second case study: Industrial continuous pressing

A 3-D simulation was performed for the case of industrial continuous pressing of MDF panels using a mesh of 4096 elements. The experimental data obtained from the measurements described in Figure 5-4 are displayed in Figures 5-10 and 5-11 and compared with the numerical results. Figure 5-10 shows measured and calculated center temperature. The calculated temperature is in relatively good agreement with the measured values. Although the pattern of the curves is slightly different, the calculated center temperature reached 99 °C, very close to the measured value of 111 °C at 364 s. The calculated center temperature does not show the plateau observed for experimental data in the first 10 m of the press.

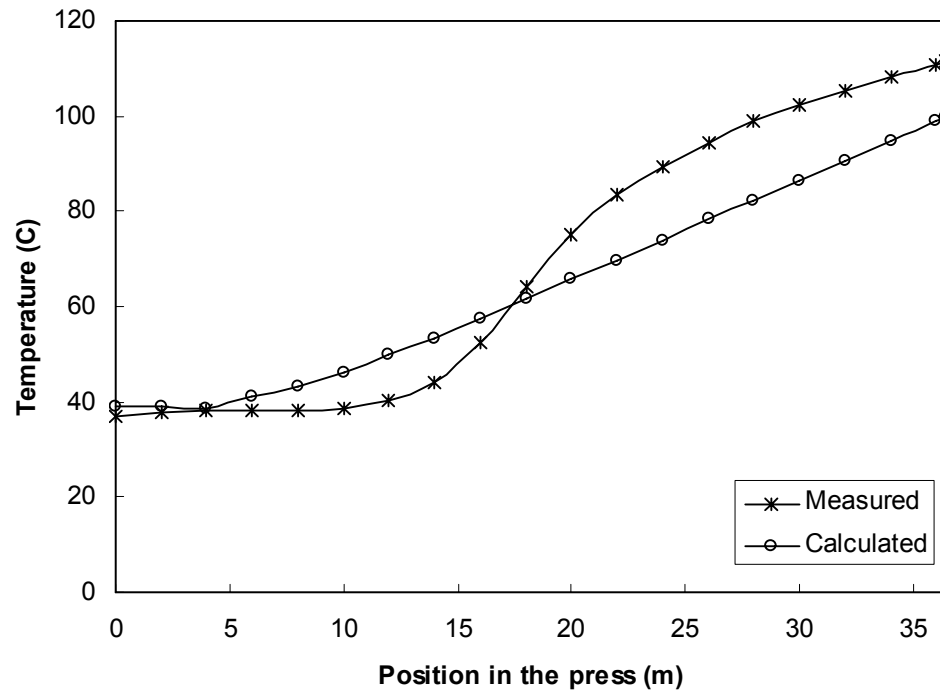


Figure 5-10 Measured and calculated MDF center temperature for the second case: industrial continuous pressing.

The calculated gas pressure is in good agreement with the experimental data as can be seen in Figure 5-11. The agreement with experimental data is much better in this case compared to first case. A possible explanation is the weaker influence of edge boundary conditions in the second case due to the dimensions of the mat considered. It must be emphasized that no adjustment factor was used in numerical results for both cases analyzed.

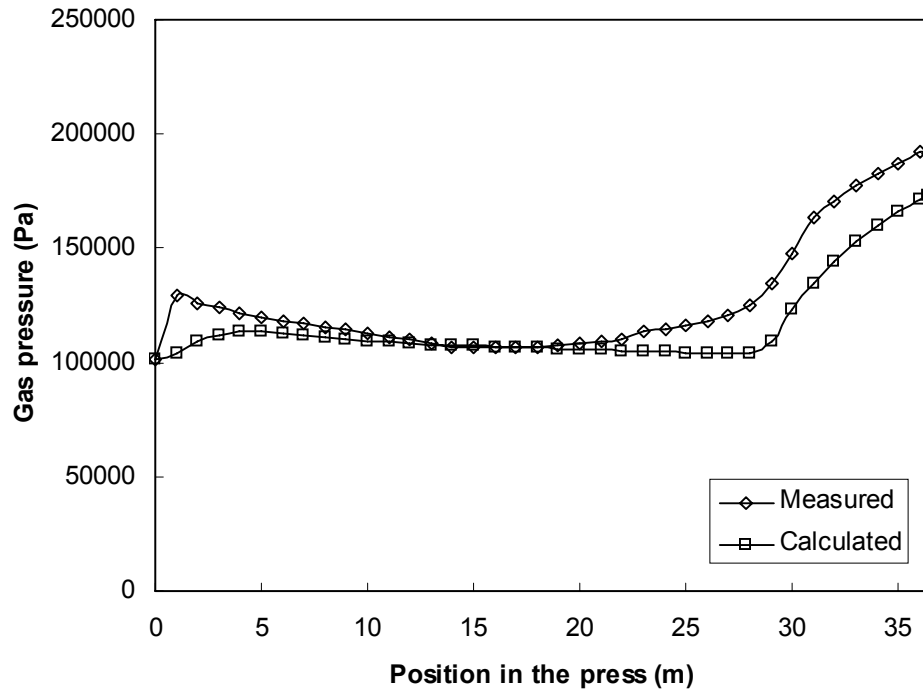


Figure 5-11 Measured and calculated gas pressure for the second case: industrial continuous pressing.

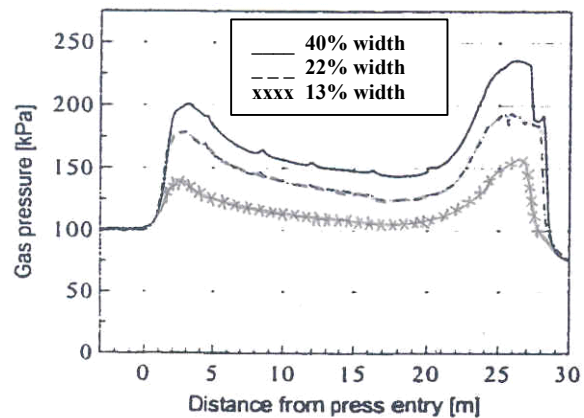


Figure 5-12 Measured gas pressure for different positions into MDF mats. (Results of Thoemen 2000 and current study at 13 % of the width).

Gas pressure at point 2 (Figure 5-4) at 13 % of the width is consistent with the results of Thoemen (2000) where gas pressure was measured by inserting probes at 40 % and 22 % of the mat width (Figure 5-12). The general trend is similar in the three cases. As we approach the mat edges, the gas pressure decreases to reach equilibrium with the atmospheric pressure because vapor escapes continuously by the edges of the mat.

The gas pressure evolution for the second case is presented in Figure 5-13. At  $t = 2$  s, the mat enters into the press and the compression starts. The gas pressure is higher in the first zone of the mat at this time. The remaining of the mat is still out of the press and thus at lower gas pressure ( $1.0132 \cdot 10^5$  Pa) since it takes 50 s for the 5-m long mat considered to completely enter into the press. At  $t = 100$  s, the mat presents a gas pressure distribution in three zones: higher pressure for the first zone ( $1.1895 \cdot 10^5$  Pa), transition pressure for the center zone ( $1.1763 \cdot 10^5$  Pa) and lower pressure for the third zone ( $1.1598 \cdot 10^5$  Pa). At  $t = 300$  s, the gas pressure is concentrated in the center and the third zone of the mat with values of  $1.2806 \cdot 10^5$  Pa and  $1.2841 \cdot 10^5$  Pa respectively. This pressure is extended to the length of the mat. At 370 s the higher gas pressure is still concentrated in the same zones of the mat with slightly higher values ( $1.2989 \cdot 10^5$  and  $1.3049 \cdot 10^5$  Pa). From Figure 5-13, we can observe lower values of pressure at the four edges of the panel as opposed to the center. During hot-pressing, gases are transported in the thickness direction but once inside the mat, they are forced towards the open edges thus developing a pressure gradient from the center to the edges of the panel. When the temperature increases, an important generation of vapor is produced. This phenomenon causes a pressure increase especially at the center of the mat. This effect was observed during hot pressing because the vapor is continuously forced out by the edges of the mat. This is confirmed by the numerical results obtained from Figure 5-13.

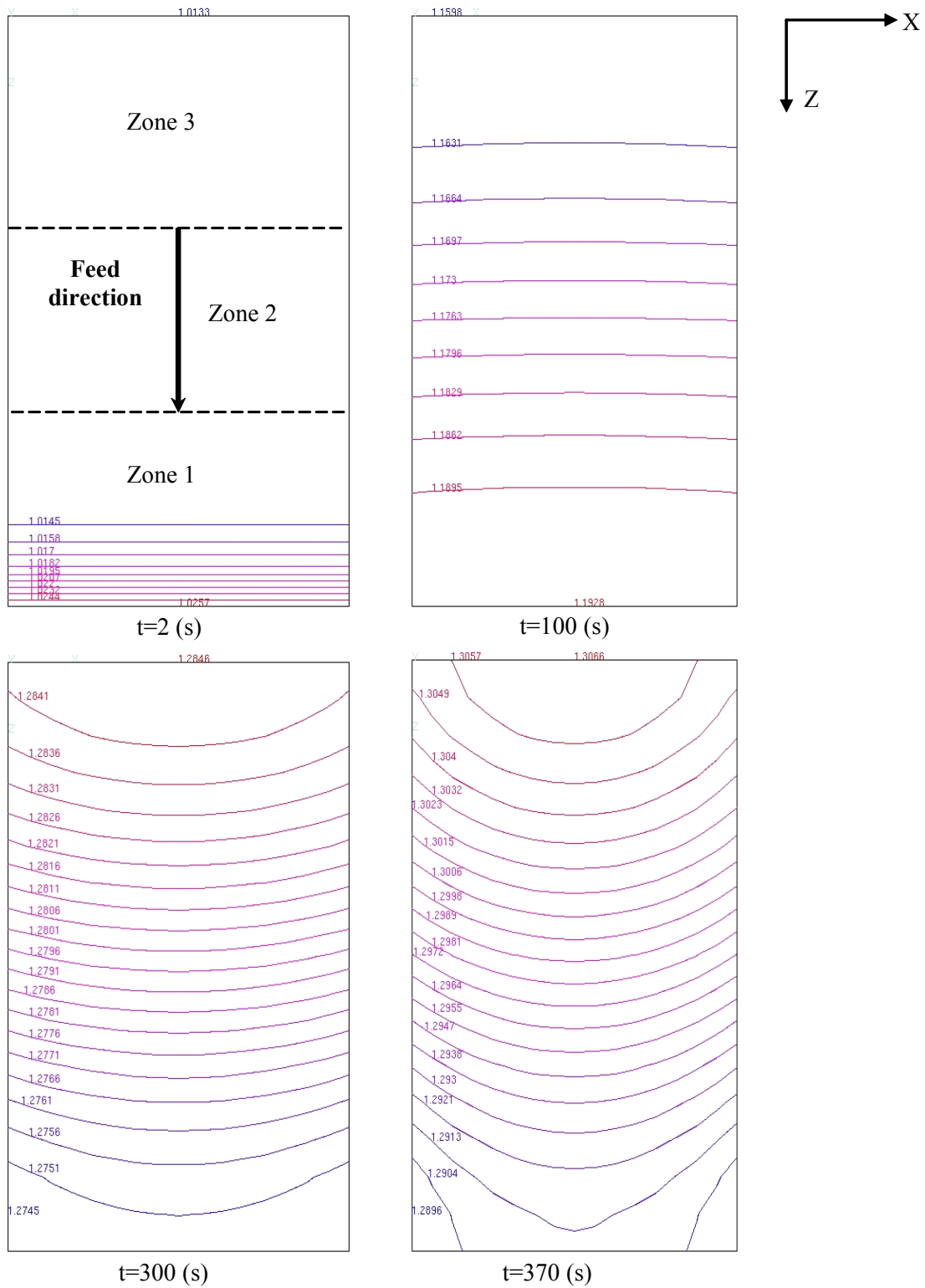


Figure 5-13 Distribution of gas pressure ( $P \cdot 10^5$ ) in the XZ plane for the second case: industrial continuous pressing.



In Figure 5-14, surface moisture content (point 1 from Figure 5-4) presents a similar behavior as for the first case. The hot-platen produces a quick drop of moisture content at the surface of the mat. Moreover as can be seen in Figure 5-15, a non-homogeneous distribution of moisture content is observed on the top surface of the mat. At  $t = 2$  s, compression and heating of the mat start and the loss of moisture is immediate in zone 1 (2%, 4%, 6% and 7.9%). The remaining of the mat is still at the initial moisture content. At  $t = 100$  s, the moisture content is lower in the first region (1.3 %) and increases slightly towards the end zone (2.9 %). A strong moisture content gradient starts to develop at the edges of the mat due to the boundary conditions. In industrial hot pressing, moisture content is allowed to escape through the lateral edges only. This underlines the influence of the convective parameter  $h_{M_2}$  which was most likely too small. This value is unfortunately not well known. A larger value would probably produce a smaller moisture content gradient. At  $t = 300$  s, the moisture content shows a linear progression along mat length (zone 1: 1.32%, zone 2: 1.79 % and zone 3: 2.4 %) but on the edges, the boundary layer gets stronger. Finally, at  $t = 370$  s, the general pattern is similar. In the four corners, oscillations are observed due to the incompatibility of the boundary conditions.

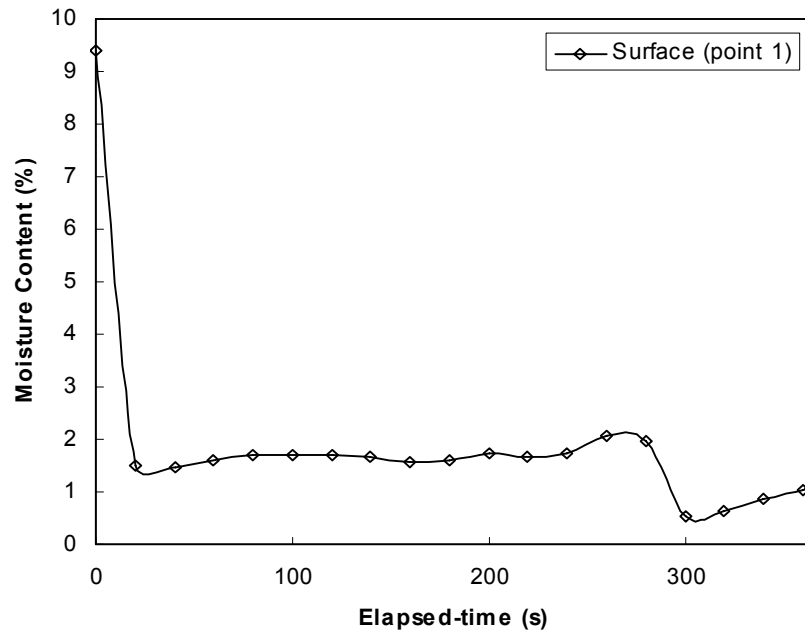


Figure 5-14 Calculated surface moisture content for the second case: industrial continuous pressing.

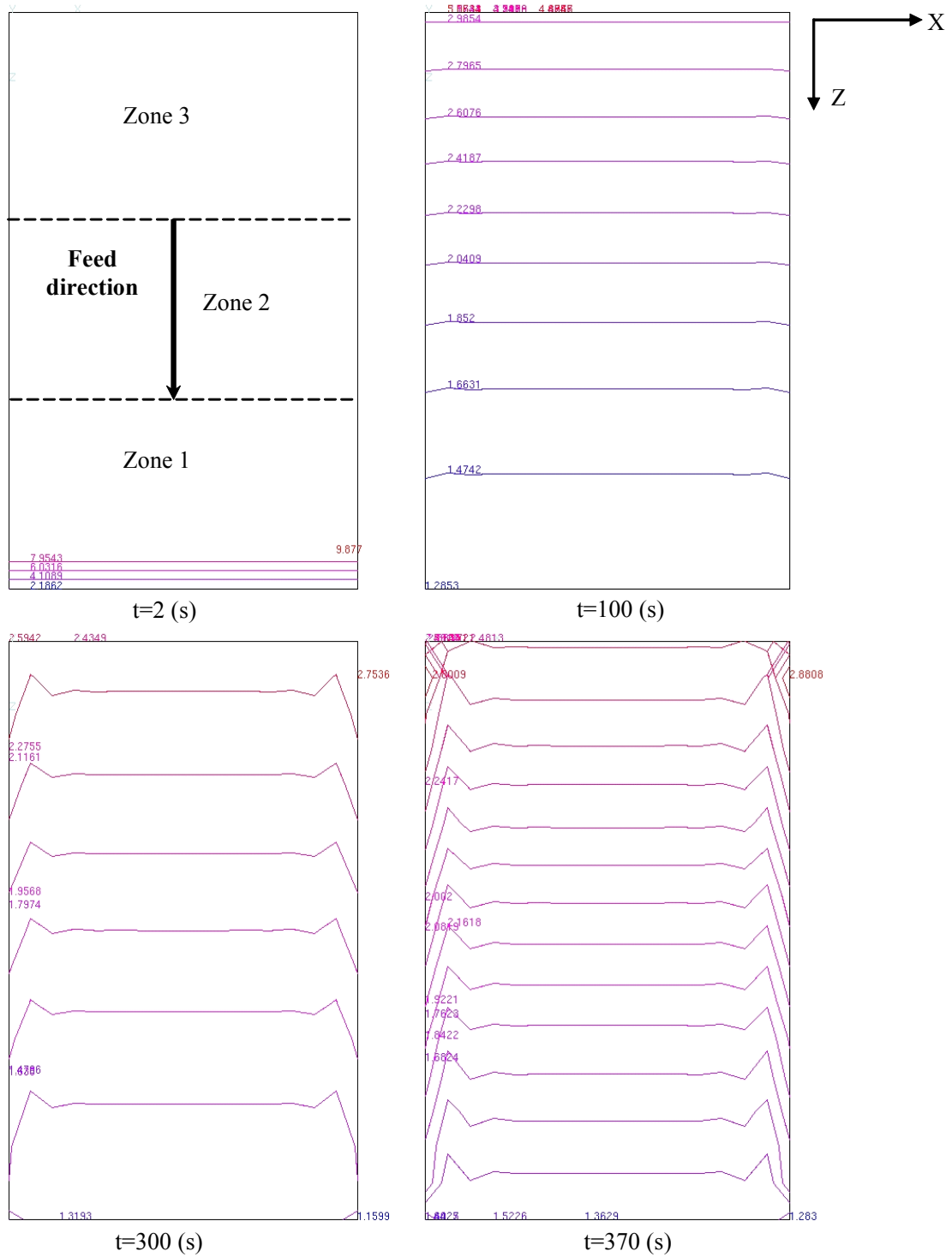


Figure 5-15 Distribution of moisture content in the XZ plane for the second case: industrial continuous pressing.

## 5.6. Conclusions

The objective of this study was to demonstrate the potential of the finite element method to predict the behavior of the most important variables affecting heat and mass transfer involved in the MDF hot-pressing process in 2-D and 3-D. Despite some discrepancies observed for gas pressure in the laboratory batch pressing case, numerical results are in reasonable agreement with measured data for temperature and moisture content. However, in the industrial continuous pressing case, the predictions are satisfactory for the three state variables. The numerical results show that the model predicts different behaviours for the pressure, temperature and moisture content for the two pressing strategies.

The main conclusion of this study is the lack of accurate data on physical properties of wood composites such as the diffusion  $D$  or the convection coefficients  $h_p$  and  $h_m$ . These coefficients have a major impact on the numerical results, particularly those appearing in the boundary conditions. In the presented numerical results, no adjusting factor was used to improve the match between measured and calculated results. We have used the most reasonable values found in the literature.

In future work, inverse engineering techniques could be used to improve the parameters values. On the other hand, this model will be eventually coupled with a mechanical model that would take into account the variation of mat thickness during the process.

## 5.7. Acknowledgements

The authors are grateful to the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for supporting this project under grant no CG 029167. They would like to thank to Uniboard Canada Inc., Panneaux MDF La Baie panel plant for providing the wood fibers and to Pierre Martin for his cooperation in this research. They wish to thank to Serge Plamondon for technical assistance at Laval University.

## 5.8. Nomenclature

### 5.8.1. Greek symbols

$\nu_P, \nu_M, \nu_T$  : Test functions for pressure, moisture content and temperature respectively

### 5.8.2. Subscripts

$T\_1$  : Thermal coefficient at top/bottom in the panel

$T\_2$  : Thermal coefficient at the left/right edge in the panel

$M\_1$  : Mass coefficient at top/bottom in the panel for moisture content

$M\_2$  : Mass coefficient at left/right in the panel for moisture content

$P\_1$  : Mass coefficient at top/bottom in the panel for pressure

$P\_2$  : Mass coefficient at left/right in the panel for pressure

### 5.8.3. Mathematical operators

$\nabla$  : Gradient operator

$\nabla \cdot$  : Divergence operator

## Conclusion

Afin d'obtenir une meilleure compréhension du comportement des panneaux MDF lors du pressage à chaud selon les procédés en lot et en continu, on a développé un modèle basé sur les lois de la thermodynamique et les propriétés physiques du bois. Ce modèle a été résolu par la méthode des éléments finis en utilisant le logiciel MEF++ qui a été créé au sein du Groupe Interdisciplinaire de Recherche en Éléments Finis (GIREF) à l'Université Laval. Pour valider le modèle numérique présenté dans cette thèse, on l'a comparé avec des données expérimentales de température, pression gazeuse et teneur en humidité. C'est ainsi que des essais de pressage à chaud en lot ont été réalisés au laboratoire de pressage du Département de sciences du bois et de la forêt à partir de panneaux MDF à base de fibres d'épinette noire (*Picea mariana* (Mill.) BPS) et de sapin baumier (*Abies balsamea* (L.) Mill.). Quant aux données pour le procédé de pressage à chaud en continu, elles ont été obtenues de l'usine de panneaux MDF La Baie d'Uniboard Canada Inc. à ville de La Baie, Québec pour ces mêmes essences. Les mesures de température et de pression gazeuse ont été prises à la surface et au centre de l'ébauche lors du pressage à chaud.

Sept modèles de sorption les plus couramment utilisés dans la littérature pour déterminer la teneur en humidité d'équilibre ont été extrapolés aux hautes températures jusqu'à 220 °C. Les modèles ont été comparés avec des données expérimentales provenant de Wood Handbook (1999) et Kubojima *et al.* (2003) entre 0 °C et 160 °C. La somme des carrés sans correction des différences entre la teneur en humidité d'équilibre prédite et les valeurs expérimentales publiées dans la littérature a servi d'estimateur statistique pour déterminer le modèle qui donne les meilleures prédictions de la teneur en humidité. Les résultats ont montré que le modèle de Malmquist (1959) est le mieux adapté pour les humidités relatives considérées (40 %, 52 %, 65 %, 75 % et 85 %). Néanmoins, le modèle de García donne de très bons résultats pour l'humidité relative de 85 %. Cette étude démontre que le choix des modèles dépend des températures considérées et des conditions d'humidité relative requises par l'utilisateur.

Le modèle de transfert de masse et de chaleur proposé dans le Chapitre 4 est un modèle innovateur. En effet, sa formulation mathématique de base a été améliorée par l'addition

d'un nouveau terme. Le terme de diffusion a été ajouté dans l'équation de la vapeur. Il se présente comme une alternative concrète au modèle qui considère tous les phénomènes physiques intervenant durant le pressage à chaud. Ce nouveau modèle permet en plus de prendre en considération le pressage en lot ou bien en continu. D'un point de vue physique, le gradient de teneur en humidité intervient directement lors du phénomène de diffusion ce qui n'a pas été défini auparavant. Sur le plan du calcul numérique, ce nouveau terme a eu un grand impact lors de la simulation car il a permis de stabiliser le système final proposé et de considérer les conditions aux limites imposées dans les deux cas étudiés (en lot et continu).

La résolution du système final proposé dans le Chapitre 4 est présentée au Chapitre 5. La technique des éléments finis est la base du logiciel MEF++. On a adapté les équations présentées dans le Chapitre 5 au code, nous permettant ainsi de prédire le comportement en 2-D et 3-D des variables inconnues comme la température, la pression gazeuse et la teneur en humidité. Leurs profils sont formés lors du pressage à chaud des panneaux et ils assurent la formation du profil de densité, la qualité du produit final et d'autres propriétés des panneaux. Les conditions aux limites utilisées durant la simulation sont du type Neumann non linéaires, c'est-à-dire du type convectif ou du type Dirichlet. Elles constituent un terme clé pour faire la distinction entre les deux procédés qui dépendent fortement du cycle de pressage employé. La taille des panneaux modélisés est de  $11 \times 460 \times 560 \text{ mm}^3$  et  $27.6 \times 3000 \times 5000 \text{ mm}^3$  pour les pressages en lot et en continu respectivement. Le temps de la simulation a été réglé à 300 s et des éléments quadratiques et linéaires ont été employés dans les simulations 2-D et 3-D respectivement. Les maillages construits étaient homogènes et le système final fortement non linéaire a été résolu par la méthode de Newton. Des conditions initiales ont également été imposées pour chacune des variables inconnues.

On a eu une différence entre les résultats numériques et les mesures de la pression gazeuse dans le pressage en lot. Par contre, les résultats numériques sont acceptables pour la pression gazeuse dans le cas de la presse en continu. Pour les températures et la teneur en humidité, dans les deux types de pressage modélisés ont obtenu des très bons résultats. Il

est important de noter qu'aucun facteur de correction n'a été introduit dans les valeurs des paramètres physiques pour le transfert de masse et de chaleur comme il est parfois utilisé afin d'ajuster les résultats numériques. De cette façon, on a démontré le potentiel de la méthode des éléments finis et du nouveau modèle présenté pour prédire les variables telles que la pression gazeuse, la température et la teneur en humidité lors le pressage à chaud des panneaux MDF.

On a quelques recommandations qui pourront améliorer les résultats numériques obtenus. Pour obtenir de meilleurs résultats, on a besoin de connaître les valeurs des paramètres physiques en cause dans toute la gamme de densité et de température. Néanmoins, on a noté des lacunes concernant ces valeurs qui sont fondamentales pour décrire le processus de transfert de masse et de chaleur.

Le manque de résultats sur la teneur en humidité aux hautes températures ( $\geq 132$  °C) pour les composites à base de bois est notable. Lorsque l'on souhaite faire une comparaison des valeurs entre teneurs en humidité ou des paramètres des modèles de sorption, l'extrapolation développée dans le Chapitre 3 est présentée comme un outil alternatif pour arriver à comparer les résultats numériques obtenus.

La valeur du coefficient de diffusion ajouté dans l'équation de la vapeur dans le Chapitre 4 est essentielle pour déterminer le mouvement de l'eau dans les panneaux sous toutes ses formes lors du procédé de pressage à chaud. Cependant, les différentes techniques de calcul ne font pas de distinction entre les états physiques de l'eau ni ne donnent avec exactitude la valeur du coefficient en fonction de la méthode.

Il reste des valeurs de conductivité thermique et de perméabilité du gaz qui n'ont pas été déterminées dans la gamme de basse densité.

Les valeurs des coefficients de transfert de masse et de chaleur  $h_M$  et  $h_P$  des conditions aux limites du système sont un autre défi car on ne trouve pas non plus d'information pour les températures élevées. On a détecté l'impact de ces paramètres dans les résultats numériques.



On croit qu'un grand nombre de conditions assumées durant la modélisation du pressage à chaud ne sont pas en accord avec la réalité du procédé et que cela contribue à l'écart entre le modèle numérique et les résultats expérimentaux. L'une d'elles fait référence à la variation de l'épaisseur de l'ébauche lors du pressage à chaud. Il est connu que l'épaisseur initiale de l'ébauche avant le pressage est jusqu'à six fois supérieure à l'épaisseur finale. Or cette variation a été négligée dans les modèles présentés dans la littérature.

En conséquence, il est fortement recommandé d'approfondir la recherche au cours des travaux futurs sur les cinq aspects mentionnés ci-dessus. La connaissance de ceux-ci peut faire partie des nombreuses études qui aideront à l'optimisation de l'étape de fabrication des panneaux composites à base de bois. Cette thèse ne fait qu'encourager la recherche sur ce sujet.

## Bibliographie

- Alberta Research Council. 2003. PressMAN® Monitoring System, Forest Products Business Unit, Alberta Research Council, Edmonton, Alberta, Canada.  
<http://www.arc.ab.ca/forpro/ForestProductsBU.asp>
- Avramidis, S. et Siau, J.F. 1987. An investigation of the external and internal resistance to moisture diffusion in wood. *Wood Sci. Technol.* 21: 249-256.
- Avramidis, S. 1989. Evaluation of “three-variable” models for the prediction of equilibrium moisture content wood. *Wood Sci. Technol.* 23: 251-258.
- Ball, R.D., Simpson, G. et Pang, S. 2001. Measurement, modelling and prediction of equilibrium moisture content in *Pinus radiata* heartwood and sapwood. *Holz als Roh-und Werkstoff* 59(6): 457-462.
- Ben Ismail, A. et Morlier, P. 2003. Modélisation de la consolidation des panneaux à base de bois MDF. Rapport de Stage D.E.A. Laboratoire de rhéologie du bois de Bordeaux (LRBB). France. 144 pp.
- Benrabah, Z. 2002. Modélisation tridimensionnelle par éléments finis des phénomènes hygro-thermiques dans les milieux poreux : Application au séchage du bois et à la dessiccation du béton. Thèse de Doctorat. Université Laval, Québec. 243 pp.
- Boehme, C. 1994. Wasserdampf-Diffusionswiderstandszahlen von dünnen und dicken Spanplatten, senkrecht, schichtweise und parallel zur Plattenoberfläche ermittelt. WKI Short Report No. 10, Braunschweig, Germany.
- Bolton, A.J., Humphrey, P.E. et Kavvouras, P.K. 1989. The hot pressing of dry-formed wood-based composites. Part III. Predicted vapour pressure and temperature variation with time, compared with experimental data for laboratory boards. Offprint.
- Bowen, M. 1970. Heat transfer in particleboard during hot-pressing. Thèse de Doctorat. Colorado State University, Corvallis, United States. 114 pp.
- Brunauer, S., Emmett, P.H. et Teller, E. 1938. Adsorption of gases in multimolecular layers. *J. Am. Chem. Soc.* 60: 309-319.
- Cai, L. et Wang, F. 1994. Steady and unsteady state moisture movement in particleboards. *Holz als Roh und Werkstoff* 52: 304-306.
- Cai, X. 2002. Preparation of ionic interphase cellulose fiber/polymer composites. Mémoire de Maîtrise, Université Laval, Québec. 132 pp.

- Carvalho, L.M.H., Costa, M.R.N. et Costa, C.A.V. 1997. Comparison between two and three dimensional models for heat and mass transfer in the hot-pressing process for MDF production. ECCE1. Florence, May 4-7. Italy. pp 2129-2132.
- Carvalho, L.M.H., Costa, M.R.N. et Costa, C.A.V. 1998. Modeling and simulation of the hot – pressing process in the production of Medium Density Fiber Board (MDF). Chemical Engineering Communications. Vol. 170, pp. 1 – 21.
- Carvalho, L.M.H., Costa, M.R.N. et Costa, C.A.V. 2001. Modeling rheology in the hot-pressing of MDF : Comparison of mechanical models. Wood Fiber Sci. 33(3): 395-411.
- Carvalho, L.M.H., Costa, M.R.N. et Costa C.A.V. 2003. A global model for the hot-pressing of MDF. Wood Sci. Technol. 37: 241-258.
- Cammerer, J.S. 1956. Bezeichnungen und Berechnungsverfahren für Doffusionsvorgänge im Bauwesen. Kältetechnik 8: 339-343. (Cité par Niemz 1993 et Thoemen 2000)
- Cammerer, W.F. 1970. Thermal conductivity and resistance to diffusion of wood-based materials. Holz Roh und Werkstoff 28(11): 420-423.
- Cloutier, A. 2001. Notes de cours de panneaux agglomérés SBO-17195.
- Cloutier, A. et Fortin, Y. 1991. Moisture content - water potential relationship of wood from saturated to dry conditions. Wood Sci. Technol. 25(4): 263-280.
- Couturier, M.F., George, K. et Schneider, M.H. 1996. Thermophysical properties of wood polymer composites. Wood Sci. Technol. 30: 179-196.
- Crank, J. 1975. The mathematics of diffusion. 2nd Edition Clarendon press, Oxford. 414 pp.
- Dai, C. et Steiner, P.R. 1993. Spatial Structure of wood composites in relation to processing and performance characteristics. Part I: Rationale for model development. Wood Sci. Technol. 28: 45-51.
- Dai, C. et Steiner, P.R. 1994. Spatial structure of wood composites in relation to processing and performance characteristics. Part II. Modeling and simulation of a randomly-formed flake layer network. Wood Sci. Technol. 28: 135-146.
- Dai, C., Hubert, P. et Chen, S. 1997. Advances in modeling mat formation and consolidation for wood composites panels. Proceeding of the First European Panel Product Symposium. U.K.
- Dai, C. 2001. Viscoelasticity of wood composite mats during consolidation. Wood Fiber Sci. 33(3): 353-363.

- Dai, C. et Changming, Y. 2004. Heat and mass transfer in wood composite panels during hot-pressing. Part I. A physical mathematical model. *Wood Fiber Sci.* 36(34): 585-597.
- Day, D.L. et Nelson, G.L. 1965. Desorption isotherms for wheat. *Trans. of the ASAE.* 8: 293-297.
- Defo, M. 1999. Modélisation du séchage du bois sous vide par contact : l'approche du potentiel hydrique. Thèse de Doctorat. Université Laval, Québec. 246 pp.
- Denisov, O.B. et Sosnin, M.S. 1967. Characterization of changing temperature and steam pressure inside a particleboard mat during pressing. *Derev. Prom.* 16(8):11 (Russe)  
*Derev. Prom.* 16(8):11 (Russe).
- Engelhardt, F. 1979. Investigations on the sorption of water vapor by Beech at temperatures ranging from 110 to 170 °C. *Holz als Roh-und Werkstoff* 37(3): 99-112.
- Englund, K.R. et Wolcott, M.P. 2002. The Compression of Wood/Thermoplastic Fiber Mats During Consolidation. *Journal Composites Part A: Applied Science and Manufacturing.* Offprint.
- FAO, 2005. Food and Agriculture Organization of the United Nations. FAOSTAT Forestry Data. Wood-based Panels. <http://faostat.fao.org/>
- Fahrni, F. 1954. Chipboard pressing with the outer chip-layers more or less moist. *Holz als Roh- und Werkstoff.* 14(1): 8-10.
- FPL. 1999. Wood Handbook. Chapter 3: Physical properties and moisture relations of wood. Forest Products Laboratory, Madison, United States. 463 pp.
- Ganev, S., Gendron, G., Cloutier, A. et Beaugard, R. 2005. Mechanical properties of MDF as a function of density and moisture content. *Wood Fiber Sci.* 37(2): 327-354.
- Ganev, S., Cloutier A., Beaugard, R. et Gendron, G. 2003. Effect of moisture content and density on moisture movement in MDF panels. *Wood Fiber Sci.* 35(1): 68-82.
- Garcia, R.A. 2001. Contribution à l'étude du procédé de pressage à chaud des panneaux MDF. Mémoire de Maîtrise, Université Laval, Québec, Canada, 92 pp.
- Garcia, R. et Cloutier, A. 2005. Characterisation of heat and mass transfer in the mat during the hot pressing of MDF panels. *Wood Fiber Sci.* 37(1): 23-41.
- García, P. 2002. Three-dimensional heat and mass transfer during oriented strandboard hot-pressing. Thèse de Doctorat. University of British Columbia. 254 pp.

- Geimer, R.L., Johnson, S.E. et Kamke, F.A. 1991. Response of flakeboard properties to changes in steam injection pressing environments. Res. Pap. FPL-RP-507. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory.
- Gibson, L.J. et Ashby, M.F. 1988. Cellular solids: structure and properties. Oxford, England: Pergamon. 357 pp.
- Godbille, F.D. 2002. A simulation model for the hot pressing of particleboard. Thèse de Doctorat. University of New Brunswick. 177 pp.
- Hailwood, A.J. et Horrobin, S. 1946. Absorption of water by polymers: analysis in terms of a simple model. Trans. Faraday Society. 42B. 84-92, 94-102.
- Harless, T.E.G., Wagner, F.G., Short, P.H., Dan Seale, R.D., Mitchell, P.H. et Ladd D.S. 1987. A model to predict the density profile of particleboard. Wood Fiber Sci. 19(1): 81-92.
- Haselein, C.R. 1998. Numerical Simulation of Pressing Wood-Fiber Composites. Thèse de Doctorat. Oregon State University. 244 pp.
- Hata, T., Kawai, S. et Sasaki, H. 1990. Production of particleboard with steam-injection. Part 2: Computer simulation of temperature behaviour in particle mat during hot-pressing and steam-injection pressing. Wood Sci. Technol. 24: 65-78.
- Hearle, J.W.S. et Peters, R.H. 1960. Moisture in textiles. Butterworth's Scientific Publication. 203 pp.
- Hood, J.P. 2004. Changes in Oriented Strandboard permeability during hot-pressing. Mémoire de Maîtrise, Virginia Polytechnic Institute and State University, USA. 85 pp.
- Horn, J. 1969. Untersuchungen über die Wasserdampfdiffusion durch Holzspanplatten in Abhängigkeit von einigen technologischen und klimatischen Einflußfaktoren. Hamburg University, Allemagne. 147 pp.
- Hubert, P. et Dai, C. 1999. An object-oriented finite element processing model for oriented strand board composites. In: Proceedings, 12th international conference on composite materials; July; Paris, France. CD- Rom.
- Humphrey, P.E. et Bolton, A.J. 1989. The hot pressing of dry-formed wood –based composites. Part II. A simulation model for heat and moisture transfer, and typical results. Holzforschung 43(3): 199-206.
- Jannot, Y. 2003. Isothermes de sorption. Modèles et détermination. [www.thermique55.com/principal/sorption.pdf](http://www.thermique55.com/principal/sorption.pdf)

- Kamke, F.A. et Casey, L.J. 1988. Fundamental of flakeboard manufacture: Internal mat conditions. *Forest Prod. J.* 38(6): 38-44.
- Kamke, F.A. 2003. Physical of hot-pressing. *Fundamentals of Composite Processing*. Madison, Wisconsin. 5-6 November. 126 p.
- Kamke, F.A. et Wolcott, M.P. 1991. Fundamentals of flakeboard manufacture: wood-moisture relationship. *Wood Sci. Technol.* 25: 57-71.
- Kauman, W.G. 1956. Equilibrium moisture content relations and drying control in superheated steam drying. *Forest Prod. J.* 25(6): 328-332
- Kavvouras, P.K. 1977. Fundamental process variables in particleboard manufacture. Thèse de Doctorat, University of Wales, Bangor, UK. 156 pp.
- Kayihan, F. et Johnson, J.A. 1983. Heat and moisture movement in wood composite material during the pressing operation – a simplified model. *Numerical Methods in Heat Transfer 2*: 511-531.
- Kelly, M. 1977. Critical review of relationships between processing parameters and physical properties of particleboard. Gen. Tech. FPL-10. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory.
- King, G. 1960. Theories of multi-layer adsorption. In J.W.S. Hearle and R. H. Peters, eds., *Moisture in textiles*. Textile Book Publ. Inst., Inc., New York. 203 pp.
- Kollmann, F. 1961. High temperature drying. *For. Prod. J.* 11(11): 508-515.
- Koponen, H. 1984. Dependences of moisture diffusion coefficients of wood and wooden panels on moisture content and wood properties. *Paperi ja Puu – Papper och Tra* 12: 740 – 745.
- Krischer, O. 1963. *Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*. 2nd Edition Springer Verlag. 491 pp.
- Kubojima, Y., Suzuki, Y., Tonosaki, M. et Ishikawa, A. 2003. Moisture content of green wood in high temperature water vapor. *Holzforshung* 57(6): 634-638.
- Lang, E.M. et Wolcott, M.P. 1996. A model for viscoelastic consolidation of wood-strand mats. Part I: Structural characterization of the mat via Monte Carlo simulation. *Wood Fiber Sci.* 28 (1): 100-109.
- Lang, E.M. et Wolcott, M.P. 1996. A model for viscoelastic consolidation of wood-strand mats. Part II: Static Stress-Strain behavior of the mat. *Wood Fiber Sci.* 28(3): 369-379.

- Lehmann, W.F. 1972. Moisture stability relationships in wood base composites board. *Forest Prod. J.* 22(7): 53-59.
- Lenth, C.A. et Kamke, F.A. 1996. Investigations of flakeboard mat consolidation. Part I: Characterizing the cellular structure. *Wood Fiber Sci.* 28(2): 153-167.
- Lenth, C.A. et Kamke, F.A. 1996. Investigations of flakeboard mat consolidation. Part II: Modeling mat consolidation using theories of cellular materials. *Wood Fiber Sci.* 28(3): 309-319.
- Lenth, C.A. et Kamke, F.A. 2001. Equilibrium moisture content of wood in high temperature pressurized environments. *Wood Fiber Sci.* 33(1): 104-118.
- Luikov, A.V. 1975. Systems of differential equations of heat and mass transfer in capillary porous bodies. *Int. Journal of Heat and Mass Transfer* 18: 1-14.
- Maku, T., Hamada, R. et Sasaki, H. 1959. Studies on the particleboard. Report 4: Temperature and moisture distribution in particleboard during hot-pressing. *Wood Research Kyoto University.* 21: 34-46.
- Malmquist, L. 1959. Sorption of water vapor by wood from the standpoint of a new sorption theory. *Holz als Roh-und Werkstoff* 17(5): 171-178.
- Mansilla, J. 1999. Modelación del sistema de prensado en la fabricación de tableros de madera aglomerada. Proyecto de Título Ingeniero Civil Químico, Universidad de Concepción, Chile. 112 pp.
- Michaud, F. 2003. Rhéologie de panneaux composites bois/thermoplastiques sous chargement thermomécanique : aptitude au post-formage. Thèse de Doctorat. Université Laval, Québec. 256 pp.
- Niemz, P. 1993. *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe.* DRW Verlag, Leinfelden Echterdingen. 243 pp.
- Nigro, N. et Storti, M. 2001. Hot – pressing process modeling for medium density fiberboard (MDF). *IJMMS.* 26: 713-729.
- Pereira, C.M.C., Blanchard, C., Carvalho, L.M.H. et Costa, C.A.V. 2001. Modelling and simulation of HF pre-heating of MDF. *Proceedings 5<sup>th</sup> Panel Products Symposium.* Wales, UK: 27-37.
- Perré, P. 1996. The numerical modelling of physical and mechanical phenomena involved in wood drying: an excellent tool for assisting with the study of new processes. In Cloutier A. et al. (eds). *5th International IUFRO Wood Drying Conference Proceedings.* 13-17 August. Québec, Canada. 559 pp.

- Reddy, J.N. 1993. An introduction to the Finite Element Method. Second Edition. Mc Graw-Hill. 684 pp.
- Ren, S. 1991. Thermo – Hygro Rheological behavior of materials used in the manufacture of wood – based composites. Thèse de Doctorat. Oregon State University. 226 pp.
- Rosen H. 1980. Psychrometric relationships and equilibrium moisture content of wood at temperatures above 212 F. Wood Fiber Sci. 12(3): 153-171.
- Rosenkilde, A. et Söderström, O. 1997. Surface phenomena during drying of MDF. Holzforschung 51: 79-82.
- Shao, M. 1989. Thermal properties of wood fiber networks. Corvallis, OR: Oregon State University, Mémoire de Maîtrise. 95 pp.
- Skaar, C. 1988. Water in wood. Syracuse Univ. Press. 283 pp.
- Siau, J. 1984. Transport processes in wood. Springer-Verlag. 245 pp.
- Siau, J. 1995. Wood: Influence of moisture on physical properties. Department of Wood Science and Forest Products, Virginia Polytechnic Institute and State University. 227 pp.
- Simpson, W. 1973. Predicting equilibrium moisture content of wood by mathematical models. Wood Fiber Sci. 5(1): 41-49.
- Simpson, W. 1980. Sorption theories applied to wood. Wood Fiber Sci. 12(3): 183-195.
- Simpson, W. et Rosen, H. 1981. Equilibrium moisture content of wood at high temperatures. Wood Fiber Sci. 13(3): 150-158.
- Stamm, A.J. 1964. Wood and cellulose science. Ronald Press. 549 pp.
- Stanish, M.A., Schajer, G.S. et Kayihan, F. 1986. A mathematical model of drying for hygroscopic porous media. AIChE Journal 32(8): 1301-1311.
- Strickler, M.D. 1959. The effect of press cycles and moisture content on properties of Douglas fir flakeboard. Forest Prod. J. 9(7): 203-207.
- Strickler, M. 1968. High temperature moisture relations for grand fir. Forest Prod. J. 18(4): 69-75.
- Suo, S. et Bowyer, J.L. 1994. Simulation modeling of particleboard density profile. Wood Fiber Sci. 26(3): 397-411.



- Thoemen, H. 2000. Modeling the physical processes in natural fiber composites during Batch and Continuous pressing. Thèse de Doctorat. Oregon State University. 187 pp.
- Thoemen, H. 2003. Simulation of the pressing process. Fundamentals of Composite Processing. Madison, Wisconsin. 5-6 November. 126 pp.
- Tremblay, C. 1999. Détermination expérimentale des paramètres caractérisant les transferts de chaleur et de masse dans le bois lors du séchage. Thèse de Doctorat. Université Laval Québec Canada. 243 pp.
- Turner, I. et Perré, P. 1995. A comparison of the drying simulation codes TRANSPORE and WOOD2D which are used for the modelling of two-dimensional wood drying processes. *Drying Technology*, 13(53): 695-735.
- Turner, I. 1996. A two-dimensional orthotropic model for simulating wood drying processes. *Appl. Math. Modelling* 20: 60-81.
- Vidal, M. et Cloutier, A. 2005. Evaluation of wood sorption models for high temperatures. *Maderas: Ciencia y Tecnología*. 7(3): 145-158.
- Vidal, M., Cloutier, A. et Fortin, A. 2006. Modeling of heat and mass transfer during MDF hot-pressing: Part 1 Physical model. Soumis à la revue *Wood Sci. Technol.*
- Von Haas, G., Steffen, A. et Frühwald, A. 1998. Permeability of fibre, particle and strand mats for gas. *Holz als Roh und Werkstoff* 56(6): 386-392.
- Von Haas, G. 2000. Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit von Faser und Spanmatten und Platten. *Holzforshung und Holzverwertung*. 52(5): 102-104.
- Wang, S. et Winistorfer, P.M. 2000. Consolidation of flakeboard mats under theoretical laboratory pressing and simulated industrial pressing. *Wood Fiber Sci.* 32(4): 527-538.
- Wang, S. et Winistorfer, P.M. 2000. Fundamentals of vertical density profile formation in wood composites. Part II. Methodology of vertical density formation under dynamic conditions. *Wood Fiber Sci.* 32(2): 220-238.
- Ward, I.M. 1971. Mechanical properties of solid polymers. Wiley-Interscience. 375 pp.
- Winistorfer, P.M., Moschler, W., Wang, S., DePaula, E. et Bledsoe, B.L. 2000. Fundamentals of vertical density profile formation in wood composites. Part I. In-situ density measurements of the consolidation process. *Wood Fiber Sci.* 32(2): 209-219.

- Wolcott, M.P. 1989. Modeling viscoelastic cellular materials for the pressing of wood composites. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute. Department of Wood Science and Forest Products. Thèse de Doctorat. 182 pp.
- Wolcott, M.P., Kamke, F.A. et Dillard, D.A. 1994. Fundamentals aspects of wood deformation pertaining to manufacture of wood-based composites. *Wood Fiber Sci.* 26(4): 496-511.
- Wu, Q. et Milota, M.R. 1995. Rheological behavior of Douglas fir perpendicular to the grain at elevated temperatures. *Wood Fiber Sci.* 27(3): 285-295.
- Zavala, D. et Humphrey, P. 1996. Hot pressing veneer-based products: the interaction of physical processes. *Forest Prod. J.* 46(1): 69-77.
- Zombori, B. 2001. Modeling the transient effects during the hot-pressing of wood-based composites. Thèse de Doctorat. Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg, Virginia. 212 pp.

## ANNEXE

### Équations employées pour la détermination des paramètres physiques

1) Masse de l'air

$$m_a = \frac{M_a(P - P_v)}{RT}$$

où :

$M_a$  : Masse moléculaire de l'air (kg/mol) (=28.951\*10<sup>-3</sup>)

$P$  : Pression totale (Pa)

$P_v$  : Pression de vapeur (Pa)

$R$  : Constante des gaz parfaits (J/mol K)(=8.31439)

$T$  : Température (K)

2) Masse de vapeur

$$m_v = \frac{M_v P_v}{RT}$$

où :

$M_v$  : Masse moléculaire de la vapeur (kg/mol) (=18.015\*10<sup>-3</sup>)

3) Pression de vapeur

$$P_v = P_{vsat} h$$

où :

$P_{vsat}$  : Pression de la vapeur saturée (Pa)

$h$  : Pression de vapeur relative

4) Pression de la vapeur saturée

$$P_{vsat} = e^{\frac{c_1 - c_2}{T}}$$

où :

$$c_1 = 24.912$$

$$c_2 = 5006.91 \text{ K}$$

5) Tenseur de perméabilité du gaz ( $\text{m}^3 \text{s} / \text{kg}$ )

$$\bar{K}_g = \begin{bmatrix} \frac{K_{gx}}{\mu_g} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_{gy}}{\mu_g} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{K_{gz}}{\mu_g} \end{bmatrix}$$

où :

$K_{g,x,y,z}$  : Perméabilité dans la direction x, y et z respectivement ( $\text{m}^2$ )

$\mu_g$  : Viscosité du gaz (Pa s)

$$K_q = 0.000021M + 1.0475 \times 10^{-4} \rho + 0.04125$$

$M$  : Teneur en humidité (fractionnelle)

$\rho$  : Masse volumique de l'ébauche ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$$\mu_g = \mu_a + \mu_v$$

$\mu_a$  : Viscosité de l'air (Pa s)

$\mu_v$  : Viscosité de la vapeur (Pa s)

6) Viscosité de l'air

$$\mu_a = \frac{c_9 T_a^{1.5}}{(T + c_{10})}$$

$c_9$  :  $1.37 \times 10^{-6}$

$c_{10}$  : 358.9

7) Viscosité de la vapeur

$$\mu_v = \frac{c_{11} T_a^{1.5}}{(T + c_{12})}$$

$c_{11}$  :  $1.12 \times 10^{-5}$

$c_{12}$  : 3211

8) Tenseur de la diffusion de vapeur (kg/m s)

$$\bar{K}_m = \begin{bmatrix} D_x & 0 & 0 \\ 0 & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_z \end{bmatrix}$$

où :

$D_{x,y,z}$  : Coefficient de diffusion dans la direction x,y et z respectivement (m<sup>2</sup>/s)

9) Énergie du bois anhydre

L'énergie du bois anhydre  $E_o$  est produite par la chaleur sensible et se calcule en intégrant la chaleur spécifique du bois anhydre  $C_o$  .

La chaleur spécifique du bois anhydre  $C_o$  peut se décrire linéairement en fonction de la température.

$$C_o = a + bT$$

$$\int_{T_o}^T C_o = \int_{T_o}^T (a + bT) dT$$

$$E_o = c + a(T - T_o) + \frac{1}{2}b(T^2 - T_o^2)$$

$$E_o = c_3 + \frac{c_4}{2}(T^2 - T_o^2)$$

$$c_3 : 103.1 \text{ (J/kg K)}$$

$$c_4 : 3.867 \text{ (J/kg K)}$$

10) Énergie de la vapeur

L'énergie de la vapeur  $E_v$  est calculée en intégrant la constante du volume de la chaleur spécifique de la vapeur  $C_v$  .

La constante  $E_{vo}$  est l'énergie pour une valeur de température de référence  $T_o$  .

$$E_v = E_{vo} + \int_{T_o}^T C_v dT$$

$$E_v = 2409900 + C_v(T - T_o)$$

$$E_v = 2409900 + \left( C_{pv} - \frac{R}{M_v} \right) (T - T_o)$$

$$E_v = 2409900 + \left( \frac{34.083}{M_v} - \frac{R}{M_v} \right) (T - T_o)$$

$$E_v = c_6 + \left( \frac{c_5}{M_v} - \frac{R}{M_v} \right) (T - T_o)$$

$$c_5 : 34.083 \text{ (J/mol K)}$$

$$c_6 : 2409900 \text{ (J/kg)}$$

11) Enthalpie de la vapeur

$$H_v = E_v + \frac{RT}{M_v}$$

12) Énergie de l'eau liée

L'énergie de l'eau liée  $E_{bw}$  est calculée en modélisant linéairement l'enthalpie  $H_{bw}$  en fonction de la température car on sait que :

$$H_v = H_{vap} + H_{bw}$$

où

$H_v$  : Enthalpie de la vapeur ou énergie de la chaleur (J/kg)

$H_{vap}$  : Enthalpie de vaporisation ou chaleur latente de vaporisation (J/kg)

$H_{bw}$  : Enthalpie de l'eau liée ou chaleur latente de sorption (J/kg)

$$E_{bw} = 4000T - 10^6$$

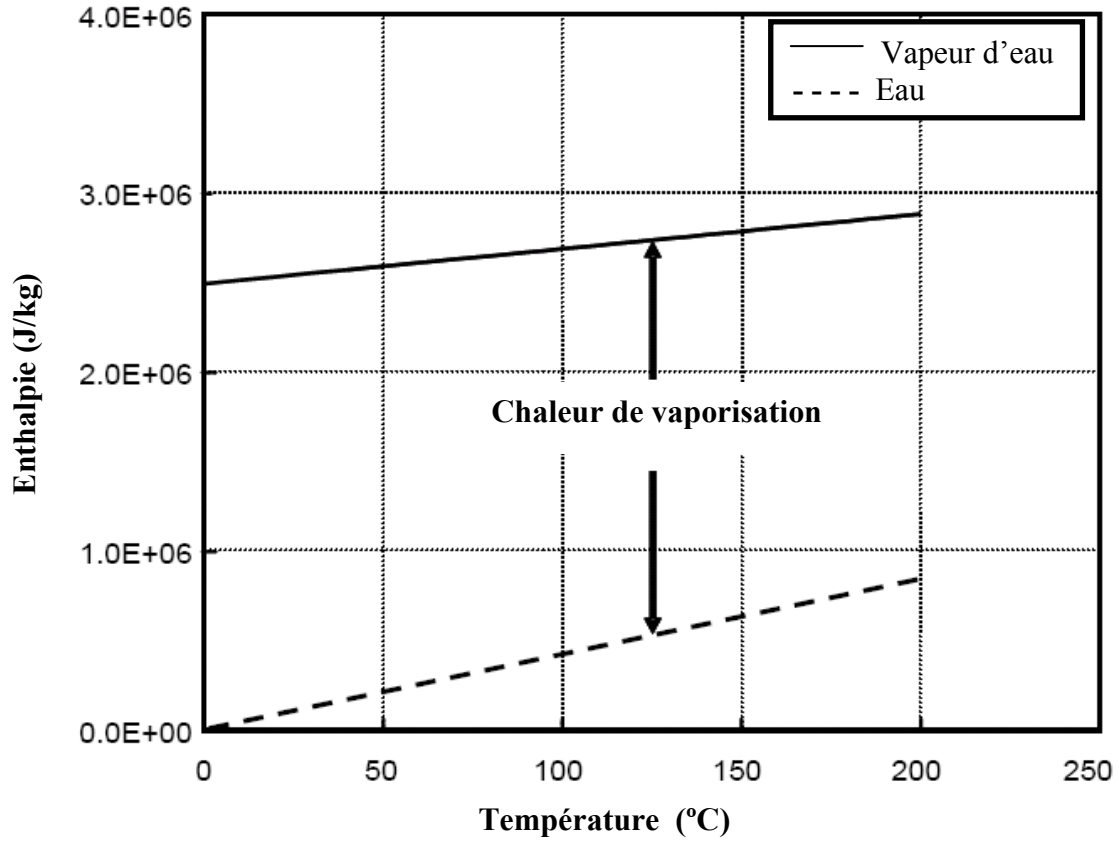


Figure Annexe 1 Enthalpies de l'eau et de la vapeur en fonction de la température (Adaptation de Kamke, 2003)

### 13) Énergie de l'air

L'énergie de l'air  $E_a$  est produite par la chaleur sensible et se calcule en intégrant la constante du volume de la chaleur spécifique de l'air  $C_a$ .

La constante  $E_{ao}$  est l'énergie pour une valeur de température de référence  $T_o$ .

$$E_a = E_{ao} + \int_{T_o}^T C_a dT$$

$$E_a = 298290 - \frac{T_o}{RM_a} + C_a (T - T_o)$$

$$E_a = 298290 - \frac{T_o}{RM_a} + \left( C_{pa} - \frac{R}{M_a} \right) (T - T_o)$$

$$E_a = c_8 - \frac{T_o R}{M_a} + \left( \frac{c_7}{M_a} - \frac{R}{M_a} \right) (T - T_o)$$

$c_7$  : 29.161 (J/mol K)

$c_8$  : 298290 (J/kg)

14) Enthalpie de l'air

$$H_a = E_a + \frac{RT}{M_a}$$

15) Porosité

$$\varphi = 1 - G_o \left( \frac{1}{G_{cw}} + M \right)$$

$G_o$  : Densité spécifique du bois anhydre

$G_{cw}$  : Densité spécifique de la substance

$M$  : Teneur en humidité (fractionnelle)

16) Tenseur de conductivité thermique

$$\bar{K}_q = \begin{bmatrix} K_{qx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{qy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{qz} \end{bmatrix}$$

$K_{q,x,y,z}$  : Conductivité thermique dans la direction x, y et z respectivement (W/m K)

17) Énergie de la résine

$$E_r = h_r \frac{\partial F_r}{\partial \tau} = h_r \left( A e^{-\left(\frac{E}{RT}\right)} (1-F)^n \right)$$

$A$  : Constante de la réaction (1/s)

$E$  : Énergie d'activation (J/mol)

$n$  : Ordre de la réaction

$F$  : Amplitude ou étendue de la réaction

$h_r$  : Moyenne de l'enthalpie de la résine (J/kg)



18) Pression de la vapeur relative

$$h = c_{17} \left( \left( \frac{\alpha(T)}{M} \right)^{c_{18}} + 1 \right)^{\frac{1}{c_{19}}}$$

$$\alpha(T) = c_{13} \exp \left( - \left( \frac{T + c_{14}}{c_{15}} \right)^{c_{16}} \right)$$

$c_{13}$	: 0.186575
$c_{14}$	: 752.02
$c_{15}$	: 1163.31 (K)
$c_{16}$	: 12.7441
$c_{17}$	: 1.09603
$c_{18}$	: 2.36069
$c_{19}$	: 1.84447

19) Teneur en humidité d'équilibre

L'équation de Malmquist est décrite comme :

$$M = \frac{m_s}{1 + n \left[ \frac{1}{h} - 1 \right]^{i/3}}$$

où:

$M$  : Teneur en humidité (fractionnelle)

$h$  : Pression de vapeur relative (HR/100)

$m_s(T), n(T), i(T)$  : Paramètres dépendants de la température (K)

L'extrapolation donne :

$$m_s = -5.8964 \times 10^{-7} T^2 - 0.00009736T + 0.40221$$

$$n = -2.1825 \times 10^{-6} T^2 + 0.018552T - 2.6939$$

$$i = 2.0637 \times 10^{-6} T^2 - 0.0016742T + 2.2885$$

## Résolution numérique du système discrétisé

L'une des méthodes les plus connues pour résoudre des problèmes temporels du premier ordre est la méthode de Newton. Le système matriciel après la discrétisation présentée dans le Chapitre 5 par éléments finis peut se résumer comme :

$$\vec{F} \begin{pmatrix} P \\ M \\ T \end{pmatrix} = 0$$

où  $\vec{F}$  contient la matrice globale de capacitance, la matrice globale de la conductance et le vecteur global de sollicitation des équations. Ces matrices sont non linéaires et non symétriques.

On part de  $\begin{pmatrix} P_o^n \\ M_o^n \\ T_o^n \end{pmatrix}$  où l'indice supérieur indique le temps et l'indice inférieur l'itération de

Newton. On cherche une correction:

$$\Delta U = \begin{pmatrix} \Delta P \\ \Delta M \\ \Delta T \end{pmatrix}$$

telle que :

$$\vec{F} \begin{pmatrix} P_o^n + \Delta P \\ M_o^n + \Delta M \\ T_o^n + \Delta T \end{pmatrix} = 0$$

$$\vec{F} \begin{pmatrix} P_o^n \\ M_o^n \\ T_o^n \end{pmatrix} + J_F \begin{pmatrix} \Delta P \\ \Delta M \\ \Delta T \end{pmatrix} = 0$$

où  $J_F$  est le Jacobien qui contient toutes les dérivées du système. Cette matrice a été obtenue en utilisant le logiciel Maple. On résolu donc :

$$J_F \cdot \begin{pmatrix} \Delta P \\ \Delta M \\ \Delta T \end{pmatrix} = -\vec{F} \begin{pmatrix} P_o^n \\ M_o^n \\ T_o^n \end{pmatrix}$$

$P_1^n = P_o^n + \Delta P$  et on pose en suite. Si  $\|\Delta P\| > \epsilon$ , on recommence la procédure et on itère jusqu'à ce que la correction soit inférieure à  $\epsilon$ . La méthode de Newton est employée pour chaque pas de temps.