

Titre: Simulation pour l'aide à l'optimisation et fabrication intelligente des composites par injections sous renfort
Title:

Auteur: Vincent Achim
Author:

Date: 2009

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Achim, V. (2009). Simulation pour l'aide à l'optimisation et fabrication intelligente des composites par injections sous renfort [Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/8508/>
Citation:

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/8508/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Edu Ruiz
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

SIMULATION POUR L'AIDE À L'OPTIMISATION ET FABRICATION
INTELLIGENTE DES COMPOSITES PAR INJECTION SOUS RENFORT

VINCENT ACHIM

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR (Ph.D.)
(GÉNIE MÉCANIQUE)

JUIN 2009

© Vincent Achim, 2009.



Library and Archives
Canada

Published Heritage
Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Direction du
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file *Votre référence*
ISBN: 978-0-494-69191-5
Our file *Notre référence*
ISBN: 978-0-494-69191-5

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

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

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

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

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

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

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

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


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée :

SIMULATION POUR L'AIDE À L'OPTIMISATION ET FABRICATION
INTELLIGENTE DES COMPOSITES PAR INJECTION SOUS RENFORT

présentée par : ACHIM Vincent

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

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

M. TRÉPANIÉ Jean-Yves, Ph.D., président

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

M. BERTRAND François, Ph.D., membre

M. BICKERTON, Simon, Ph.D., membre

DÉDICACE

*À Marjolaine,
Mon amour éternel,
qui tient en son ventre
...une partie de nous.*

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, M. Edu Ruiz. Sa confiance en moi ainsi que son enthousiasme m'ont poussé à aller toujours plus loin et à chercher les solutions jusque dans les plus obscurs recoins. Ses conseils judicieux, son soutien ainsi que ses encouragements se reflètent indiscutablement dans ce travail.

Ce travail représente l'aboutissement d'un peu plus de quatre années de travail et d'efforts qui, grâce à l'équipe passionnée du CCHP, me sont souvent apparues comme un jeu. À tous, je vous témoigne ma sincère reconnaissance.

Plus particulièrement, je tiens à remercier M. François Trochu de m'avoir accueilli à la maîtrise et de m'avoir encouragé à poursuivre au doctorat.

Je tiens également à remercier messieurs Alex Bourgeois et Christian-Charles Martel pour leur assistance technique.

Enfin, je tiens à remercier M. Sofiane Soukane, M. François Lebel et M. Cristian Demaria pour avoir partagé mon bureau et pour toutes ces conversations animées autour d'un bon expresso.

Enfin, merci à vous membres du jury M. Trépanier, M. Bertrand et M. Bickerton pour avoir accepté de juger cette thèse.

RÉSUMÉ

L'objectif global visé par cette thèse est de développer des outils de modélisation scientifique conçus pour répondre spécifiquement aux besoins pratiques en ingénierie des matériaux composites. Se faisant, les notions scientifiques sont revues, vulgarisées et simplifiées pour favoriser leur compréhension et inciter davantage d'ingénieurs à les utiliser. Afin de concrétiser ce travail, les efforts se focalisent sur l'injection sous renfort, plus précisément, autour du procédé de moulage par transfert de résine (RTM).

Le premier chapitre débute en établissant l'ensemble du vocabulaire et des notions générales nécessaires à la compréhension du procédé RTM. Ensuite, les modèles physiques issus de la littérature sont introduits un à un. Des solutions analytiques ainsi que des exemples graphiques sont alors proposés pour aider à cerner les enjeux du procédé et permettre au lecteur de renforcer une première intuition. Ensuite, les outils de caractérisation permettant aux scientifiques de quantifier les paramètres physiques intrinsèques aux modèles sont présentés ainsi qu'un bref survol des instrumentations disponibles pour les moules. Enfin, ce chapitre se termine en exposant certaines techniques numériques d'optimisation les plus utilisées dans le domaine.

Le deuxième chapitre propose une revue exhaustive de la littérature sur les algorithmes de remplissage dédiés au procédé RTM. Chaque algorithme est d'abord présenté puis testé au niveau de sa précision et de sa performance. Cette section inclut aussi la proposition d'un nouvel algorithme de remplissage alliant la méthode des éléments finis à celle de Monte-Carlo. Il permet, entre autres, la possibilité d'utiliser des maillages peu

adaptés au remplissage (par exemple, d'utiliser des maillages conçus pour les analyses structurelles), ainsi que d'effectuer plus rapidement les simulations.

Le troisième chapitre présente les détails d'un logiciel développé *a priori* pour vulgariser l'utilisation des simulations. Il propose une méthodologie utilisant successivement des solutions analytiques, semi-analytiques et numériques pour délimiter l'espace fonctionnel d'un procédé et comparer plusieurs scénarios entre eux. En combinant les contraintes physiques réelles aux résultats virtuels de simulations, le logiciel permet de tracer le « diagramme de moulabilité (*moldability diagram*) ». Ce diagramme peut alors être présenté interactivement sous plusieurs formes qui exposent de façon intuitive et visuelle les solutions optimales étudiées. Outre l'aspect de vulgarisation, une originalité de ce logiciel consiste à faire intervenir l'intelligence et le savoir de l'utilisateur dans la boucle d'optimisation. Enfin, signalons que ce logiciel possède une interface 3D conçue tel un jeu utilisant le plus possible les conventions universelles pour permettre, comme le feraient les enfants, d'interagir avec ce dernier sans ouvrir de manuel.

Une remarque souvent exprimée par les ingénieurs à l'encontre de l'utilisation de modèles scientifiques consiste à se questionner sur leur applicabilité en contexte industriel. Le quatrième chapitre décrit la réalisation d'un nouvel appareil de mesure thermique à mi-chemin entre la simulation numérique et la fabrication de pièces réelles. Il s'agit d'un mini-moule chauffé et instrumenté de capteurs de flux et de thermocouples. Ce mini-moule thermique est conçu comme équivalent industriel du

calorimètre différentiel à balayage (DSC). Ce chapitre est un résumé des travaux exécutés durant cette thèse depuis le premier prototype à la version complète actuelle au niveau de la conception informatique, électronique et mécanique. Fait à noter, le logiciel développé pour cet outil possède une interface réseau pour le contrôle et la collaboration à distance. Ceci permettra aux ingénieurs d'être assistés en temps réel par des spécialistes d'à travers le monde pour analyser une expérience en cours.

Enfin, le dernier chapitre de cette thèse effectue un retour sur l'ensemble du travail réalisé et sur les perspectives qu'elle a ouvertes. Finalement, à noter que plusieurs annexes sont disponibles aux lecteurs sur des travaux réalisés en lien indirect avec les objectifs de cette thèse.

En résumé, ce document propose une série d'outils scientifiques novateurs conçus expressément pour les besoins industriels. Plusieurs niveaux de précision y sont proposés favorisant l'essor de la modélisation dans l'industrie des composites à commencer par les éléments finis, en passant par les modèles analytiques jusqu'au concept de mini-moule simulateur. En d'autres mots, ce travail encourage une fabrication moins fondée sur l'intuition essais-erreurs et plus sur l'intelligence et la compréhension.

ABSTRACT

The goal of this thesis is to develop modeling tools designed towards engineering needs of the composites manufacturing industry. Most of the discussion will be focused on the resin transfer moulding process (RTM) although most of it applies also to the liquid composite moulding processes in general. In this thesis, the scientific notions are reviewed, explained and simplified to help engineers in deeply understanding the capability of composite modeling.

The first chapter starts by defining the vocabulary needed to understand the RTM process. The physical models found in literature are introduced one at a time. When possible some analytical solutions and graphics are proposed to give a first understanding of the phenomenon. Then, scientific characterisation tools for quantifying the physical parameters applied to models are presented followed by a description of the sensing devices available for the molds. This chapter finishes by introducing the optimization techniques that are widely used in the literature.

The second chapter gives an exhaustive review of the numerical filling algorithms dedicated to the RTM process. Each algorithm is explained and tested for its precision and performance. This section includes the proposition a new filling algorithm based on finite element and Monte-Carlo methods. This algorithm shows an average speedup of four times the speed of the equivalent implicit algorithm. It can use meshes that are poorly adapted to filling simulation as those created for structural analysis.

The third chapter presents the details of a new software algorithm. This software was created to vulgarise the use of numerical simulations. A methodology is proposed using analytical, semi-analytical and numerical solution to delimit the functional space of a specific process and to compare different processing scenarios in real time. By combining physical constraints with numerical results, the software is able to plot the moldability diagram. This diagram can be plotted on different forms exposing visually different optimal solutions of a given problem. One novelty of the software is to include the intelligence and experience of the user in the optimisation loop. Also, it should be noted that this software possesses a 3D game interface that enables to use it as would children do without reading the instruction manual.

Engineers often ask about the applicability of scientific models in an industrial environment. The fourth chapter describes the design of a new measurement apparatus half way between numerical modeling and physical manufacturing of real part. It is a heated small scale mold instrumented with heat flux sensor and thermocouples. This mini-mould was conceived to be used as an industrial differential scanning calorimeter. This chapter reviews the work done during this thesis from the first prototype to the actual version describing the computer, electronic and mechanical design. Software was developed for this tool that enables network users to control the experiments. This will allow engineers to reach specialists from over the world to get their feedback in real time.

Finally, the last chapter gives a short discussion of the overall work and proposes some future works. Some annexes were also appended to this thesis.

To conclude, this document proposed a series of scientific modeling tools addressed toward industrial needs. From finite elements and analytical model up to small scale simulator, this thesis has given different levels of modeling. The author hopes that it will put forward the use of modeling in composite manufacturing less prone to trials and errors and more toward intelligence and knowledge.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	IV
REMERCIEMENTS	V
RÉSUMÉ.....	VI
ABSTRACT.....	IX
TABLE DES MATIÈRES	XII
LISTE DES ANNEXES	XVIII
LISTE DES FIGURES	XIX
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXIV
LISTE DES TABLEAUX.....	XXVI
INTRODUCTION.....	1
DÉFINITION DU PROBLÈME	1
HYPOTHÈSE DU PROJET	2
OBJECTIFS DU PROJET.....	2
ORGANISATION DE LA THÈSE.....	2
CHAPITRE 1 - REVUE DE LITTÉRATURE.....	6
1.1 INJECTION SOUS RENFORT	6
1.2 MOULAGE PAR TRANSFERT DE RÉSINE	6
1.2.1 <i>Étape 1 : Préparations (préforme, drapage et préchauffage)</i>	7

1.2.2	<i>Étape 2 : Injection</i>	8
1.2.3	<i>Étape 3 : Cuisson (polymérisation)</i>	8
1.2.4	<i>Étape 4 : Refroidissement, démoulage et nettoyage</i>	9
1.3	COMPOSITES	9
1.3.1	<i>Types de renfort</i>	10
1.3.2	<i>Types de matrice</i>	12
1.4	MODÉLISER L'INJECTION SOUS RENFORT.....	15
1.4.1	<i>Milieux poreux</i>	15
1.4.2	<i>Paramètres liés à l'imprégnation</i>	17
1.4.3	<i>Paramètres liés aux échanges thermiques</i>	19
1.4.4	<i>Modèles d'écoulement</i>	22
1.4.5	<i>Modèles de transfert de chaleur</i>	32
1.4.6	<i>Modèles de cinétiques de polymérisation</i>	42
1.5	OUTILS DE CARACTÉRISATION	58
1.5.1	<i>Calorimètre différentiel à balayage (DSC)</i>	58
1.5.2	<i>Spectromètre de masse (FTir)</i>	59
1.5.3	<i>Analyseur mécanique dynamique (DMA)</i>	59
1.5.4	<i>Analyseur thermomécanique (TMA)</i>	59
1.5.5	<i>Analyseur thermo gravimétrique (TGA)</i>	60
1.6	INSTRUMENTATION DE MOULE	60
1.6.1	<i>Caméra</i>	60
1.6.2	<i>Capteur de pression (manomètre)</i>	60

1.6.3	<i>Thermocouple et capteur de flux de chaleur</i>	61
1.6.4	<i>Capteur diélectrique</i>	61
1.6.5	<i>Capteur E-TDR (réflectomètre)</i>	61
1.6.6	<i>Capteur fibre optique (Bragg grating, LGP)</i>	62
1.6.7	<i>Capteur ultrasonique</i>	63
1.7	DÉLIMITER L'ESPACE DE FAISABILITÉ	63
1.8	MÉTHODES D'OPTIMISATION	66
1.8.1	<i>Descente de gradient</i>	66
1.8.2	<i>Descente du simplex (Simplex downhill method)</i>	67
1.8.3	<i>« Recuit simulé » (ou « Simulated annealing »)</i>	68
1.8.4	<i>Algorithme génétique</i>	68
1.9	EXEMPLES D'OPTIMISATION	69
1.9.1	<i>Choix de l'emplacement des ports d'injections et des événements</i>	69
1.9.2	<i>Conception robuste</i>	70
1.10	RÉFÉRENCES	71
 CHAPITRE 2 - REVIEW OF NUMERICAL FILLING ALGORITHMS USED IN RESIN TRANSFER MOLDING SIMULATIONS AND NEW HYBRID FORMULATION		97
2.1	PRÉSENTATION DU CHAPITRE	97
2.2	ABSTRACT.....	99
2.3	INTRODUCTION.....	100
2.3.1	<i>Chronological review</i>	100

2.3.2	<i>Numerical Models</i>	107
2.3.3	<i>Conforming and non-conforming finite elements</i>	110
2.3.4	<i>Computing the divergence of the flow field</i>	112
2.3.5	<i>Explicit versus implicit filling formulations</i>	113
2.3.6	<i>Monte Carlo and Lattice-Boltzmann</i>	118
2.3.7	<i>Proposed hybrid finite element/Monte Carlo (FEMC) scheme</i>	121
2.3.8	<i>One-shot filling algorithm and proposed simplification</i>	122
2.3.9	<i>Test cases</i>	123
2.4	DISCUSSION	131
2.5	CONCLUSION	132
2.6	ACKNOWLEDGMENTS.....	133
2.7	REFERENCES	133

CHAPITRE 3 - GUIDING SELECTION FOR REDUCED PROCESS

DEVELOPMENT TIME IN RTM		150
3.1	PRÉSENTATION DU CHAPITRE	150
3.2	ABSTRACT.....	152
3.3	INTRODUCTION.....	153
3.4	CONSTRAINTS	154
3.4.1	<i>Manufacturing equipment and tool</i>	155
3.4.2	<i>Composite Materials</i>	155
3.4.3	<i>Economic design constraints</i>	157
3.5	PROCESSING PARAMETERS	157

3.6	MOLDABILITY DIAGRAM	158
3.7	GENERAL MATHEMATICAL MODELS	161
3.8	MATHEMATICAL MODELS SIMPLIFICATION.....	163
3.8.1	<i>Filling Model (1): analytical pressure profile, analytical filling time.....</i>	<i>164</i>
3.8.2	<i>Filling Model (2): analytical pressure profile, numerical time integration.....</i>	<i>165</i>
3.8.3	<i>Filling Model (3): equivalent pressure drop profile, numerical time integration with advected degrees of conversion.....</i>	<i>166</i>
3.8.4	<i>Curing solution</i>	<i>167</i>
3.9	TEST CASE.....	167
3.10	BUILDING THE MOLDABILITY DIAGRAM	172
3.11	METHODOLOGY	175
3.12	CONCLUSIONS	178
3.13	ACKNOWLEDGMENTS.....	179
3.14	REFERENCES	179

CHAPITRE 4 - DÉVELOPPEMENT D'UN OUTIL DE CARATÉRISATION DE RÉSINE THERMODURCISSABLE POUR LES BESOINS INDUSTRIELS 185

4.1	PRÉSENTATION DU CHAPITRE	185
4.2	RÉSUMÉ	186
4.3	INTRODUCTION.....	186

4.4	CONCEPT DE MINI-MOULE THERMIQUE ET SOMMAIRE DU TRAVAIL RÉALISÉ.....	187
4.5	DÉTAIL DU TRAVAIL RÉALISÉ.....	191
4.5.1	<i>Étape 1 : Étude de faisabilité</i>	191
4.5.2	<i>Étape 2 : Amélioration du design électrique</i>	202
4.5.3	<i>En parallèle avec l'étape 2 : Améliorer des outils informatiques</i>	209
4.5.4	<i>Étape 3 : Amélioration du design du moule</i>	210
4.6	CONCLUSION.....	211
4.7	ANNEXES	212
4.7.1	<i>Détails sur la communication série</i>	212
4.7.2	<i>Détails concernant l'écran LCD</i>	212
4.7.3	<i>Interface I²C</i>	214
	DISCUSSION GÉNÉRALE.....	220
5.1	RETOUR SUR LA MÉTHODOLOGIE EMPLOYÉE.....	223
5.2	CONTRIBUTION SCIENTIFIQUES	227
	CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	230
	BIBLIOGRAPHIE	233
	ANNEXES.....	273

LISTE DES ANNEXES

Annexe I.	Listes de publications personnelles.....	273
Annexe II.	Information sur les codes transmis à ESI group et incorporer à l'intérieur du logiciel commercial PAM-RTM	276
Annexe III.	Solutions analytiques pour le CRTM.....	277
Annexe IV.	Résumé de nombres adimensionnels	281
Annexe V.	Analyse du procédé RTM et caractérisation in-situ.....	283
Annexe VI.	Diapositive de la présentation de la soutenance.....	305

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 - Types d'arrangement de fibres [19].	10
Figure 1.2 - Schéma de l'interaction entre les phénomènes lors du LCM.	15
Figure 1.3 - Milieu poreux à différentes échelles.	16
Figure 1.4 - Volume représentatif dans un milieu poreux.	17
Figure 1.5 - Écoulement unidirectionnel.....	26
Figure 1.6 - Écoulement de type radial.	29
Figure 1.7 - Exemple considéré pour l'analyse adimensionnelle.	35
Figure 1.8 - Analyse adimensionnelle : température en fonction du temps.....	39
Figure 1.9 - Modèle mécanistique (a) Concentration des espèces $[R]$ et $[I]$ en fonction du temps (b) Degré de conversion en fonction du temps.	46
Figure 1.10 - Modèle époxy Kamal-Sourour.	48
Figure 1.11 - Graphique d'Arrhenius.....	50
Figure 1.12 - Fonction de diffusion $f(\alpha)$	51
Figure 1.13 - Modèle Kamal-Sourour avec et sans terme de diffusion.	52
Figure 1.14 - Influence de la concentration de catalyseur.	53
Figure 1.15 - Polyester : modèle J.L. Bailleul.....	55
Figure 1.16 - Schéma du rôle de l'inhibiteur.	55
Figure 1.17 - Viscosité résine époxy.....	57
Figure 1.18 - « <i>Moldability diagram</i> ».	64
Figure 1.19 - Zone de faisabilité en fonction du débit et du taux de fibre.....	65

Figure 1.20 - Méthode de descente du simplex : opérateurs.....	67
Figure 2.1 - Flooding technique of the control volumes.....	114
Figure 2.2 - Explicit (1) and implicit (2) boundaries considered to solved pressure...	114
Figure 2.3 - Outlines of the explicit filling algorithm.....	115
Figure 2.4 - Outlines of the implicit filling algorithm.	116
Figure 2.5 - Outlines of Monte Carlo scheme.....	119
Figure 2.6 - Outlines of Lattice Boltzmann scheme.	119
Figure 2.7 - Outlines of the proposed Hybrid finite element/Monte-Carlo algorithm.	122
Figure 2.8 - Outlines of the proposed one shot filling algorithm.....	123
Figure 2.9 - Rectangular meshes used for the longitudinal flow simulation (a) 20 elements, (b) 40 elements and (c) 80 elements along the length.	124
Figure 2.10 - Longitudinal injection at constant flow rate for the explicit formulation (a) variation of volume in time (b) convergence analysis	125
Figure 2.11 - Longitudinal injection at constant flow rate for the implicit formulation using an overfilling factor of 20.....	125
Figure 2.12 - Longitudinal injection at constant pressure (a) Explicit formulation, no overfilling factor (b) implicit formulation with an overfilling factor of 20.	126
Figure 2.13 - Flow rate injection, hybrid finite element/Monte Carlo algorithm (overfilling factor of 20).....	127

Figure 2.14 - Convergence analysis for a constant pressure injection solved with the hybrid formulation (a) Influence of spatial refinement using an overfill factor of 20 (b) Influence of temporal coarsening using a mesh of 40 FEs.	128
Figure 2.15 - FE mesh of the industrial test part.....	129
Figure 2.16 - Flow front position obtained with (a) Explicit (b) Hybrid (c) Implicit.....	129
Figure 2.17 - Performance analysis on the industrial test case (a) calculation time (b) Convergence analysis.....	130
Figure 2.18 - Solution of the oneshot algorithm. Contour plot of the transient pressure field.....	131
Figure 3.1 - Moldability Diagram	159
Figure 3.2 - Moldability Diagram	160
Figure 3.3 - Model (1) : analytical pressure profile, analytical filling time.....	169
Figure 3.4 - Model (2): analytical pressure profile, numerical time integration.....	169
Figure 3.5 - Model (3) : equivalent pressure drop profile, numerical time integration with advected degrees of conversion	170
Figure 3.6 - Computational time versus number of trial points for models (1) to (3) ..	171
Figure 3.7 - Average computational time versus model simplifications	172
Figure 3.8 - Quadtree approach of the sample points. New computed points are in solid circles, while those already computed in the previous level are in dashed circles.....	174

Figure 3.9 - Definition of the moldability diagram by increasing the level of sampling	175
Figure 3.10 - Moldability Diagram: temperature versus catalyst	176
Figure 3.11 - Moldability Diagram: mold temperature versus estimated part size.....	177
Figure 4.1 - Moule prototype.	193
Figure 4.2 - Photos du moule prototype fabriqué.	194
Figure 4.3 - Schéma descriptif de la modulation de longueur d'impulsions.	195
Figure 4.4 - Schéma du circuit de chauffage.....	195
Figure 4.5 - Schéma électrique du redresseur.	196
Figure 4.6 - Schéma électrique du hacheur électrique.	197
Figure 4.7 - Photo du circuit électrique de chauffage prototype.....	198
Figure 4.8 - Résultats premier prototype, Isotherme à 100°C avec un contrôle à 2 états (on/off).	199
Figure 4.9 - Résultats premier prototype, Isotherme à 100°C avec un contrôle à 9 états.	200
Figure 4.10 - Résultats premier prototype, Rampe de 80°C à 150°C à 10°C/min.....	200
Figure 4.11 - Résultats premier prototype, Essai résine époxy, rampe à 2°C/min, suivi d'une isotherme à 80°C.	201
Figure 4.12 - Circuit électronique de puissance.....	203
Figure 4.13 - Signal AC-> signal AC positif → signal filtré RC → signal filtré régulateur (DC).	203
Figure 4.14 - Schéma électrique du microprocesseur.	204

Figure 4.15 - Photo circuit électrique soudé.	204
Figure 4.16 - Résultats circuit électrique modifié.	206
Figure 4.17 - Pièce électronique AD595 pour lecture de thermocouple type K.	207
Figure 4.18 - Schéma-bloc ADuC845.	207
Figure 4.19 - Comparaison flux des capteurs de flux de chaleur de la compagnie Omega et Thermoflux.	208
Figure 4.20 - Photo du boîtier en fibre de verre pour sécuriser les composantes électroniques.	209
Figure 4.21 - Capture d'écran du client réseau pour le contrôle du mini-four thermique.	210
Figure 4.22 - Conception du moule.	211
Figure 4.23 - Schéma communication pour série.	212
Figure 4.24 - Activation du protocole I ² C pour l'écran LK204-7T-1U.	213
Figure 4.25 - Connexion à l'écran LK204-7T-1U.	214
Figure 4.26 - Séquence d'envoi pour le transfert de données par I ² C.	215

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

SIGLES

A	Facteur de fréquence
c_p	Chaleur spécifique
E_a	Énergie d'activation d'une réaction
g	Vecteur gravité (9.81m/s ²)
k	Conductivité thermique
K	Tenseur de perméabilité
R	Constante des gaz parfaits
P	Pression
T	Température
t	Temps
v_D	Vitesse de Darcy
v_f	Taux de fibre
α	Degré de conversion
ϕ	Porosité
μ	Viscosité
ρ	Masse volumique

ABRÉVIATIONS :

DMA *Dynamic mechanical analyser*

DOF	<i>Degree of freedom</i>
DSC	<i>Differential scanning calorimeter</i>
FE	<i>Finite element</i>
RTM	<i>Resin transfer molding</i>
TGA	<i>Thermogravimetric analyser</i>

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 - Paramètres physiques pour les écoulements en milieu poreux	21
Tableau 1.2 - Régime d'écoulement en fonction du nombre de Reynolds	24
Tableau 1.3 - RTM, contrôle de l'injection en pression	31
Tableau 1.4 - Conductivité effective d'un composite	33
Tableau 1.5 - Nombres adimensionnels	37
Tableau 1.6 - Exemple de valeurs typiques pour le procédé RTM (Adapté de [59])	42
Tableau 1.7 - Valeurs modèle mécanistique, résine polyester	45
Tableau 1.8 - Valeurs modèle Kamal-Sourour, résine époxy	47
Tableau 1.9 - Valeurs modèle phénoménologique, résine polyester	54
Tableau 1.10 - Valeurs des paramètres de viscosité.	57
Tableau 2.1 - Conforming and non-conforming triangular finite elements	111
Tableau 2.2 - Example of two meshes of a rectangular part created to have the same number of DOFs in conforming and non-conforming FEs.	112
Tableau 3.1 - Resin kinetic models	162
Tableau 3.2 - Resin viscosity models.....	163
Tableau 3.3 - Properties and parameters used for the test case.....	168
Tableau 3.4 - Processing parameters available in the software developed in this work	173
Tableau 4.1 - Fournisseurs et numéros de pièces du moule prototype	193
Tableau 4.2 - Numéros de pièces du schéma électrique de chauffage.....	197
Tableau 4.3 - Pièces du circuit électronique de puissance.	205

Tableau 4.4 - Légende conception du moule	211
Tableau 4.5 - Registre I2CCON du microcontrôleur Adu845.	217

INTRODUCTION

Les transistors ont révolutionné notre façon de vivre. Assemblés par milliards dans les ordinateurs, leur force de calcul est ahurissante. Ils peuvent exécuter des milliards d'opérations par seconde permettant aux scientifiques de concevoir des modèles mathématiques incroyablement sophistiqués. Dans le domaine de l'ingénierie, cela a rendu possible la simulation virtuelle de phénomènes complexes. Se faisant, cela a aussi complexifié leur mise en œuvre ainsi que leurs interprétations.

Définition du problème

Un écart est souvent constaté entre le savoir scientifique et celui d'ingénierie. Dans un domaine émergent, comme celui des matériaux composites, cela est particulièrement perceptible. Les ingénieurs préfèrent souvent se fier sur leurs intuitions et procéder par essais-erreurs plutôt que d'avoir à comprendre le jargon des modèles scientifiques. Par conséquent, à peine quelques-uns choisissent de recourir aux simulations numériques. Celles-ci leur semblent souvent trop longues et difficiles à maîtriser. Par conséquent, les retombées apparaissent *a priori* obscures.

D'un autre côté, dans un marché compétitif, ces mêmes ingénieurs sont sans cesse à la demande de moyens pour diminuer les coûts de développement et de fabrication de pièces composites. Se faisant, ils auraient donc tout avantage à incorporer dans leur arsenal les techniques de modélisation numérique; là où les pertes sont virtuelles mais où les gains sont bien réels.

Hypothèse du projet

Notre supposition est que plusieurs algorithmes et outils scientifiques sont mal adaptés aux besoins industriels d'ingénierie en s'acharnant sur une exactitude mathématique plutôt qu'une rigueur fonctionnelle. Par conséquent, cette thèse veut vérifier l'hypothèse que plusieurs d'entre eux peuvent être adaptés de manière à les rendre plus accessibles et intéressants face aux problèmes d'ingénierie en réduisant les temps de simulation, vulgarisant les modèles et simplifiant les manipulations.

Objectifs du projet

L'objectif général de cette thèse est d'adapter les outils scientifiques de modélisation pour répondre spécifiquement aux besoins pratiques en ingénierie des matériaux composites. Plus spécifiquement, cette thèse vise à :

- concevoir un algorithme de simulation de remplissage adapté à l'utilisation de maillages de pièces industrielles complexes;
- concevoir un logiciel aidant à visualiser les limites d'un procédé afin d'optimiser ses paramètres et faciliter la compréhension des modèles;
- concevoir un appareil de simulation à petites échelles permettant d'observer les phénomènes thermiques de polymérisation des résines thermodurcissables opérant dans un contexte industriel.

Organisation de la thèse

Le **premier chapitre** de cette thèse résume les connaissances actuelles liées aux matériaux composites. Ce chapitre débute en présentant l'ensemble du vocabulaire et

notions générales nécessaires à la compréhension du procédé. Ensuite, les modèles physiques sont introduits. Des solutions analytiques, ainsi que des exemples, sont alors proposés pour aider à cerner les enjeux du procédé. Puis, les outils scientifiques de caractérisation permettant de quantifier les paramètres physiques intrinsèques aux modèles sont présentés ainsi qu'un bref survol des instrumentations disponibles pour les moules. Enfin, ce chapitre se termine en exposant certaines techniques numériques d'optimisation les plus utilisées.

Les connaissances décrites à l'intérieur du premier chapitre ont été regroupées par sous-section de manière à servir de documentation de référence pour la consultation. Par conséquent, elles peuvent être abordées sans égard à la précédente.

Le **deuxième chapitre** propose une revue exhaustive de la littérature sur les algorithmes de remplissage pour le procédé RTM. Chaque algorithme est d'abord présenté puis testé au niveau de sa précision et de sa performance. Cette section inclut aussi la proposition d'un nouvel algorithme de remplissage alliant la méthode des éléments finis à celle de Monte-Carlo. Cet algorithme permet, entre autres, la possibilité d'utiliser des maillages peu adaptés au remplissage (par exemple, ceux conçus pour les analyses structurelles), ainsi que d'effectuer plus rapidement les simulations.

Les méthodes scientifiques semblent souvent intimider les ingénieurs. Le **troisième chapitre** présente la théorie du logiciel développé pour vulgariser l'utilisation des simulations. Il propose une méthodologie utilisant successivement des solutions analytiques, semi-analytiques et numériques pour délimiter l'espace fonctionnel d'un

procédé et comparer entre eux plusieurs scénarios. En combinant les contraintes physiques réelles aux résultats virtuels de simulations, le logiciel permet de tracer le « diagramme de moulabilité (*moldability diagram*) ». Ce diagramme peut alors être présenté interactivement sous plusieurs formes exposant de façon intuitive et visuelle les solutions optimales étudiées. Outre l'aspect de vulgarisation, une originalité de ce logiciel consiste à faire intervenir l'intelligence et le savoir de l'utilisateur dans la boucle d'optimisation. Enfin, signalons que ce logiciel possède une interface 3D conçue tel un jeu utilisant le plus possible les conventions universelles pour permettre, comme le feraient des enfants, d'interagir avec ce dernier sans ouvrir de manuel.

Une remarque souvent exprimée par les ingénieurs à l'encontre de l'utilisation de modèles scientifiques consiste à se questionner sur l'applicabilité en contexte industriel. Le **quatrième chapitre** décrit la réalisation d'un nouvel appareil de mesure thermique à mi-chemin entre la simulation numérique et la fabrication de pièces réelles. Il s'agit d'un mini-moule chauffé et instrumenté de capteurs de flux et de thermocouples. Ce mini-moule thermique est conçu comme équivalent industriel du calorimètre différentiel à balayage (DSC). Ce chapitre résume les travaux exécutés durant cette thèse depuis le premier prototype à la version complète actuelle au niveau de la conception informatique, électronique et mécanique. Fait à noter, le logiciel développé pour cet outil possède une interface réseau pour le contrôle et la collaboration à distance. Ceci permettra aux ingénieurs d'être assistés en temps réel par des spécialistes d'à travers le monde pour analyser une simulation en cours.

Enfin, le **dernier chapitre** de cette thèse effectue un retour sur l'ensemble de travail réalisé et sur les perspectives qu'elle a ouvertes.

1 CHAPITRE 1 - REVUE DE LITTÉRATURE

Pour fabriquer de façon logique et intelligente, il faut d'abord bien comprendre. Dans cette section, un bref survol de l'ensemble des notions liées à l'injection sous renfort est proposé. Tout d'abord, le procédé sera décrit. Puis, une description des composites et de leurs constituants sera fournie. Les paramètres qui dictent les écoulements ainsi que les transferts de chaleur seront abordés. Ensuite, dans le but de fournir une première idée, des solutions analytiques et semi-analytiques seront développées. Enfin, un survol des instruments de caractérisation ainsi que de l'instrumentation des moules sera fourni.

Injection sous renfort

L'injection sous renfort pour la fabrication de matériaux composites consiste, comme son nom l'indique, à injecter une résine liquide à l'intérieur d'un renfort fibreux. Le tout est ensuite cuit pour ainsi créer un composite. Il existe plusieurs variantes de procédés d'injection sous renfort. La variante la plus publiée et par conséquent la plus connue est certainement le moulage par transfert de résine ou *resin transfer moulding* (RTM) [1-10].

1.2 Moulage par transfert de résine

Le **moulage par transfert de résine** (RTM), parfois nommé moulage par injection basse pression, consiste à préalablement disposer un renfort à l'intérieur d'un moule rigide et fermé, avant de remplir son empreinte par injection d'une résine [11]. Lorsque la résine a complètement rempli l'empreinte du moule, un temps est alloué pour permettre à la résine de réticuler (durcir). Cette réticulation est initiée soit par une

augmentation de température, soit par la consommation de l'agent inhibiteur destiné à retarder la réaction suffisamment longtemps pour permettre le remplissage [12]. À la différence des préimprégnés utilisés dans les procédés d'autoclave, les renforts RTM peuvent être entreposés pour une très longue période de temps [11]. Le procédé RTM peut être décomposé en quatre étapes. En voici un bref survol :

1.2.1 Étape 1 : Préparations (préforme, drapage et préchauffage)

La première étape du procédé RTM consiste à préparer le moule pour accueillir le renfort. Lors de la ou des premières utilisations du moule, un agent scellant est appliqué sur la surface pour boucher les aspérités. Ensuite, avant la fabrication de chaque pièce, des enduits de surfaces (*mould release*) supplémentaires sont appliqués sur le moule pour faciliter le démoulage [13]. Ces enduits se trouvent commercialement sous forme de solution liquide ou de cire. C'est une étape très importante qui doit être effectuée avec minutie. D'ailleurs, si possible, il est parfois conseillé d'appliquer jusqu'à dix couches d'enduit. La surface doit être la plus lisse possible pour éviter les endommagements lors du démoulage. Une revue sur les enduits de surfaces est disponible dans [14]. Aussi, pour des raisons esthétiques, pour favoriser le démoulage et aider à la disposition des fibres, un gel de surface (*gel coat*) est appliqué. Ce gel de surface est habituellement opaque et disponible en plusieurs couleurs. Il a l'avantage (et le désavantage) de cacher les défauts de surface et ainsi améliorer son fini.

En parallèle, les fibres sont taillées et empilées suivant le patron de la pièce. Elles peuvent être préalablement préformées sur un deuxième moule moins coûteux ou être

déposées directement à l'intérieur du moule d'injection. L'avantage d'une préforme consiste à accélérer grandement le chargement dans le moule d'injection. Le moule d'injection ainsi que la presse pour le fermer sont parmi les plus importants investissements en RTM. Par conséquent, le coût d'un deuxième moule dont la résistance et le fini de surface sont moindres peut être amorti grâce à une meilleure cadence de production. Peu importe la méthode choisie, il faut porter une attention particulière à la disposition des fibres sans quoi des troubles surviendront inévitablement lors de l'injection.

Enfin, une fois les fibres chargées dans le moule, celui-ci est refermé et préchauffé.

1.2.2 Étape 2 : Injection

L'injection est une étape simple à décrire. La résine est poussée (et parfois aspirée) à l'intérieur du moule et du renfort jusqu'à la complétion de l'imprégnation. C'est à cette étape que la majorité des défauts se forment. C'est donc une étape critique du RTM car plusieurs incidents peuvent mener au rejet immédiat de la pièce. Une erreur lors du placement des fibres, une pression d'entrée trop importante, un évent mal placé, une fuite d'air, un mauvais mélange de résine sont autant de facteurs qu'il faut considérer. Une discussion à ce sujet est effectuée plus loin dans cette thèse.

1.2.3 Étape 3 : Cuisson (polymérisation)

À l'étape de cuisson, la résine réticule (durcit) pour former un tout avec les fibres. C'est à cette étape que la pièce prend forme. Règle générale, la cuisson est l'étape la plus longue du procédé RTM. Dans la plupart des livres, comme c'est le cas ici, les étapes

concernant l'injection et la polymérisation sont décrites une à la suite de l'autre. Cependant, il faut bien comprendre qu'en réalité la réaction de polymérisation débute dès l'injection au moment même où le moule se remplit. Par sécurité et simplicité, les concepteurs s'arrangent souvent pour que ce degré d'avancement soit négligeable. Ainsi, ils s'assurent que le moule soit bien rempli avant que la résine ne durcisse suffisamment pour nuire à l'injection.

1.2.4 Étape 4 : Refroidissement, démoulage et nettoyage

Enfin, le moule est refroidi pour démouler la pièce. Après que cette dernière ait été éjectée, le moule est nettoyé pour une prochaine injection [15]. Durant cette étape, quelques défauts peuvent encore subvenir tels que le délaminage [16] et le gauchissement [17]. En effet, les contraintes résiduelles dues au retrait volumique créé pendant la polymérisation de la résine peuvent provoquer une rupture au niveau du composite [18]. La qualité de la surface du produit ainsi que sa résistance mécanique se voient alors diminuées. Pour vérifier, un contrôle de qualité est effectué sur la pièce.

Ceci complète la présentation du procédé de moulage par transfert de résine pour la fabrication des matériaux composites. Une question se pose alors : « Mais qu'est-ce exactement qu'un matériau composite? »

1.3 Composites

Un **composite** est un assemblage de deux ou plusieurs matériaux agencés pour obtenir des propriétés finales supérieures aux propriétés individuelles de chacun des composants. De façon générale, une pièce composite possède un renfort et une

matrice. Le renfort supporte les contraintes alors que la matrice en favorise son transfert.

1.3.1 Types de renfort

Un **renfort** est une matière naturelle ou synthétique, en général fibreuse, ajoutée en vue d'améliorer principalement les propriétés mécaniques (ISO, Termium). Les renforts sont normalement soigneusement choisis et conçus pour répondre spécifiquement à un cahier de charges données. En effet, il est possible d'aligner le renfort avec les contraintes principales donnant une résistance accrue là où cela est nécessaire. Plusieurs types de renforts fibreux sont disponibles commercialement sous forme de tissus unidirectionnels ou multidirectionnels, de tresses, de tricots ou de mats.

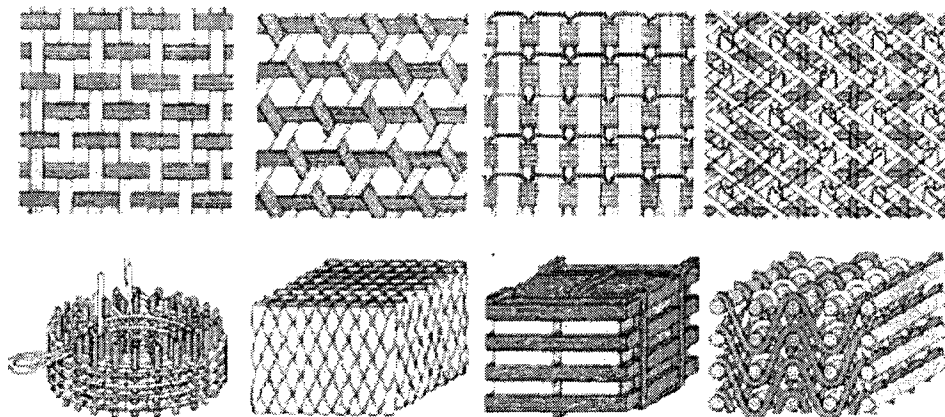


Figure 1.1 - Types d'arrangement de fibres [19].

Les tissus sont anisotropes alors que les mats sont en général isotropes transverses. Les renforts sont souvent empilés pour atteindre une épaisseur désirée. Ils sont disponibles

commerciallement sous plusieurs matériaux : alumine, aramide, bore, carbure de silicium, carbone, céramique et verre.

L'utilisation des **fibres de verre** a débuté dans les années 1940. De nos jours, leur coût est faible. Elles sont donc très répandues. Les fibres de verre sont principalement constituées de silice (SiO_2). Plusieurs qualités de fibres de verre sont disponibles commercialement. Les deux types les plus utilisés sont le type E et le type S. Le verre E est un *calcium alumino-borosilicate*. Initialement, il a été développé comme isolant électrique d'où le « E ». Il est largement utilisé puisque son prix est très abordable. Par contre, il possède de moins bonnes propriétés mécaniques que le verre S. Le verre S, ou verre HS (*high strength*), est un *magnesium aluminoborosilicate*. Il possède une meilleure résistance en traction et contre la corrosion et peut être utilisé à une température supérieure.

Les **fibres d'aramide**, mieux connues sous le nom commercial de Kevlar, possèdent une des meilleures résistances à l'impact. Par contre, ces fibres sont coûteuses, difficiles à couper et à mettre en forme. Elles sont principalement utilisées pour la fabrication de blindage.

Les **fibres de carbone** possèdent une des meilleures résistances spécifiques. Cependant, en raison d'une forte demande mondiale, leur prix est très élevé. C'est le matériau le plus prisé dans le domaine de l'aéronautique.

1.3.1.1 Liants

Les fibres peuvent être déposées directement dans le moule ou d'abord préformées. Pour ce faire, un liant est ajouté entre chaque couche de fibres. Les liants doivent être utilisés en faible volume pour ne pas trop affecter l'écoulement, mais en quantité suffisante pour rigidifier l'ensemble. Ceci simplifie la manipulation et le chargement des fibres dans le moule. Souvent, les thermoplastiques sont utilisés comme liant.

1.3.1.2 Matériaux centres et inserts

En plus des fibres, certains matériaux peuvent être ajoutés, comme les balsas, les mousses de Polyuréthane, les mousses PMI (*polymethacrylimide*) et les mousses PVC. Ils sont utilisés comme matériaux centres pour augmenter la rigidité globale ou augmenter l'isolation thermique. Lors de la fabrication des renforts, il est aussi possible de tisser directement des inserts pour renforcer localement au niveau des attaches [20]. Récemment, Lin et al. ont même proposé d'ajouter des structures internes composées de circuits imprimés pour faire le suivi de la santé du composite [21].

1.3.2 Types de matrice

La **matrice**, ou résine, est un liant qui selon les applications peut être de nature métallique, céramique, naturelle ou polymérique.

Les **polymères** sont le produit de plusieurs molécules organiques, nommées monomères, liées entre elles lors d'une réaction chimique de polymérisation [22]. Les deux modes de réaction de polymérisation sont la polyaddition et la polycondensation.

Les **thermoplastiques** sont obtenus par polyaddition. La polyaddition, ou polymérisation par addition, consiste à faire réagir ensemble des monomères sans engendrer de sous-produits formant des liens faibles. Cette forme de polymérisation peut être renversée. Par conséquent, ils sont fabriqués à l'état fondu.

À l'opposé, les **thermodurcissables** sont obtenus par polycondensation. La polycondensation, ou polymérisation par condensation, implique des réactions chimiques qui entraînent la formation de sous-produits formant des réseaux amorphes tridimensionnels [22]. Cette réaction, provoquant un durcissement appelé réticulation, est irréversible et leur confère une très bonne tenue en température. Cette stabilité combinée à de très bonnes propriétés mécaniques leur assurent une longue durée de vie. Cependant, cela les rend aussi difficilement recyclables. Enfin, plusieurs thermodurcissables sont disponibles commercialement : les bismaleimides, les cyaniques, les époxydes, les phénoliques, les polyesters insaturés, les polyimides, les polyuréthanes et les vinylesters.

Les **époxydes** possèdent d'excellentes propriétés mécaniques et thermiques et exhibent un faible retrait. Par contre, leur mise en forme requière un certain effort et leur prix est sensiblement élevé. Les plus répandus sont le DGBEA et TGDDM. Ils sont énormément utilisés dans le domaine aérospatial.

Les **phénoliques** sont peu coûteux et possèdent une bonne tenue au fluage. Par contre, ils sont assez fragiles et sensibles à l'humidité. De plus, des volatiles et de l'eau se

dégagent lors du durcissement, ce qui peut causer des problèmes au niveau de la mise en forme. Les plus couramment cités sont les Resols et Novalacs.

Les **polyesters** sont peu coûteux. Ils sont faciles à mettre en forme. De plus, ils possèdent une bonne résistance en traction et face à la corrosion. Par contre, ils sont relativement inflammables.

Les **polyimides** offrent une très grande stabilité dimensionnelle à haute température. Ce sont des polymères coûteux et leur mise en forme requière des températures importantes.

Les **polyuréthanes** sont utilisés pour leur facilité de moulage, leur résistance à l'abrasion ainsi que leur tenue chimique. Cependant, leur résistance mécanique est faible.

Les **vinylesters** sont généralement un peu plus coûteux. Ils offrent une résistance accrue aux rayons UV et au feu. Aussi, ils possèdent une meilleure résistance chimique que les polyesters insaturés. Par contre, les vinylesters dégagent énormément de chaleur durant leur polymérisation. Par conséquent, ils sont mal adaptés pour les pièces épaisses.

1.3.2.1 Additif

Souvent les résines sont utilisées avec des additifs. Les plus couramment utilisées pour l'injection sous renfort sont l'argile, le carbonate de calcium, le mica et les microbilles de verre. Leur utilisation permet de réduire les coûts, diminuer le retrait, augmenter les échanges thermiques, améliorer la résistance au feu et améliorer le fini de surface.

1.4 Modéliser l'injection sous renfort

Plusieurs phénomènes et interactions se déroulent durant la fabrication de matériaux composites. L'écoulement de résine influe sur les transferts thermiques à l'intérieur du moule. Les transferts thermiques influent sur la vitesse de réticulation. Le degré de réticulation influe sur la viscosité et donc l'écoulement. Ces interactions peuvent être résumées dans le schéma suivant [23] :

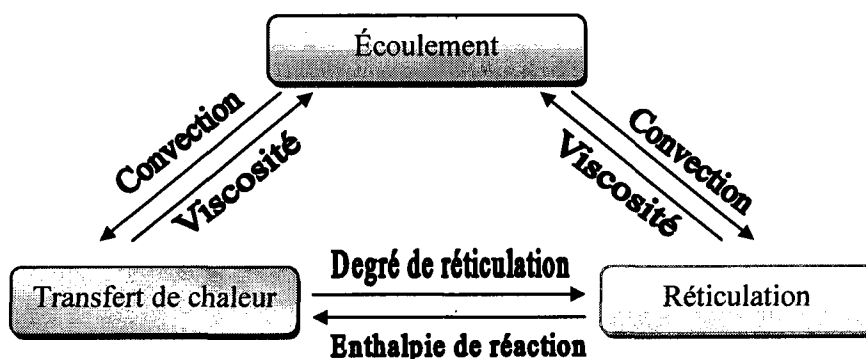


Figure 1.2 - Schéma de l'interaction entre les phénomènes lors du LCM.

Modéliser l'injection sous renfort est donc une science complexe. De plus, cette science est relativement jeune : à peine quelques décennies. Comme toujours dans les nouveaux domaines, les scientifiques ont cherché dans les sciences connexes bien établies. La science de l'injection de polymère sous renfort est une branche de la science de la mécanique des milieux poreux. Pour commencer à déchiffrer l'injection sous renfort, il est donc important de comprendre la mécanique des milieux poreux.

1.4.1 Milieux poreux

Les **milieux poreux** ont fait l'objet de nombreux ouvrages [11, 12, 23-38]. Parmi ceux-ci, *Dynamics of fluids in porous media* [24] et *Principles of heat transfer in porous*

media [31] sont deux très grands incontournables. Ils contiennent à eux seuls une très grande proportion des connaissances à ce sujet. Dans [24], un milieu poreux est défini comme un milieu perméable comportant des vides interstitiels interconnectés, assimilable à un milieu continu. Il est principalement décrit par la structure de ses pores ou interstices [23]. La Figure 1.3 présente un exemple de milieu poreux.

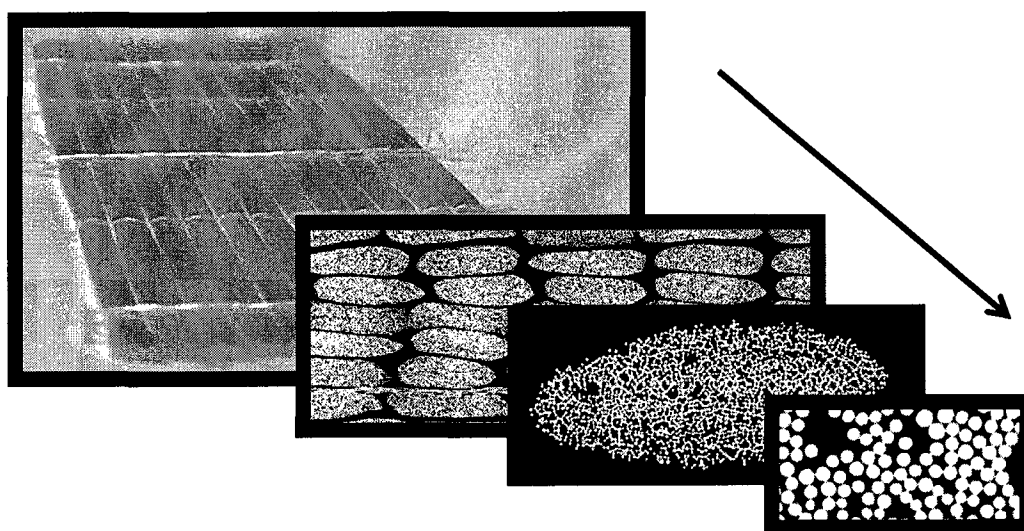


Figure 1.3 - Milieu poreux à différentes échelles.

Plus précisément, il s'agit d'un renfort fibreux. De gauche à droite, la vue progresse d'un niveau macroscopique vers un niveau microscopique. Du point de vue macroscopique, un renfort fibreux apparaît comme un agencement simple de fibres. Toutefois, au niveau microscopique, il est possible de constater que chacune de ces macrofibres est en fait l'agencement de plusieurs microfibres. Règle générale, pour décrire un milieu poreux de grandeur raisonnable, il est exclu de modéliser directement les interactions au niveau microscopique. Cela demanderait des temps de calculs énormes, voir infinis. Par conséquent, en général, les paramètres des milieux poreux

sont définis au niveau macroscopique. Pour ce faire, les paramètres sont calculés et homogénéisés sur un volume représentatif. On parle alors de moyennes volumiques [30]. Le volume choisi doit être suffisamment petit par rapport aux dimensions macroscopiques de la pièce et suffisamment grand pour prendre en compte l'ensemble des phases du paramètre étudié [19].

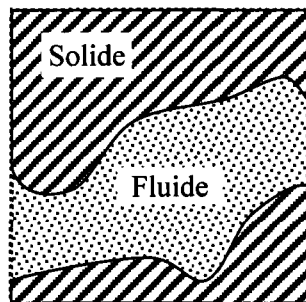


Figure 1.4 - Volume représentatif dans un milieu poreux.

Il existe plusieurs techniques d'homogénéisation, certaines d'entre elles seront discutées plus loin. Quoi qu'il en soit à l'échelle macroscopique, un renfort est principalement défini par sa porosité et sa perméabilité alors que la résine est principalement définie par sa viscosité [36].

1.4.2 Paramètres liés à l'imprégnation

La **porosité** habituellement¹ notée ϕ est le pourcentage en volume par rapport au volume total qui n'est pas occupé par des particules solides [24]. Par conséquent, cette valeur se situe à l'intérieur de l'intervalle 0 et 1. Par exemple, la porosité d'un filtre de cigarette varie entre 17 % et 49 %, celle du sable entre 37 % et 50 % et celle d'une fibre de verre entre 88 % et 93 % [36]. Il est important de catégoriser les interstices en deux

¹ Certains ouvrages notent aussi la porosité ε .

sous-groupes : les interstices connectés et ceux isolés. Si les premiers contribuent à l'écoulement, les seconds n'y participent pas [23]. Par conséquent, dans ce document, à moins d'avis contraire, le terme porosité sera l'abréviation du terme porosité connectée.

La **perméabilité « K »** est le terme assimilable à la conductivité hydraulique d'un milieu poreux [24]. Cette valeur décrit la facilité d'un matériau à permettre à un fluide de le traverser. Il va sans dire que la perméabilité est liée à la porosité. Un matériau très poreux aura tendance à être aussi très perméable et vice-versa. L'unité en système international (SI) pour cette propriété est le mètre carré « m² »². À titre d'exemple, la perméabilité d'une fibre de verre se situe environ entre $2.4 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ et $5.1 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$, celle du sable entre $2 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ et $1.8 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ et celle d'un filtre de cigarette est d'environ $1.1 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ [36].

La **viscosité μ** est le rapport de la contrainte de cisaillement d'un fluide à son gradient de vitesse [39]. En d'autres termes, la viscosité est la propriété d'un fluide (gaz ou liquide) définissant la capacité à transférer la quantité de mouvement. Son unité SI est le pascal seconde « Pa · s » qui peut aussi être nommé poiseuille « PI ». Toutefois, la viscosité est régulièrement exprimée en poises ($P = 0.1 \text{ PI}$) ou en centipoises ($\text{cP} = 0.01 \text{ P}$). Il est donc important de ne pas confondre le poiseuille et la poise ($1 \text{ PI} = 10 \text{ P}$). À titre d'exemple, l'air a une viscosité d'environ $17.6 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}$,

² Dans les ouvrages de la mécanique des sols, l'unité « darcy » est aussi utilisée

$$\text{darcy} = \frac{(\text{cm}^3/\text{s})(\text{cP})}{(\text{cm}^2)(\text{atm}/\text{cm})} = 0.987 \mu\text{m}^2$$

l'eau d'environ $1 \cdot 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ [40] et celle du bon sirop d'érable québécois entre $50 \cdot 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ et $85 \cdot 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ [41].

La **saturation** est le pourcentage de l'espace occupé par rapport à l'espace maximal disponible sur un volume donné. Cette valeur est donc comprise entre 0 et 1. Elle est souvent exprimée en pourcentage. Dans le contexte de l'injection sous renfort, le terme saturation fait habituellement référence à la saturation de résine. Pour fabriquer une pièce composite, l'air est graduellement remplacé par la résine. Par conséquent, un renfort est dit complètement saturé lorsque tout l'air a été expulsé du moule pour laisser place à la résine.

1.4.3 Paramètres liés aux échanges thermiques

En plus des paramètres liés à l'écoulement, l'injection sous renfort fait souvent intervenir les échanges thermiques.

La **conductivité thermique** « k » est l'aptitude d'un corps à transmettre la chaleur lorsqu'il est soumis à un gradient de température [42]. Son unité SI est le watt par mètre kelvin $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$. À titre d'exemple, à température ambiante et pression d'un atmosphère, la conductivité thermique de l'air est d'environ $0.0262 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, celle du graphite $155 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ et celle du cuivre est d'environ $400 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ [40].

La **chaleur massique spécifique** (à pression constante) « c_p » est la quantité de chaleur à fournir à une unité de masse pour élever sa température de un degré [43]. Son unité SI

est le joule par kilogramme kelvin $J/(kg \cdot K)$. À titre d'exemple, à température ambiante, l'air sec a une chaleur massique spécifique d'environ $1005 J/(kg \cdot K)$, le graphite d'environ $610 J/(kg \cdot K)$ et le cuivre d'environ $385 J/(kg \cdot K)$ [40].

La **masse volumique** ρ est la masse de l'unité de volume d'un corps à une température et une pression données [44]. Son unité SI est le kilogramme par mètre cube kg/m^3 . La masse volumique de l'air est d'environ $1.2 kg/m^3$, celle de l'eau est de $998.2 kg/m^3$, celle du cuivre est de $8920 kg/m^3$. En français, il faut faire attention à ne pas confondre la masse volumique avec la densité. Il s'agit bien de deux grandeurs différentes.

La **densité** d'un corps est le rapport de sa masse volumique à l'eau (à $3.98^\circ C$) [44]. La densité ne comporte donc pas d'unité contrairement à la masse volumique.

Le Tableau 1.1 résume les principaux paramètres en jeu pour décrire les milieux poreux.

Tableau 1.1 - Paramètres physiques pour les écoulements en milieu poreux

Paramètre	Symbole	Unité SI
Conductivité thermique	k	$\frac{W}{m \cdot K}$
Chaleur spécifique (à pression constante)	c_p	$\frac{J}{kg \cdot K}$
Débit volumique	q	$\frac{m^3}{s}$
Débit massique	$\dot{m}$	$\frac{kg}{s}$
Degré de conversion	α	%
Masse volumique	ρ	$\frac{kg}{m^3}$
Porosité	ϕ	(%)
Perméabilité	K	m^2
Pression	P	Pa
Saturation	s	(%)
Taux de fibres	v_f	(%)
Température	T	K
Temps	t	s
Viscosité	μ	Pa s

1.4.4 Modèles d'écoulement

1.4.4.1 Équation de Darcy

Les premières mesures d'écoulement de fluides en milieux poreux sont attribuées à Darcy (1856) et reprises dans l'ouvrage Hubbert et Darcy [45]. De façon expérimentale, ce dernier proposa de relier le gradient de la charge hydraulique ΔP à la vitesse v de filtration. Sous sa forme première, cette relation s'écrit :

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{\mu}{k_D} v \quad (1.1)$$

où L représente la longueur du tuyau d'écoulement, μ la viscosité du fluide et k_D la perméabilité. De nos jours, la loi de Darcy s'écrit :

$$\mathbf{v}_D = -\frac{\mathbf{K}}{\mu} (\nabla P - \rho \mathbf{g}) \quad (1.2)$$

où $\mathbf{K}$ est le tenseur de perméabilité, ∇P le gradient de pression, $\mathbf{g}$ est le vecteur de gravité et ρ la masse volumique. Le signe moins « - » devant le terme de gauche indique que l'écoulement est dirigé dans la direction opposée à l'augmentation de la pression. Pour interagir avec d'autres équations, il est souvent nécessaire de relier la vitesse de Darcy à la vitesse d'écoulement. Cette relation est connue sous le nom de relation de Dupuit-Forchheimer et s'écrit :

$$\mathbf{v}_D = \phi \mathbf{v}_r \quad (1.3)$$

Il est possible de justifier ce modèle grâce aux écoulements de Navier-Stokes. Pour un liquide incompressible en négligeant les forces volumiques, le modèle de Navier-Stokes s'écrit :

$$\rho \frac{D\mathbf{v}}{Dt} = -\nabla P + \mu \Delta \mathbf{v} \quad (1.4)$$

En régime permanent, lorsque les écoulements sont suffisamment lents, il est possible de négliger le terme de la dérivée particulaire du temps. Après simplification, le modèle de l'écoulement s'écrit :

$$0 = -\nabla P + \mu \Delta \mathbf{v} \quad (1.5)$$

Ce modèle n'est pas encore l'équation de Darcy car il est défini au niveau microscopique. Cependant, Pillai a démontré qu'il est possible de retomber sur l'équation de Darcy en s'appuyant sur la théorie des moyennes volumiques [19]. Grâce à une analyse dimensionnelle, il parvient à justifier la définition d'un tenseur de perméabilité. La preuve qu'il fournit peut apparaître comme un peu mince puisqu'il retrouve ce qu'il voulait démontrer. Néanmoins, sa démonstration théorique nous rassure tout de même sur la validité de cette loi. Enfin, il faut garder en mémoire que cette loi est empirique, qu'elle a été vérifiée à maintes reprises et qu'elle fait preuve d'un large consensus au sein du milieu scientifique. Cette loi n'est cependant valable que pour une gamme restreinte de vitesses nommées : « domaine des vitesses d'infiltration » [36]. Dans ce domaine, les écoulements sont suffisamment lents pour être considérés en régime quasi-permanent et pour que les forces d'inertie soient bien

négligeables devant les forces de viscosité. Pour préciser l'étendue d'un mode d'écoulement, il est habituel d'introduire le nombre de Reynolds :

$$Re = \frac{\rho L v}{\mu} \quad (1.6)$$

où ρ est la masse volumique, L est une longueur caractéristique du milieu d'écoulement du fluide, v la vitesse du fluide et μ la viscosité du fluide. Pour des écoulements en milieux poreux, la longueur caractéristique est définie comme le diamètre moyen d des pores [24] ou lorsque le milieu est plus complexe comme $\sqrt{tr(\mathbf{K})}$ aussi nommé : « distance d'impact de Brinkman » (*Brinkman screening distance*) [46]. Cette distance d'impact est de l'ordre de la distance à laquelle la perturbation sur le champ de vitesses devient négligeable [31]. En utilisant cette distance, Collins [26] définit la région d'applicabilité de la loi de Darcy pour des nombres de Reynolds inférieurs à 1 ($Re \ll 1$). En utilisant d comme longueur caractéristique, Dybbs et Edwards définissent quatre zones distinctes de régime d'écoulement en milieu poreux [47].

Tableau 1.2 - Régime d'écoulement en fonction du nombre de Reynolds

Reynolds	Régime
$Re_d \ll 1$	Darcy, écoulement rampant
$1 - 10 < Re_d < 150$	Écoulement laminaire non linéaire régulier
$150 < Re_d < 300$	Écoulement laminaire instable
$300 < Re_d$	Écoulement instable et chaotique

Finalement, lorsque la loi de Darcy n'est pas suffisante, il est important de savoir qu'il existe d'autres modèles plus complexes pour définir l'écoulement de fluide à commencer par l'équation de Forchheimer [36], l'équation de Brinkman [31] et finalement l'équation de Navier-Stokes [48]. Cependant, ces équations ne seront pas abordées dans ce texte. Enfin, rappelons que la loi de Darcy est la plupart du temps suffisante pour décrire les écoulements en RTM [49-54].

1.4.4.2 Solutions analytiques

Comme mentionné précédemment, le procédé de moulage par transfert de résine (RTM) consiste à injecter un fluide réactif (résine) dans la cavité d'un moule rigide contenant un renfort (fibre). La phase d'injection se modélise en combinant l'équation de continuité à la loi de Darcy. Puisque le moule est considéré rigide et le milieu fibreux à prime abord indéformable, le modèle s'écrit :

$$\nabla \cdot \left(-\frac{\mathbf{K}}{\mu} \nabla P \right) = 0 \quad (1.7)$$

Pour fournir une première idée des écoulements, les solutions analytiques simples sont d'une grande utilité.

1.4.4.3 Écoulement unidirectionnel

Lorsque l'écoulement du fluide s'effectue suivant une seule direction, cet écoulement est dit unidirectionnel. Par exemple, la Figure 1.5 montre un écoulement de la gauche vers la droite. Le moule est supposé d'épaisseur constante h et de largeur y_m . L'entrée du moule se trouve à $x = 0$ et la sortie à $x = x_m$. La position du front est notée $x = x_{ff}$.

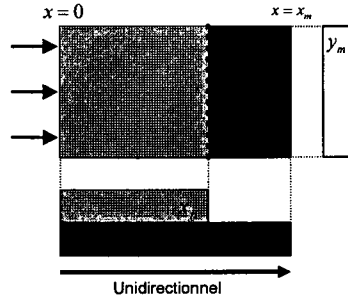


Figure 1.5 - Écoulement unidirectionnel.

Dans ce cas, en considérant une perméabilité, une porosité et une viscosité constantes, l'équation (1.7) se simplifie sous la forme :

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}(P) = 0 \quad (1.8)$$

En intégrant une première fois, l'équation (1.8) devient :

$$\frac{\partial}{\partial x}(P) = c_1 \quad (1.9)$$

Puis en intégrant une deuxième fois :

$$P = c_1 x + c_2 \quad (1.10)$$

À cette étape, il reste à considérer les conditions frontières. Deux types de conditions se présentent en RTM : pression imposée ou débit imposé.

1.4.4.4 Pression constante

Si une pression P_0 est imposée à l'entrée et une pression nulle à la sortie,

$$P|_{x=0} = P_0, \quad P|_{x=x_{ff}} = 0 \quad (1.11)$$

L'équation (1.10) après simplification devient :

$$P = P_0 \left(1 - \frac{x}{x_{ff}} \right) \quad (1.12)$$

En dérivant l'équation (1.12), l'équation de Darcy devient alors :

$$v = \frac{K}{\mu} \frac{P_0}{x_{ff}} \quad (1.13)$$

Pour connaître le débit Q , il suffit d'intégrer la vitesse sur la surface du port d'injection :

$$Q = \frac{y_m h K}{\mu} \frac{P_0}{x_{ff}} \quad (1.14)$$

Enfin, pour connaître le temps d'injection, il suffit d'écrire la vitesse d'avancée du front de fluide comme :

$$v_{ff} = v|_{x=x_{ff}} = \frac{dx_{ff}}{dt} \quad (1.15)$$

$$\int_0^{x_m} \frac{1}{v_{ff}} dx_{ff} = \int_0^{t_f} dt \quad (1.16)$$

En remplaçant l'équation (1.3) et (1.13) à l'intérieur de l'équation (1.16) et en intégrant, l'équation du temps en fonction de la distance du front est alors obtenue :

$$t_f = \frac{\mu \phi}{2K P_0} x_m^2 \quad (1.17)$$

1.4.4.5 Débit constant

Pour connaître le temps d'injection à débit Q_0 imposé, il suffit de connaître le volume de résine à injecter :

$$V_{\text{résine}} = x_m y_m h \phi \quad (1.18)$$

Le temps se calcule alors simplement comme :

$$t = \frac{V_{\text{résine}}}{Q} = \frac{x_m y_m h \phi}{Q_0} \quad (1.19)$$

Pour connaître la pression, les conditions suivantes sont utilisées :

$$Q|_{x=0} = Q_0, \quad P|_{x=x_m} = 0 \quad (1.20)$$

Puisque :

$$v_D = \frac{Q}{y_m h} = -\frac{K}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} \quad (1.21)$$

Alors

$$\frac{\partial P}{\partial x} = -\frac{Q}{y_m h} \frac{\mu}{K} \quad (1.22)$$

À partir de l'équation (1.9) assujettie aux conditions (1.20), le coefficient c_1 est déterminé :

$$c_1 = \frac{Q_0}{y_m h} \frac{\mu}{K} \quad (1.23)$$

Puis le coefficient c_2 est déterminé à partir de l'équation (1.10). Après simplification, la pression est obtenue :

$$P = \frac{Q_0}{y_m h} \frac{\mu}{K} \left(1 - \frac{x}{x_{ff}} \right) \quad (1.24)$$

1.4.4.6 Écoulement radial divergent et convergent

Deux autres types d'écoulement sont souvent analysés en RTM. Il s'agit des écoulements de type radial divergent et radial convergent.

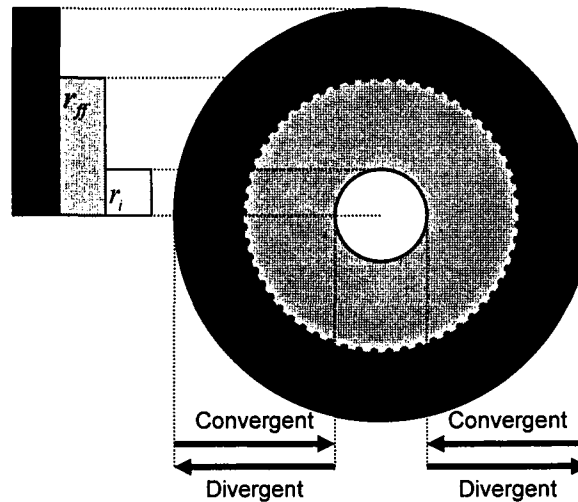


Figure 1.6 - Écoulement de type radial.

Lorsque le front de fluide est circulaire, l'écoulement est dit radial. S'il se déplace de l'intérieur vers l'extérieur, l'écoulement est dit de type radial divergent. Dans le cas contraire, l'écoulement est de type radial convergent. Pour connaître les pressions, débits et temps d'injection, il faut effectuer les mêmes étapes que pour le cas unidirectionnel, mais en coordonnées cylindriques. Par conséquent, en considérant encore une fois une perméabilité, une porosité et une viscosité constantes, l'équation (1.7) se résume à :

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial (P)}{\partial r} \right) = 0 \quad (1.25)$$

En intégrant une première fois, on obtient :

$$\frac{\partial}{\partial r} (P) = \frac{c_1}{r} \quad (1.26)$$

Une seconde intégration mène à :

$$P = c_1 \ln r + c_2 \quad (1.27)$$

1.4.4.7 Pression constante, radial divergent

Pour un écoulement de type radial divergent, les conditions sont :

$$P|_{r=r_i} = P_0, \quad P|_{r=r_{ff}} = 0 \quad (1.28)$$

La pression est alors :

$$P = P_0 \frac{\ln r - \ln r_{ff}}{\ln r_i - \ln r_{ff}} \quad (1.29)$$

et la vitesse du front :

$$v_{ff} = -\frac{K}{\mu \phi} \frac{P_0}{r_{ff} \ln \frac{r_i}{r_{ff}}} \quad (1.30)$$

Par conséquent, le temps d'injection est obtenu par intégration par parties de :

$$t_f = \int_{r_i}^{r_m} \left[\frac{\mu \phi}{K P_0} r_{ff} \ln \left(\frac{r_i}{r_{ff}} \right) \right] dr_{ff} \quad (1.31)$$

ce qui donne :

$$t_f = \frac{\phi \mu}{2K P_0} \left(r_m^2 \ln \left(\frac{r_m}{r_i} \right) - \frac{r_m^2 - r_i^2}{2} \right) \quad (1.32)$$

Enfin, le débit est :

$$Q = \frac{2\pi h K}{\mu} \frac{P_0}{\ln \frac{r_{ff}}{r_i}} \quad (1.33)$$

1.4.4.8 Débit imposé, radial divergent

Dans ce cas, les conditions limites sont :

$$Q|_{r=r_i} = Q_0 \quad (1.34)$$

$$P|_{r=r_{ff}} = 0 \quad (1.35)$$

La pression de la résine est alors :

$$P = \frac{\mu Q_0}{2\pi h K} \ln \frac{r_{ff}}{r} \quad (1.36)$$

et le temps de remplissage est :

$$t_f = \frac{\pi (r_m^2 - r_i^2) h \phi}{Q_0} \quad (1.37)$$

1.4.4.9 Radial convergent

Pour les écoulements de type radial convergent, seules les conditions limites changent.

Pour le cas en pression imposée, les conditions sont :

$$P|_{r=r_m} = P_0, \quad P|_{r=r_{ff}} = 0 \quad (1.38)$$

Et pour un débit imposé :

$$Q|_{r=r_i} = Q_0, \quad P|_{r=r_{ff}} = 0 \quad (1.39)$$

Le tableau suivant résume les solutions analytiques en RTM :

Tableau 1.3 - RTM, contrôle de l'injection en pression

	Pression	Débit de résine	Temps de remplissage
Radial convergent	$P_0 \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}}$	$\frac{2\pi h K}{\mu} \frac{P_0}{\ln \left(\frac{r_m}{r_{ff}} \right)}$	$\frac{\phi \mu}{2KP_0} \left(r_i^2 \ln \left(\frac{r_i}{r_m} \right) + \frac{r_m^2 - r_i^2}{2} \right)$
Unidirectionnel	$P_0 \left(1 - \frac{x}{x_{ff}} \right)$	$\frac{\gamma_m h K}{\mu} \frac{P_0}{x_{ff}}$	$\frac{\phi \mu}{2KP_0} x_m^2$
Radial divergent	$P_0 \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_i}{r_{ff}}}$	$\frac{2\pi h K}{\mu} \frac{P_0}{\ln \left(\frac{r_{ff}}{r_i} \right)}$	$\frac{\phi \mu}{2KP_0} \left(r_m^2 \ln \left(\frac{r_m}{r_i} \right) + \frac{r_i^2 - r_m^2}{2} \right)$

1.4.5 Modèles de transfert de chaleur

Le transfert de chaleur est régi par l'équation du bilan énergétique [55] :

$$\rho c_p \frac{DT}{Dt} = \rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla T \right) = k \nabla^2 T + \mu \Phi + q \quad (1.40)$$

où ρ est la densité, c_p la chaleur massique spécifique à pression constante, $\mathbf{v}$ la vitesse, T la température en kelvin, k la conductivité thermique, $\mu \Phi$ un terme de dissipation visqueuse. Les échanges de chaleur dans un matériau composite dépendent de la résine et des fibres. Il serait possible de suivre la température de chacune des phases indépendamment. Cependant, l'approche la plus couramment utilisée est l'hypothèse d'équilibre thermique instantané entre les fibres et la résine $\langle T \rangle = T_f \approx T_r$. Ceci fait intervenir encore une fois le théorème de la moyenne volumique représenté par $\langle \dots \rangle$.

L'équation s'écrit alors [33] :

$$\begin{aligned} \langle \rho c_p \rangle_{eff} \frac{\partial \langle T \rangle}{\partial t} + (\rho c_p)_r \langle \mathbf{v}_r \rangle \cdot \nabla \langle T \rangle = \\ \nabla \cdot [(\mathbf{k}_C + \mathbf{k}_D) \cdot \nabla \langle T \rangle] + \phi \rho_r \Delta H_r \langle \dot{\alpha} \rangle_r + \mu \langle \mathbf{v}_r \rangle \cdot \frac{1}{\mathbf{K}} \cdot \langle \mathbf{v}_r \rangle \end{aligned} \quad (1.41)$$

où $\langle \rho c_p \rangle_{eff}$ représente la capacité thermique volumique effective du composite. En considérant l'enthalpie équivalente, elle est définie [56] :

$$\langle \rho c_p \rangle_{eff} = \phi (\rho c_p)_r + (1 - \phi) (\rho c_p)_f \quad (1.42)$$

$\mathbf{k}_C$ représente le tenseur de conductivité effective et $\mathbf{k}_D$ le tenseur de la dispersion thermique. Ce terme de dispersion thermique est caractéristique de la variation des

champs de vitesses et de températures et est souvent associé aux écoulements turbulents [33]. En général, les deux termes k_c et k_d sont regroupés ensemble sous le nom de conductivité effective totale k_{eff} . Trouver une valeur effective totale équivalente de tenseurs n'est pas triviale. Dépendamment des hypothèses et des arrangements, il y a plusieurs façons d'y parvenir [31]. Le Tableau 1.4 résume quelques-unes d'entre elles.

Tableau 1.4 - Conductivité effective d'un composite

Modèles	Formulation
Arrangement de fibres en parallèle	$k_{eff} = \phi k_r + (1-\phi)k_f$
Arrangement de fibres en série	$k_{eff} = \frac{k_r k_f}{\phi k_f + (1-\phi)k_r}$
Maxwell	$k_{eff} = k_r \left(1 + \frac{3 \cdot (k_f / k_r - 1)}{k_f / k_r + 2} \cdot (1-\phi) \right)$
Formulation variationnelle	$k_{eff} = k_r \left(1 + \frac{3 \cdot (1-\phi)(k_r / k_f - 1)}{3 + \phi(k_f / k_r - 1)} \right)$
Homogénéisation de l'équation de diffusion	$k_{eff} = k_r \left(\frac{(2-\phi)k_r / k_f + 1}{2-\phi + k_f / k_r} \right)$

Par la suite, pour simplifier l'écriture, les $\langle \dots \rangle$ seront volontairement omis et les tenseurs seront tous considérés diagonaux et orientés suivant les directions principales :

$$\mathbf{k} = \begin{bmatrix} k_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & k_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & k_{zz} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix} \quad (1.43)$$

où les indices « xx », « yy » et « zz » représentent respectivement les valeurs suivant l'axe des x , des y et des z . Par conséquent, l'équation (1.41) en trois dimensions devient :

$$\begin{aligned} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_r c_{pr} \left(v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \\ = \left(k_{xx} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_{yy} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k_{zz} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \phi \rho_r \Delta H_r \dot{r}_a + \mu \left(\frac{v_x^2}{K_{xx}} + \frac{v_y^2}{K_{yy}} + \frac{v_z^2}{K_{zz}} \right) \end{aligned} \quad (1.44)$$

avec ΔH la chaleur générée par la réaction et $\dot{r}_a$ la vitesse stœchiométrique de la réaction (discutée dans la prochaine section) définie sous la forme :

$$\dot{r}_a = f(\alpha, T) \quad (1.45)$$

L'influence de chacun des termes d'une équation est plus facilement analysée sous la forme adimensionnelle. Il existe plusieurs méthodes pour rendre une équation adimensionnelle. Le théorème de Buckingham Pi donne une idée sur la manière de procéder. Ce théorème stipule que le nombre de groupements adimensionnels n_g est égal à la différence entre le nombre de coefficients n_f et le nombre de dimensions pour les représenter n_d [57]. À la base, l'équation (1.44) possède donc cinq groupements adimensionnels non redondants [33]. Pour effectuer l'analyse dimensionnelle, la fabrication en RTM d'une pièce simple sera considérée :

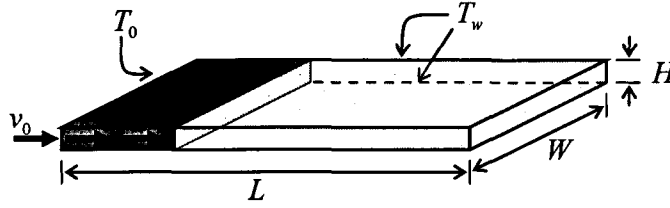


Figure 1.7 - Exemple considéré pour l'analyse adimensionnelle.

La pièce est de dimension $L \times W \times H$. Durant l'injection, une vitesse v_{x0} est forcée sur la paroi gauche du moule ($v_y = v_z = 0$). L'écoulement s'effectue donc de gauche à droite. La température initiale de la résine est initialement T_{r0} et celle des fibres T_{f0} .

Aussi, les parois supérieure et inférieure sont à une température T_w .

Les changements de variables suivants sont effectués :

$$x^* = \frac{x}{L}, \quad y^* = \frac{y}{W}, \quad z^* = \frac{z}{H} \quad (1.46)$$

$$T^* = \frac{T - T_a}{\Delta T_c} \quad (1.47)$$

$$v_x^* = \frac{v_x}{v_{x0}} \quad (1.48)$$

$$\tau = \frac{t}{t_c} \quad (1.49)$$

où T_a est la température ambiante, $\Delta T_c = T_w - T_a$ et t_c est un temps caractéristique qui sera défini en fonction du phénomène étudié. L'équation (1.44) s'écrit donc :

$$\begin{aligned}
& \rho c_p \Delta T_c \frac{1}{t_c} \frac{\partial T^*}{\partial \tau} + \rho_r c_{pr} v_{x0} \Delta T_c \frac{1}{L} v_x^* \frac{\partial T^*}{\partial x^*} \quad \text{②} \\
& \text{①} \quad = \Delta T_c k_{xx} \frac{1}{L^2} \left(\frac{\partial^2 T^*}{\partial x^{*2}} + \frac{k_{yy}}{k_{xx}} \frac{L^2}{W^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial y^{*2}} + \frac{k_{zz}}{k_{xx}} \frac{L^2}{H^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \right) + \phi \rho_r \Delta H_r \dot{r}_a + \mu v_{x0}^2 \frac{1}{K_{xx}} v_x^{*2} \quad \text{④} \quad \text{⑤} \quad (1.50)
\end{aligned}$$

Sous cette forme, il est possible de conclure sur certains points à l'égard du procédé RTM. Premièrement, la très grande majorité des pièces produites en RTM sont minces, i.e. l'épaisseur de la cavité (empreinte) est beaucoup plus faible que sa longueur ou sa largeur. Il n'est pas rare de constater un ratio $\frac{H}{L} \approx \frac{H}{W}$ de l'ordre de 10^{-2} à 10^{-4} .

De plus, la conductivité thermique de plusieurs matériaux est sensiblement isotrope (même ordre de grandeur dans toutes les directions) $k_{xx} \approx k_{yy} \approx k_{zz}$. Par conséquent, le terme (3) de l'équation (1.50) est prédominé par le terme de conduction suivant z :

$$\begin{aligned}
& \approx 1 \quad \approx 1 \quad \approx 1 \gg 1 \\
& \Delta T_c k_{xx} \frac{1}{L^2} \left(\frac{\partial^2 T^*}{\partial x^{*2}} + \frac{k_{yy}}{k_{xx}} \frac{L^2}{W^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial y^{*2}} + \frac{k_{zz}}{k_{xx}} \frac{L^2}{H^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \right) \approx \frac{\Delta T_c k_{zz}}{H^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.51)
\end{aligned}$$

Aussi, notons qu'en théorie, le RTM débute par une phase d'injection qui est ensuite suivie d'une phase de réticulation. Durant la phase d'injection, il est souhaitable d'avoir une résine la moins visqueuse possible et *a fortiori* non réticulée. Par conséquent, le terme (4) de l'équation (1.50), qui représente le dégagement de chaleur dû à la réticulation, peut être négligé. Aussi, puisqu'en RTM l'écoulement est lent, le terme (5) (en vitesse au carré) apparaît négligeable devant les autres termes. Par conséquent, l'équation (1.50) durant la phase d'injection s'écrit :

$$\rho c_p \frac{1}{t_c} \frac{\partial T^*}{\partial \tau} + \rho_r c_{pr} v_{x0} \frac{1}{L} v_x^* \frac{\partial T^*}{\partial x^*} = \frac{k_{zz}}{H^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.52)$$

À ce moment, il est intéressant d'introduire des groupes adimensionnels. Il existe une multitude de nombres (groupes) adimensionnels. Chacun d'eux pouvant souvent être écrit sous différentes formes mathématiques. Par conséquent, il est aussi important de comprendre leur signification que de savoir les écrire.

Le Tableau 1.5 résume les nombres adimensionnels qui seront utilisés par la suite.

Tableau 1.5 - Nombres adimensionnels

Nombre adimensionnel	Définition	Signification
Brinkman	$Br = \frac{\mu v^2}{k \Delta T}$	$\frac{\text{dissipation visqueuse}}{\text{conduction due au } \Delta T}$
Damköhler	$Da = \frac{\phi \rho_r H^2 \Delta H_r}{t_c k \Delta T_c}$	$\frac{\partial T / \partial t \text{ de réaction}}{\partial T / \partial t \text{ de conduction}}$
Graetz	$Gz = \frac{\rho c_p v H^2}{k L}$	$\frac{\text{convection en x}}{\text{conduction en z}}$
Fourier	$Fo = \frac{\rho c_p H^2}{k t_c}$	$\frac{\text{taux de chaleur}}{\text{taux d'énergie accumulée}}$
Péclet	$Pe = \frac{\rho c_p L v}{k}$	$\frac{\text{dispersion thermique}}{\text{conduction thermique}}$
Reynolds	$Re = \frac{\rho L v}{\mu}$	$\frac{\text{Forces d'inertie}}{\text{Forces visqueuses}}$

Toujours pour la phase d'injection, en considérant une vitesse constante à l'entrée, le temps caractéristique t_c est défini :

$$t_c = \frac{L}{v_{x0}} \quad (1.53)$$

L'équation (1.52) peut alors être formulée :

$$\frac{\rho_r c_{pr}}{\rho_r c_{pr}} \frac{\partial T^*}{\partial \tau} + v_x^* \frac{\partial T^*}{\partial x^*} = \frac{L k_{zz}}{\rho_r c_{pr} v_{x0} H^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.54)$$

ou plus simplement :

$$\frac{1}{\xi} \frac{\partial T^*}{\partial \tau} + v_x^* \frac{\partial T^*}{\partial x^*} = \frac{1}{Gz} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.55)$$

où

$$\xi = \frac{\rho_r c_{pr}}{\rho c_p} \quad (1.56)$$

Par conséquent, si le nombre de Graetz était très grand ($Gz \gg 1$), le terme de conduction suivant z serait négligeable devant la convection suivant x :

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau} + \xi v_x^* \frac{\partial T^*}{\partial x^*} = 0 \quad (1.57)$$

ce qui correspondrait à l'équation d'onde permanente de vitesse ξv_x^* . En considérant une vitesse v_x^* constante et une température constante à l'entrée, la solution serait :

$$T(x, t) = \begin{cases} T_{r0} & x^* < \xi v_x^* \tau \\ T_{f0} & x^* \geq \xi v_x^* \tau \end{cases} \quad (1.58)$$

Ceci voudrait dire que la résine serait injectée si rapidement dans le moule qu'elle ne changerait pas de température. Par conséquent, la température « quelque part »³ derrière la partie imprégnée serait celle de la résine et l'autre, celle des fibres. Physiquement, ceci est peu réaliste, mais donne néanmoins une première idée de comportement.

À l'opposé, si le nombre de Graetz était très faible ($Gz \ll 1$), l'équation (1.55) serait :

³ Noter que la température ne se propagerait pas à la même vitesse que celle de la résine, mais à un facteur ξ près. Celui-ci est égal à 1 si et seulement si le pourcentage de fibres est nul.

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau} = \frac{\xi}{Gz} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.59)$$

Cette équation correspond à la forme standard de l'équation de chaleur :

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau} = c^2 \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.60)$$

où $c^2 = \frac{\xi}{Gz}$. Pour l'équation de chaleur, il est plus coutumier d'utiliser le nombre de

Fourier Fo. Reprenant l'équation (1.54) et sachant que le terme de convection est négligé, celle-ci s'écrit :

$$\frac{\rho c_p H^2}{k_{zz} t_c} \frac{\partial T^*}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.61)$$

ou plus simplement :

$$Fo \frac{\partial T^*}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} \quad (1.62)$$

En prenant $Fo=1$, la solution est donnée par :

$$T^* = 1 - \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{4}{n\pi} (-1)^{(n-1)/2} \cos\left(n\pi\left(z^* - \frac{1}{2}\right)\right) e^{-(n\pi/2)^2 \tau} \quad (1.63)$$

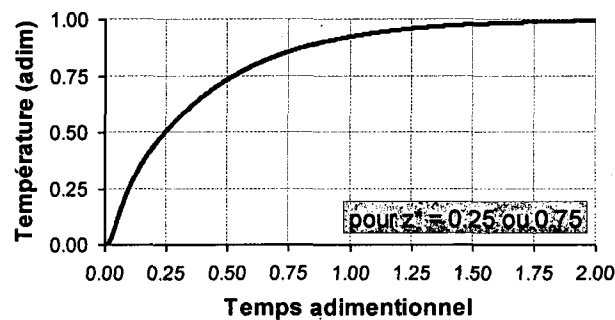


Figure 1.8 - Analyse adimensionnelle : température en fonction du temps.

Bref, cette solution considère que la résine avance si lentement que son influence sur la température est négligeable. Ceci n'est encore une fois pour le procédé RTM guère plus exact. Malgré tout, les solutions obtenues des équations (1.58) et (1.63) fournissent une interprétation des cas extrêmes. Une solution physique de la température durant l'injection se situe donc quelque part entre les deux.

Enfin, noter que de négliger des termes entraîne aussi l'omission des conditions frontières qui leur sont associées. Par exemple, l'équation (1.57) est une équation différentielle de premier ordre, alors que l'équation initiale (1.52) était de second ordre. Par conséquent, l'équation (1.57) ne peut répondre aux conditions limites d'ordre deux inhérentes à l'équation (1.52). En approchant donc des frontières, ces simplifications sont de moins en moins valides. Néanmoins, suffisamment loin des frontières, elles sont satisfaisantes et fournissent des explications acceptables.

Durant la phase de polymérisation, la résine est immobile. Par conséquent, les termes (2) et (5) de l'équation (1.50) sont nuls :

$$\rho c_p \Delta T_c \frac{1}{t_c} \frac{\partial T^*}{\partial \tau} = \frac{\Delta T_c k_{zz}}{H^2} \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} + \phi \rho_r \Delta H_r \dot{r}_{\alpha_r} \quad (1.64)$$

En considérant $t_c = Fo$, l'équation (1.64) s'écrit :

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} + \frac{\phi \rho_r H^2 \Delta H_r}{k_{zz} \Delta T_c} \dot{r}_{\alpha_r} \quad (1.65)$$

ou encore en utilisant le nombre de Damköhler :

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 T^*}{\partial z^{*2}} + Da \dot{r}_{\alpha}^* \quad (1.66)$$

où

$$\dot{r}_\alpha = \frac{\partial r_\alpha}{\partial t} = \frac{\partial r_\alpha}{\partial \tau'} \frac{\partial \tau'}{\partial t} = \frac{\dot{r}_\alpha^*}{t_{rc}} \quad (1.67)$$

et t_{rc} un temps caractéristique pour la réaction souvent associé au temps de gel [58]. Si $Da \ll 1$, l'énergie dégagée par la réaction est négligeable comparativement à la conduction à la frontière. Par conséquent, la chaleur est évacuée suffisamment vite pour garder le moule et la pièce isotherme durant la cuisson. Alors, la solution de la température à l'intérieur du moule revient à l'équation (1.62). En contrepartie, si $Da \gg 1$, la chaleur s'accumule aux frontières du moule et les conditions frontières devront être considérées non isothermes [33].

Avant de clore cette section, maintenant que les nombres adimensionnels ont été présentés et qu'une idée du comportement des équations a été fournie, un bref retour sur l'équation du bilan d'énergie s'impose (équation(1.41)). Cette équation sous sa forme adimensionnelle « complète » est [59] :

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau} + \xi Gz \frac{\partial T^*}{\partial x^*} - \xi \left(\frac{H}{L} \right)^2 \tilde{k}_{xx}^* \frac{\partial^2 T^*}{(\partial x^*)^2} - \tilde{k}_{zz}^* \frac{\partial^2 T^*}{(\partial z^*)^2} = \xi Da \cdot r_\alpha^* + \xi Br \quad (1.68)$$

où

$$\tilde{k}_{xx}^* = k_{xx}^* + \phi k_{Dxx}^* Pe, \quad \tilde{k}_{zz}^* = k_{zz}^* + \phi k_{Dzz}^* Pe \quad (1.69)$$

$$k_{xx}^* = \frac{k_{xx}}{k_{xx} + k_{zz}}, \quad k_{zz}^* = \frac{k_{zz}}{k_{xx} + k_{zz}} \quad (1.70)$$

où Gz , Da , Br et Pe sont respectivement les nombres de Graetz, Damköhler, Brinkman et Péclet et ξ est défini par l'équation (1.56). Simacek et Advani [59] ont étudié

l'équation sous cette forme et décrivent des paramètres adimensionnels typiques pour le RTM.

Tableau 1.6 - Exemple de valeurs typiques pour le procédé RTM (Adapté de [59])

Paramètre	Valeur
ξ	1
Gz	30
H/L	0.01
Pe	300
Br	0.001
$\tilde{k}_{xx}^*$	150
$\tilde{k}_{zz}^*$	20

Avec ces valeurs, les auteurs concluent que dans le cas du RTM, la conduction dans le plan (axes des x et y) et la dispersion dans la direction de l'écoulement ont peu d'influence. Ils expliquent ces résultats par le ratio important entre l'épaisseur de la cavité et la longueur caractéristique de la pièce, comme il a été mentionné précédemment. Cependant, en augmentant la vitesse d'injection, ils remarquent que le terme de dispersion peut devenir rapidement important. Enfin, ils mettent en garde le lecteur de toujours vérifier les nombres adimensionnels en fonction de la géométrie et de chaque phase (liquide/solide) avant de procéder à des simplifications.

Il reste à présent à discuter plus en détails sur le facteur de vitesse de la réaction $\dot{r}_a$.

1.4.6 Modèles de cinétiques de polymérisation

Comme mentionné dans la section précédente, l'estimation des transferts thermiques dépend en partie de la vitesse stoechiométrique de la réaction $\dot{r}_a$ et l'enthalpie

totale ΔH_r . Pour les caractériser, la méthode de calorimétrie différentielle à balayage (DSC) est la plus souvent utilisée [60]. Dans notre cas, la vitesse stœchiométrique de réaction α est proportionnelle au flux de chaleur $\frac{dQ}{dt}$ dégagée par la réaction [61] :

$$\frac{dQ}{dt} = \Delta H_r \frac{d\alpha}{dt} \quad (1.71)$$

Par conséquent, en chauffant un échantillon de résine et en mesurant le flux de chaleur, il est possible de connaître l'état d'avancement de la réaction. Un modèle est alors cherché sous la forme [62] :

$$\frac{d\alpha}{dt} = F(\alpha, T) \quad (1.72)$$

Les modèles pour le terme $F(\alpha, T)$ peuvent être groupés en trois catégories : les modèles mécanistiques [63, 64], les modèles semi-mécanistiques [65, 66] et les modèles phénoménologiques (empiriques) [18, 67]. D'un côté, les modèles mécanistiques précisent les phénomènes intrinsèques de la réaction et de l'autre côté, les modèles phénoménologiques tentent d'appareiller les résultats à une forme réactionnelle simplifiée ou globale. Si les modèles purement mécanistiques fournissent une plus grande information sur les réactions que les modèles phénoménologiques, ils sont aussi plus complexes, voire impossibles à établir. Par conséquent pour l'étude du RTM, les modèles semi-mécanistiques et phénoménologiques sont largement utilisés.

1.4.6.1 Modèle mécanistique

Les modèles purement mécanistiques décrivent toutes les réactions d'un système. Par exemple, dans Antonucci et al. [63], le modèle suivant est utilisé pour décrire une résine polyester :

$$\frac{d\alpha}{dt} = K_p (1-\alpha) [R^\bullet] \quad (1.73)$$

où

$$K_p = A_{p0} e^{-\frac{E_{p0}}{RT}} \left(1 - \frac{\alpha}{a_f}\right)^m \quad (1.74)$$

A_{p0} , E_{p0} , a_f et m sont des constantes, R est la constante des gaz parfaits et $[R^\bullet]$ représente la concentration des radicaux libres dont la vitesse de réaction est définie :

$$\frac{d[R^\bullet]}{dt} = 2fK_d[I] \quad (1.75)$$

où

$$K_d = A_d e^{-\frac{E_d}{RT}} \quad (1.76)$$

f une constante et $[I]$ représente la concentration des initiateurs dont la vitesse de réaction est définie :

$$\frac{d[I]}{dt} = -K_d[I] \quad (1.77)$$

En considérant une réaction isotherme, K_d et K_p sont constants. L'intégrale de l'équation (1.77) est alors :

$$[I] = [I]_{t=0} \cdot e^{-K_d \cdot t} \quad (1.78)$$

avec $[I]_{t=0}$ la concentration au temps initial. En incorporant l'équation (1.78) dans l'équation (1.75), puis en intégrant :

$$[R^*] = 2f[I]_{t=0}(1 - e^{-K_d t}) \quad (1.79)$$

Enfin, en incorporant le tout dans l'équation (1.73), la vitesse de la réaction à température isotherme devient :

$$\frac{d\alpha}{dt} = 2f[I]_{t=0} K_p (1 - \alpha)(1 - e^{-K_d t}) \quad (1.80)$$

La Figure 1.9 montrent les résultats des équations (1.78), (1.79) et (1.80) en utilisant une température de 90°C et les paramètres extraits de [63] :

Tableau 1.7 - Valeurs modèle mécanistique, résine polyester

Paramètre	Valeur	Paramètre	Valeur
f	0.1	α_f	1
m	4	H_r	2.44×10^2
A_{p0}	3.8×10^9	E_{p0}	4.27×10^4
A_d	5.55×10^{16}	E_d	1.41×10^5
$[I]_{t=0}$	5.21×10^{-3}	$[R^*]_{t=0}$	0

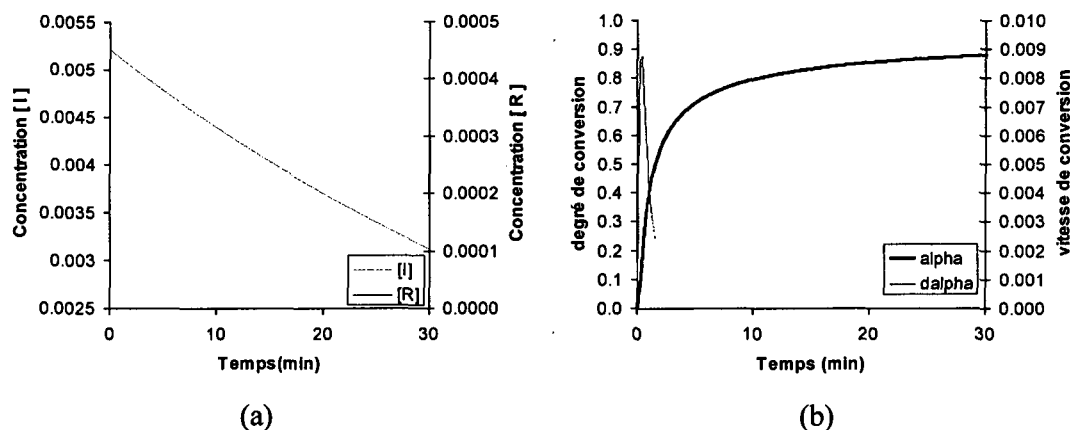


Figure 1.9 - Modèle mécanistique (a) Concentration des espèces $[R]$ et $[I]$ en fonction du temps (b) Degré de conversion en fonction du temps.

Ce modèle tient compte de seulement deux espèces : $[R^*]$ et $[I]$. La littérature compte toutefois des modèles qui en possèdent beaucoup plus [68, 69]. En augmentant le nombre d'espèces suivies, les modèles se rapprochent normalement de la réalité. Cependant, le nombre d'équations augmente, ce qui alourdit les calculs.

1.4.6.2 Modèle semi-mécanistiques

Le modèle semi-mécanistique le plus répandu est certainement celui de Kamal-Sourour [66] :

$$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2\alpha^m)(1-\alpha)^n \quad (1.81)$$

où k_1 , k_2 , m et n des constantes⁴. Ce modèle est une extension du modèle de Horie et al. [70] pour une réaction de composition stoechiométrique [64] :

$$\frac{d\alpha}{dt} = k(B + \alpha)(1-\alpha)^2 \quad (1.82)$$

⁴ k_1 et k_2 sont en fait des fonctions d'Arrhenius qui dépendent de la température. À température fixe, elles peuvent être considérées constantes. Voir plus loin.

où k et B sont des constantes. Le lien avec le modèle de Kamal-Sourour apparaît plus clairement si ce dernier est écrit sous la forme :

$$\frac{d\alpha}{dt} = k_2 (k_1' + \alpha^m) (1 - \alpha)^n \quad (1.83)$$

avec $k_1' = k_1/k_2 \equiv B$. Le modèle de Horie est dérivé des modèles mécanistiques. Par conséquent, pour $m = 1$ et $n = 2$, le modèle de Kamal-Sourour l'est aussi. Cependant, en posant des hypothèses pour mieux appareiller le modèle avec les résultats expérimentaux, Kamal-Sourour ont proposé de libérer m et n . C'est pourquoi ce modèle est dit semi-mécanistique.

La Figure 1.10 démontre les résultats obtenus en reprenant les valeurs de Li *et al.* [71] qui décrivent une résine époxy (Tableau 1.8).

Tableau 1.8 - Valeurs modèle Kamal-Sourour, résine époxy

$T(^{\circ}\text{C})$	k_1	k_2	m	n
80	4.3×10^{-4}	1.3×10^{-3}	0.52	1.94
85	5.5×10^{-4}	1.4×10^{-3}	0.52	2.01
90	7.7×10^{-4}	1.8×10^{-3}	0.65	1.79
95	9.9×10^{-4}	3.4×10^{-3}	0.81	2.23
100	10.4×10^{-4}	3.6×10^{-3}	0.73	2.28

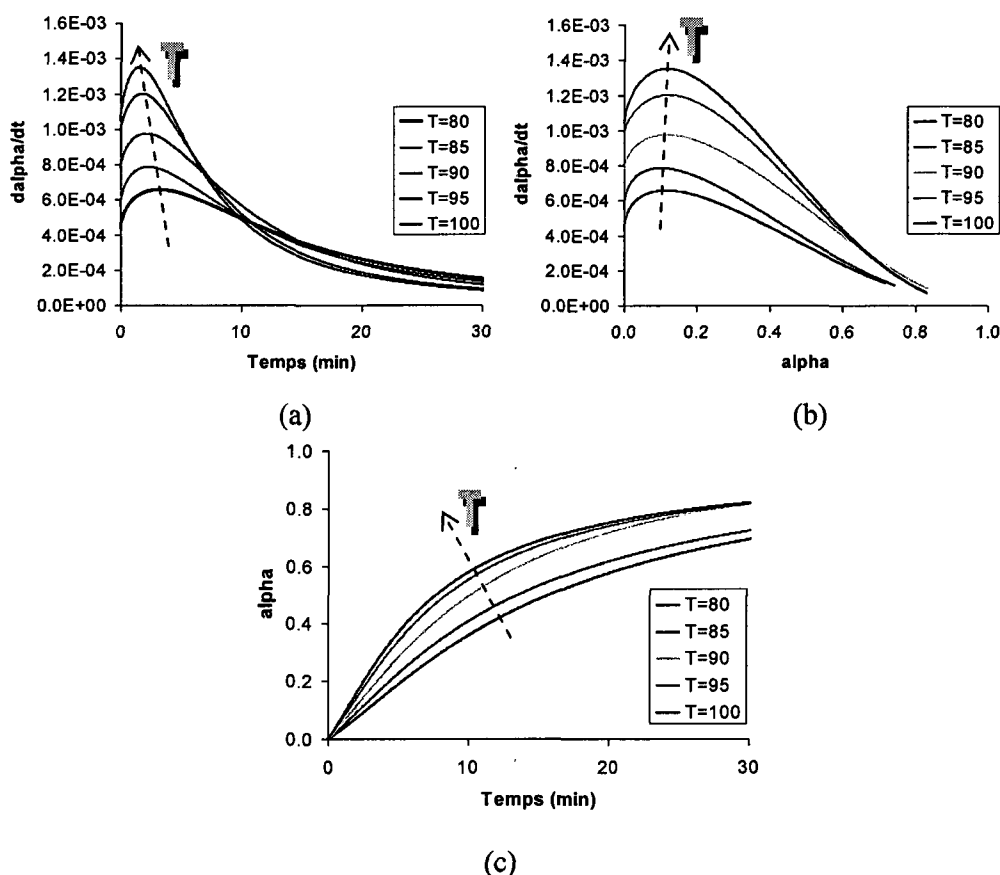


Figure 1.10 - Modèle époxy Kamal-Sourour.

Dans le Tableau 1.8, il est possible de constater que les constantes k_1 et k_2 augmentent avec la température, tandis que les exposants m et n oscillent autour de la moyenne. Ces observations sont bien connues. En effet, $m+n$ représente l'ordre global de la réaction [72]. Pour s'en convaincre, il n'y a qu'à faire le lien avec le modèle de Horie et al. Dans le cas du Tableau 1.8, l'ordre global de réaction tend vers 3. Pour l'époxy, la littérature rapporte des valeurs entre 2 et 3 [72, 73].

La signification de la constante k_1 peut être comprise en regardant le modèle de Kamal-Sourour sous sa forme standard (équation (1.81)). En effet, au début de la réaction, le

degré d'avancement de la réaction est nul ($\alpha = 0$). Par conséquent, à ce moment, le modèle est :

$$\frac{d\alpha}{dt} = k_1 \quad (1.84)$$

Par conséquent, k_1 représente la vitesse de la réaction au moment initial, plus k_1 est élevé, plus la réaction démarre rapidement. La signification de k_2 peut, quant à elle, être obtenue de l'équation (1.83). En effet, il est possible de constater qu'il s'agit simplement d'un facteur multiplicatif :

$$\frac{d\alpha}{dt} = k_2 G(\alpha) \quad (1.85)$$

Par conséquent, plus k_2 sera élevé, plus la réaction s'effectuera rapidement. Pour représenter l'accroissement de vitesse de réaction en fonction de la température, la loi d'Arrhenius est utilisée :

$$k = Ae^{-\frac{E}{RT}} \quad (1.86)$$

où A est une constante d'Arrhenius en s^{-1} , E l'énergie d'activation de la réaction en $kJ \cdot mol^{-1}$ et R la constante des gaz parfaits. Pour trouver A et E , le graphique de $\ln(k)$ en fonction de $1/T$ est tracé et une régression linéaire ($y = mx + b$) est effectuée.

Les constantes du modèle d'Arrhenius sont alors :

$$A = e^b \quad (1.87)$$

$$E = -Rm \quad (1.88)$$

La Figure 1.11 montre le graphique d'Arrhenius suivant les données du Tableau 1.8.

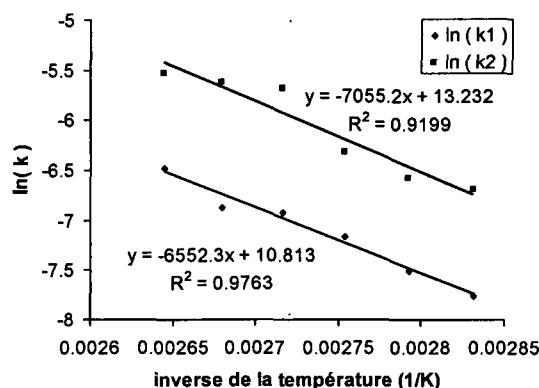


Figure 1.11 - Graphique d'Arrhenius.

Dans ce cas, A et E valent respectivement $5.5 \times 10^5 s^{-1}$ et $59 kJ \cdot mol^{-1}$ pour k_1 et $5.0 \times 10^5 s^{-1}$ et $54 kJ \cdot mol^{-1}$ pour k_2 . Avec cette démarche, l'erreur sur la constante A est donc exponentielle (attention aux chiffres significatifs).

Le modèle de Kamal-Sourour représente bien les premiers instants de réaction. Cependant, passé un certain degré d'avancement, un écart est observé avec les valeurs expérimentales. Tandis que la cuisson et la réticulation progressent, la température de transition vitreuse augmente. Lorsque cette température approche la température de cuisson, la résine passe d'un état caoutchouteux à un état vitreux. À ce point, la mobilité des groupes réactifs est réduite. Le degré d'avancement de la réaction est contrôlé par diffusion plutôt que par facteurs chimiques [71]. Par conséquent, le modèle de Kamal-Sourour peut être modifié pour tenir en compte ce facteur. Li et al. [71] proposent d'inclure la fonction :

$$f(\alpha) = \frac{1}{1 + e^{C(\alpha - \alpha_c)}} \quad (1.89)$$

où C est une constante reliée au coefficient de diffusion et α_c une valeur critique du degré d'avancement en fonction de la température de transition vitreuse. Ainsi, lorsque $\alpha \ll \alpha_c$, ce terme s'approche de 1 et dans le cas contraire tend rapidement vers 0. La fonction $f(\alpha)$ est obtenue en divisant le modèle de Kamal (appareillé sur le début de la réaction) par les valeurs expérimentales.

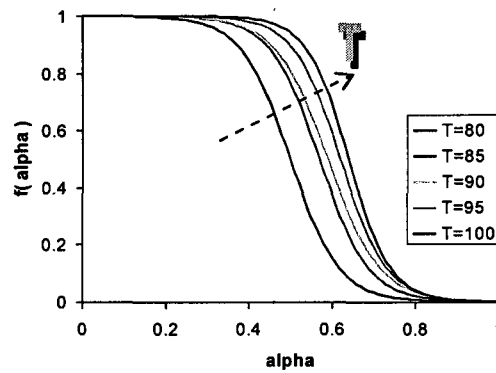


Figure 1.12 - Fonction de diffusion $f(\alpha)$.

Avec cette modification, le modèle de Kamal-Sourour s'écrit donc :

$$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2 \alpha^m) (1 - \alpha)^n \frac{1}{1 + e^{\frac{C(\alpha - \alpha_c)}{T - T_g}}} \quad (1.90)$$

La Figure 1.13 montre le résultat à une température de $90^\circ C$.

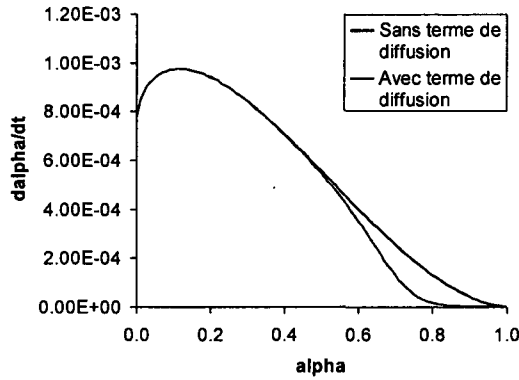


Figure 1.13 - Modèle Kamal-Sourour avec et sans terme de diffusion.

Ce modèle de contrôle par diffusion a été entériné par l'expérience de Han et al. [72]. Ces auteurs ont étudié l'influence du pourcentage de catalyseur [74] sur la cinétique du degré d'avancement. Ils ont constaté, pour une résine époxy catalysée par triphenylphosphine, que la vitesse d'avancement était directement proportionnelle à la concentration de catalyseur $[C]$. Par conséquent, ils ont proposé le modèle suivant :

$$\frac{d\alpha}{dt} = (k'_1 + k'_2 \alpha^m) (1 - \alpha)^n [C] \frac{1}{1 + e^{C(\alpha - \alpha_c)}} \quad (1.91)$$

où

$$k'_1 = \frac{k_1}{[C]_{ref}}, \quad k'_2 = \frac{k_2}{[C]_{ref}} \quad (1.92)$$

La Figure 1.14 montre les résultats obtenus en utilisant ce modèle pour différentes concentrations variant de 2.3 % à 9.2 % et à une température de 120°C.

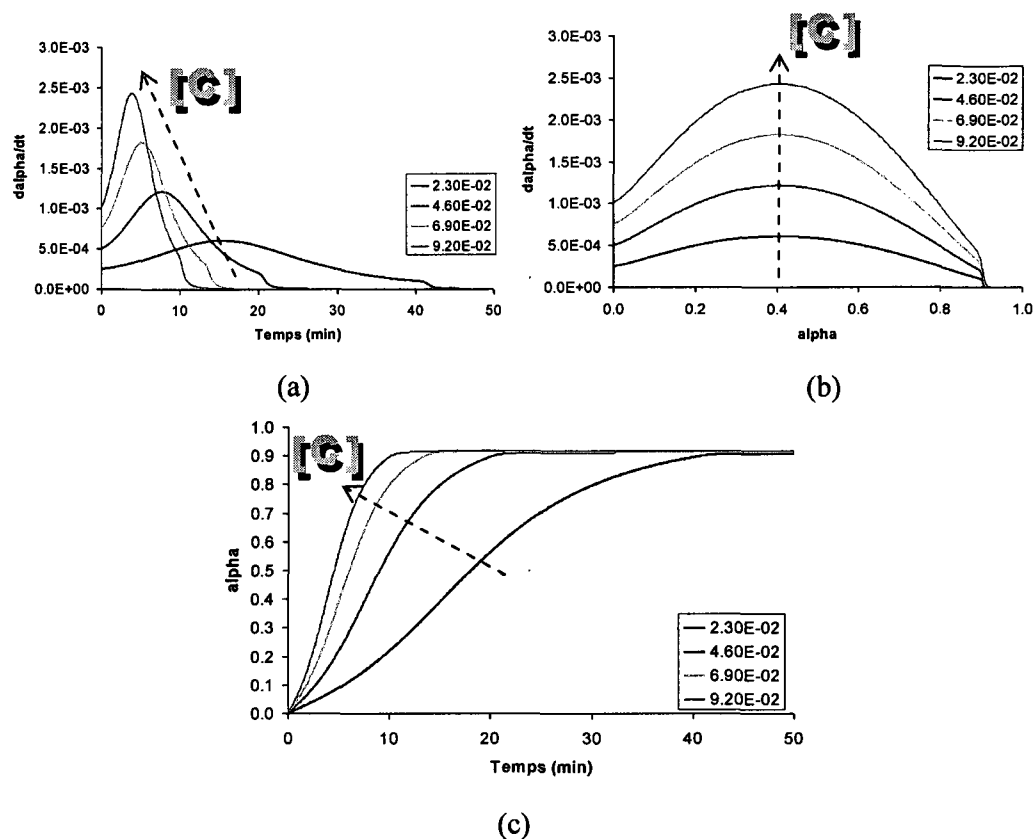


Figure 1.14 - Influence de la concentration de catalyseur.

Deux phénomènes intéressants sont alors constatés. Premièrement, l'augmentation du pourcentage de catalyseur diminue le temps de réticulation mais augmente la valeur maximale de $\frac{d\alpha}{dt}$ (Figure 1.14a). Deuxièmement, l'ajout de catalyseur ne change pas la position du sommet de la réaction (Figure 1.14b : $\alpha \approx 0.4$).

1.4.6.3 Modèle phénoménologique

Les modèles phénoménologiques tentent simplement de trouver un bon compromis entre le nombre de paramètres et les résultats expérimentaux à appareiller tout en respectant une certaine physique du phénomène. Du modèle de Kamal-Sourour (équation (1.81)),

en supposant que k'_1 ne dépend pas de la température, on constate que le modèle s'écrit sous la forme :

$$\frac{d\alpha}{dt} = K(T) \cdot G(\alpha) \quad (1.93)$$

Les variables α et T se trouvent alors séparées en deux fonctions distinctes. Sous cette forme, Bailleul et al. [67, 75, 76] proposent de définir les fonctions $K(T)$ et $G(\alpha)$ de la manière suivante :

$$K(T) = k_{ref} e^{-A\left(\frac{T_{ref}}{T} - 1\right)} \quad (1.94)$$

$$G(\alpha) = \sum_{i=0}^n a_i \alpha^i \quad (1.95)$$

où k_{ref} , T_{ref} sont des références choisies arbitrairement, A est la pente du graphique d'Arrhenius et les a_i sont les coefficients d'un polynôme d'ordre n obtenu par régression. La Figure 1.15 montre le résultat de ce modèle pour la résine polyester à 80°C avec les valeurs décrites dans le Tableau 1.9 extraites de Bailleul et al. [75].
Noter que le polynôme utilisé est d'ordre sept.

Tableau 1.9 - Valeurs modèle phénoménologique, résine polyester

Paramètre	Valeur	Paramètre	Valeur
A	17.631	T_{ref}	423
k_{ref}	6.988×10^{-3}	a_1	5.078
a_0	0.042	a_3	-265.238
a_2	28.502	a_5	-961.274
a_4	727.932	a_7	-162.547
a_6	627.499		

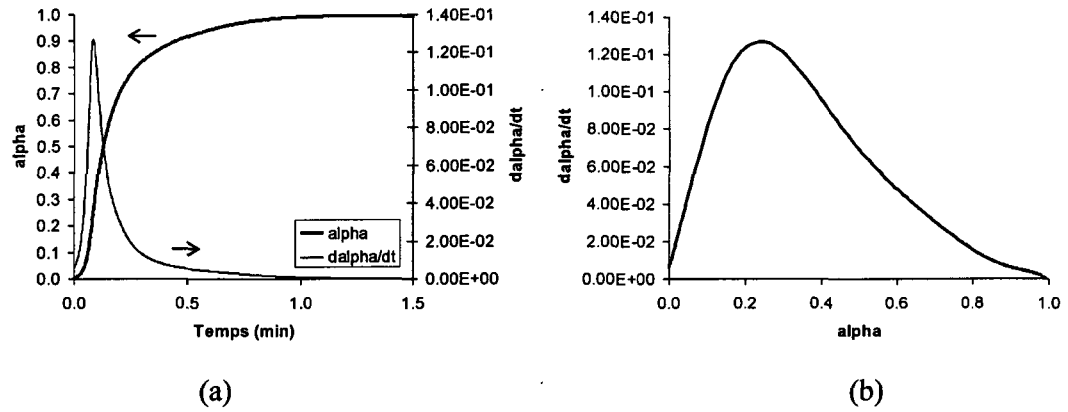


Figure 1.15 - Polyester : modèle J.L. Bailleul.

L'injection de résine polyester se fait souvent avec l'ajout d'un inhibiteur. En théorie, les inhibiteurs empêchent complètement la réticulation jusqu'à épuisement.

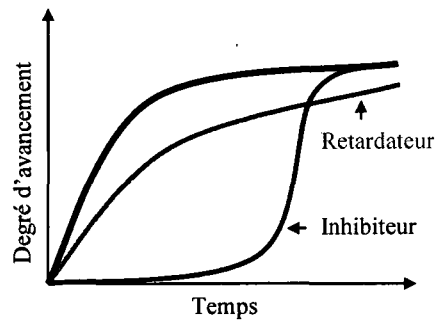


Figure 1.16 - Schéma du rôle de l'inhibiteur.

Par conséquent, l'inhibiteur augmente aussi la zone de température possible pour la cuisson. Ruiz et Trochu [77] ont proposé des modifications au modèle de Bailleul pour tenir compte de l'inhibiteur sous la forme :

$$\frac{d\alpha}{dt} = K(T) \cdot G(\alpha) \cdot D(\alpha_{\max}(T)) \cdot W(I) \quad (1.96)$$

Les fonctions K et G sont les mêmes que celles du modèle de Bailleul, la fonction D est le terme associé au degré maximal de réticulation $\alpha_{\max}$ et la fonction W est le terme associé à l'inhibiteur I . Ces fonctions sont définies comme suit :

$$K(T) = k_{ref} e^{-A\left(\frac{T_{ref}}{T}-1\right)} \quad (1.97)$$

$$G(\alpha) = \sum_{i=0}^n a_i \alpha^i \quad (1.98)$$

$$D(\alpha_{\max}(T)) = (\alpha_{\max} - \alpha)^c \quad c = f(T) \quad (1.99)$$

$$W(I) = \begin{cases} 0 & \text{si } I_d > 0 \\ 1 & \text{si } I_d \leq 0 \end{cases}, \quad I_d(T, t) = t_{ref} - \int_0^t e^{-C_{ind}\left(\frac{T_{ind}}{T}-1\right)} dt \quad (1.100)$$

où k_{ref} , T_{ref} , A , n et les a_i sont définis dans le modèle de Bailleul (voir équation (1.93)), $\alpha_{\max}$ est le degré d'avancement maximum de la réaction, I_d est la fonction caractéristique du temps d'induction et C_{ind} , t_{ref} et T_{ind} sont respectivement une constante d'induction, un temps et une température d'induction de référence.

1.4.6.4 Modèle de viscosité

Principalement deux types de modèles sont utilisés pour représenter la viscosité de la résine en RTM : le modèle de Castro-Macosko [78] et le modèle de type Williams-Landell-Ferry (WLF) [79].

Le modèle de types Castro-Macosko s'écrit comme suit :

$$\mu = \mu_0 \left(\frac{\alpha_{gel}}{\alpha_{gel} - \alpha} \right)^{a+b\alpha} \quad (1.101)$$

où

$$\mu_0(T) = A_\mu e^{\frac{E_\mu}{RT}} \quad (1.102)$$

où les paramètres A_μ et E_μ sont obtenus par la même démarche que celle de la cinétique de polymérisation, R la constante des gaz parfaits, α_{gel} est le degré d'avancement au point de gel et a et b sont des constantes d'appareillage. Noter que la justification de l'utilisation de la constante des gaz parfaits pour les liquides provient de la théorie de Eyring [61]. Pichaud et al. [78] fournissent un exemple pour la résine époxy : $A_\mu = 1.15 \times 10^{-12}$, $E_\mu = 68 \times 10^3$ et $\alpha_{gel} = 0.61$. Les valeurs pour a et b extraites de [78] sont décrites dans le Tableau 1.10 :

Tableau 1.10 - Valeurs des paramètres de viscosité.

Température (°C)	a	b
50	2.49	11.72
60	2.34	10.19
70	1.62	8.32
80	1.43	8.47

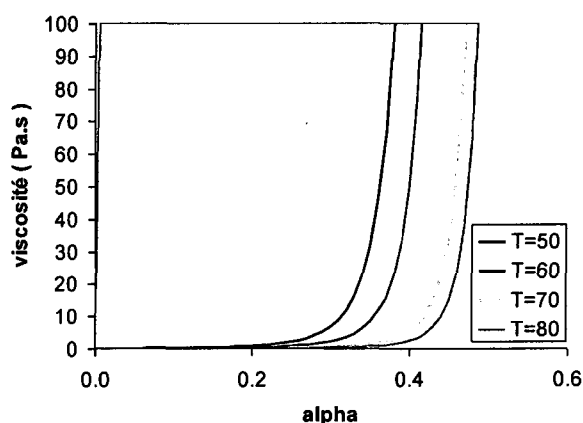


Figure 1.17 - Viscosité résine époxy.

Le modèle de type Williams-Landell-Ferry (WLF) s'écrit :

$$\ln \frac{\mu}{\mu_r} = -\frac{C_1(T-T_r)}{C_2+T-T_r} \quad (1.103)$$

où μ_r est la viscosité à une température de référence et C_1 et C_2 sont des constantes indépendantes de la température [79]. Karkanis et Patridge [80] ont proposé une variante pour tenir compte de la température de gel T_g :

$$\ln \frac{\mu}{\mu_r} = -\frac{C_1(T-T_r-T_g)}{C_2+T-T_r-T_g} \quad (1.104)$$

1.5 Outils de caractérisation

Pour obtenir les paramètres et rendre adéquats les modèles, les scientifiques ont développé plusieurs outils. Voici un bref aperçu des plus connus :

1.5.1 Calorimètre différentiel à balayage (DSC)

Le calorimètre différentiel à balayage (*differential scanning calorimeter* (DSC)) est l'appareil le plus utilisé pour faire le suivi du degré de réticulation et de la chaleur spécifique d'une formulation de résine donnée. Le DSC mesure la quantité d'énergie absorbée (ou dégagée) par un échantillon de résine lors d'un chauffage (ou refroidissement). Il fournit des données quantitatives et qualitatives pour les procédés exothermiques ou endothermiques. Le DSC peut aussi être utilisé pour déterminer les températures de transition vitreuse (T_g), l'enthalpie et la cinétique d'une réaction. Pour mesurer la cinétique de polymérisation, l'hypothèse est que le flux de chaleur générée par la réaction est proportionnel à la variation du degré de réticulation (α). Cette

hypothèse est valide au début de la réaction, mais perd de sa validité vers la fin lorsque la réaction est contrôlée par la diffusion [81].

1.5.2 Spectromètre de masse (FTir)

Le spectromètre de masse (*Fourier transform infrared spectrometer* (FTIR)) est utilisé pour identifier les espèces chimiques organiques et inorganiques [82]. Il est utilisé comme instrument de mesure pour quantifier les composantes d'un mélange inconnu. Le FTIR est aussi un outil puissant pour identifier le type de liens chimiques (groupe fonctionnel). Enfin, puisqu'en général la force d'absorption est proportionnelle à la concentration, le FTIR peut aussi être utilisé comme appareil d'analyse quantitative.

1.5.3 Analyseur mécanique dynamique (DMA)

L'analyseur mécanique dynamique ou viscoanalyseur (*Dynamic mechanical analyser* (DMA)) mesure les propriétés mécaniques des matériaux en fonction du temps, de la fréquence et/ou de la température. Le DMA est utilisé pour suivre l'évolution du module de rigidité complexe (module d'Young), du facteur d'amortissement (ou facteur de perte) et de la température de transition vitreuse (T_g).

1.5.4 Analyseur thermomécanique (TMA)

L'analyseur thermomécanique (*Thermomechanical Analyser* (TMA)) est utilisé pour mesurer les variations dimensionnelles de pièces soumises à un effort non oscillatoire. Le TMA est efficace pour effectuer des mesures comparatives sur une série de matériaux et pour mesurer les températures de transition et les coefficients d'expansion sur de petits échantillons [83].

1.5.5 Analyseur thermo gravimétrique (TGA)

L'analyseur thermo gravimétrique (Thermogravimetric analyser (TGA)) mesure le changement de poids d'un matériau en fonction de la température ou du temps sous pression contrôlée. Son utilisation principale consiste à mesurer la stabilité thermique des matériaux et leur composition. Le TGA est souvent utilisé pour déterminer les températures de dégradation, les niveaux résiduels de solvants, le taux d'absorption d'humidité et la quantité de matière de remplissage inorganique (non combustible) dans les polymères ou la composition des matériaux composites. Il peut aussi servir à estimer la cinétique d'oxydation à haute température.

1.6 Instrumentation de moule

Caractériser préalablement les matériaux est très utile pour prévoir le procédé. Néanmoins, dans la vie, les choses ne vont pas toujours comme prévu. Il est nécessaire alors d'utiliser différents senseurs.

1.6.1 Caméra

Lorsque les moules sont transparents, il est possible de faire le suivi du front grâce à une caméra et des analyses d'images [84, 85]. Cependant, dans le domaine industriel, très peu de moules permettent cette approche.

1.6.2 Capteur de pression (manomètre)

Les capteurs de pression sont habituellement utilisés pour contrôler l'injection. Toutefois, il est aussi possible de les inclure à l'intérieur des moules pour faire le suivi de l'injection [86].

1.6.3 Thermocouple et capteur de flux de chaleur

Les thermocouples sont largement utilisés pour faire le suivi de la température des moules. Si la résine est plus chaude ou plus froide que le moule, ils peuvent aussi être utilisés pour faire le suivi de l'injection [7]. En utilisant plusieurs thermocouples, il est possible d'estimer les flux de chaleur [10, 87-91]. Des capteurs de flux de chaleur sont aussi disponibles commercialement et ont été utilisés pour faire l'optimisation des cycles de cuisson [92-94].

1.6.4 Capteur diélectrique

Les capteurs diélectriques peuvent être de type ponctuel [95-99] ou de type linéaire [8, 100]. Un capteur diélectrique connu est le SmartWeave. Il sert à fournir des données sur l'avancée du front de résine. Il s'agit d'une grille de fils conducteurs. La moitié est mise entre deux plis dans une orientation, la seconde entre deux autres plis dans une direction orthogonale. Lorsque la résine enrobe les conducteurs, la résistance entre eux est affectée. Ce capteur reste pris à l'intérieur de la pièce finale et souffre des interférences électromagnétiques, ce qui peut causer des inconvénients. Le SmartWeave a été utilisé par de nombreux auteurs [101-104].

1.6.5 Capteur E-TDR (réflectomètre)

Les capteurs E-TDR (*electrical time-domain reflectometer*) sont habituellement utilisés pour déterminer la constante diélectrique d'un matériau. Ils mesurent le temps de propagation d'impulsions d'ondes électromagnétiques envoyées au travers d'un matériau vérifié à l'aide d'une sonde placée à l'intérieur de ce dernier [105]. Dans le

domaine des composites, Dominauskas et al. ont développé un capteur E-TDR pour localiser l'avancée du front de résine durant l'imprégnation [106, 107]. Heider et al. ont démontré qu'ils s'avéraient particulièrement utiles pour des pièces épaisses [108].

1.6.6 Capteur fibre optique (*Bragg grating*, LPG)

Avec la polymérisation, l'indice de réfraction des résines évolue [109, 110]. Il est possible d'utiliser cette information pour faire le suivi du degré de cuisson [111, 112]. Les réseaux de Bragg sont des petits segments qui peuvent être incorporés à une fibre optique. Ils sont conçus de façon à refléter une longueur d'onde particulière de lumière et transmettre tous les autres. Les senseurs de réseau de Bragg peuvent aussi être utilisés pour mesurer la déformation [113, 114], la température [115] ou pour faire le suivi de l'imprégnation [116, 117]. Les fibres optiques possèdent plusieurs avantages. Entre autres, elles sont petites, peu coûteuses, ne souffrent pas d'interférences magnétiques et peuvent être incorporées au composite naturellement [118-120]. Des détails sur la façon de les disposer sont fournis dans [121, 122] et sur la façon de les calibrer dans [123]. Les LPG (long-period grating sensors) sont similaires au capteur à réseau de Bragg à la différence qu'une source fluorescente est ajoutée au composite [124]. Keuh et al. ont utilisé les LPG pour faire le suivi de l'injection et de la cuisson [124]. Quirin et al. ont aussi étudié la fluorescence pour faire le suivi du degré de polymérisation d'une résine époxy [125].

1.6.7 Capteur ultrasonique

Les capteurs ultrasoniques utilisent les informations recueillies sur la vitesse de propagation des ondes ultrasonores [126]. Un émetteur est placé d'un côté de la pièce et un récepteur sur l'autre [127]. Ils sont bien connus en composite dans les C-Scan pour caractériser les vides [3, 128, 129], mais peuvent aussi être incorporés au moule pour faire le suivi de l'imprégnation et de la cuisson [130, 131]. Stoven et al. ont utilisé les capteurs ultrasoniques pour déterminer la perméabilité transverse de renforts tissés [132].

1.7 Délimiter l'espace de faisabilité

Tous ces modèles, machines et capteurs servent principalement à trois choses primordiales : comprendre, comprendre et comprendre. Un sage dit qu'il faut diviser pour régner. Cette maxime s'applique très bien dans le cas des procédés sous renfort. Vue comme un tout, la grande complexité de ces procédés apparaît déconcertante. Toutefois, avec une démarche progressive en décomposant la tâche, il est possible de cerner rapidement tous ces problèmes.

Une première étape peut être de commencer par délimiter l'espace de faisabilité. Pour ce faire, Gonzalez-Romero et Macosko proposent un diagramme nommé : « *Moldability Diagram (MD)* » [133] (Figure 1.18).

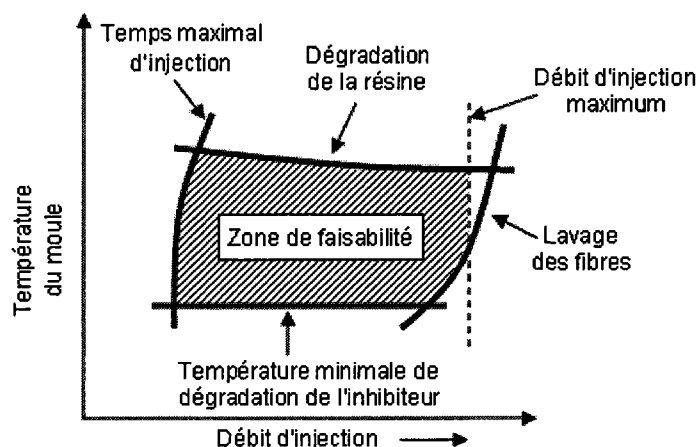


Figure 1.18 - « Moldability diagram ».

Ce diagramme est conçu entièrement à l'aide de solutions analytiques. Il est donc très rapide à construire et permet rapidement de restreindre l'espace fonctionnel des paramètres de moulage. Le même concept est appliqué dans un domaine connexe, l'injection des thermoplastiques. Pandelidis et Zou proposent un diagramme semblable nommé « *Approximate feasible molding space (AFMS)* » [134]. Un concept intéressant proposé par ces auteurs consiste à calculer l'aire de la zone de faisabilité pour obtenir une idée générale de la facilité à injecter. De cette façon, il est possible de comparer différentes approches et de choisir la plus performante. Mychaljuk et al. ont développé à leur tour un diagramme pour délimiter le domaine de fabrication « *Feasible Design Domaine (FDD)* » [135]. Cette fois, des modèles simplifiés sont résolus à l'aide de différences finies. Enfin, en 2002, Gou et al. ont proposé de délimiter le domaine de faisabilité en établissant un modèle empirique à l'aide d'un plan d'expériences pour prédire le temps de remplissage et la pression maximale d'injection lors d'injections à débit contrôlé [136] (Figure 1.19).

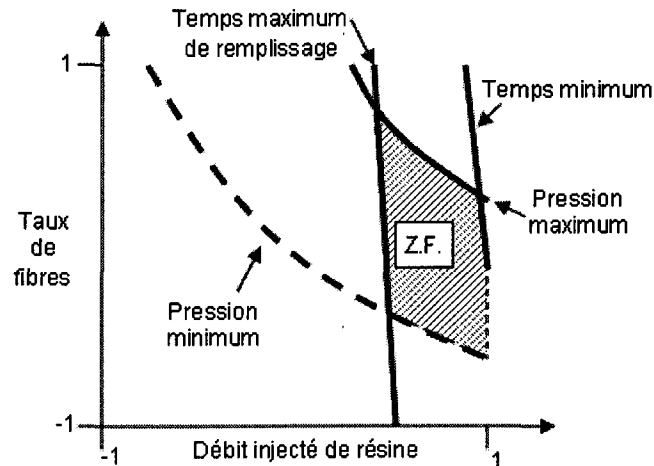


Figure 1.19 - Zone de faisabilité en fonction du débit et du taux de fibre.

Leur étude se fonde sur les résultats obtenus de simulations par éléments finis sur une pièce tridimensionnelle. Grâce à la conception d'un plan d'expériences, le nombre de simulations reste raisonnable. Bien que les concepts proposés soient intéressants, cette étude comporte cependant plusieurs lacunes. En effet, les auteurs effectuent des expériences numériques à débit contrôlé. En théorie, si le débit est contrôlé, le seul facteur impliqué dans le temps de remplissage du moule est la quantité de résine injectée :

$$Temps(s) = \frac{Volume(m^3)}{Débit\left(\frac{m^3}{s}\right)} \quad (1.105)$$

Puisque pour un moule donné le volume de la cavité est constant, le temps de remplissage est proportionnel à la porosité du milieu et inversement proportionnel au débit de résine :

$$t = \frac{\phi \times V_{cavité}}{Q} \quad (1.106)$$

Ceci concorde avec leurs résultats. Par conséquent, dans leur cas, cette démarche est inutile. Néanmoins, l'utilisation de la conception d'un plan d'expériences pour délimiter le domaine de faisabilité reste un concept intéressant.

1.8 Méthodes d'optimisation

Une fois l'espace de recherche délimité, il est possible d'entrevoir l'optimisation. La prochaine section fait le point sur les méthodes d'optimisation les plus utilisées dans le domaine des matériaux composites.

1.8.1 Descente de gradient

Les méthodes de gradient utilisent la pente d'une fonction pour converger rapidement. Il existe une multitude de méthodes de gradient (Newton-Raphson, descente maximale (*steepest descent*), méthode de Powell, gradients conjugués, Levenberg-Marquardt, etc.). Certaines sont utilisées pour l'optimisation [137], d'autres pour la caractérisation des matériaux composites [75]. La méthode Newton-Raphson a été utilisée par Lin et al. pour choisir la position des points d'injection [138]. Mychajluk et al. ainsi que Rai et Pitchumani ont utilisé la méthode de Powell pour trouver un cycle optimal de cuisson [135, 137]. La méthode de Powell consiste à minimiser successivement la fonction de coût dans une famille de n directions par une suite d'évaluations. La méthode Levenberg-Marquardt alterne entre une méthode de points fixes et celle de Newton-Raphson. Son avantage est son très grand bassin de convergence. Elle est surtout utilisée pour la caractérisation [139, 140].

1.8.2 Descente du simplex (Simplex downhill method)

La méthode de descente du simplex, ou Nelder-Mead, est une méthode sans gradient. Son principal avantage réside dans sa grande simplicité. Il s'agit de faire évoluer un simplex à travers la fonction à minimiser avec l'aide d'opérateurs de base : de réflexion, d'expansion et de contraction (Figure 1.20). En démarrant d'un simplex initial, il suffit d'évaluer chacun des sommets du simplex à la recherche du point qui se trouve le plus haut sur la fonction à minimiser et d'appliquer l'un des opérateurs pour le modifier.

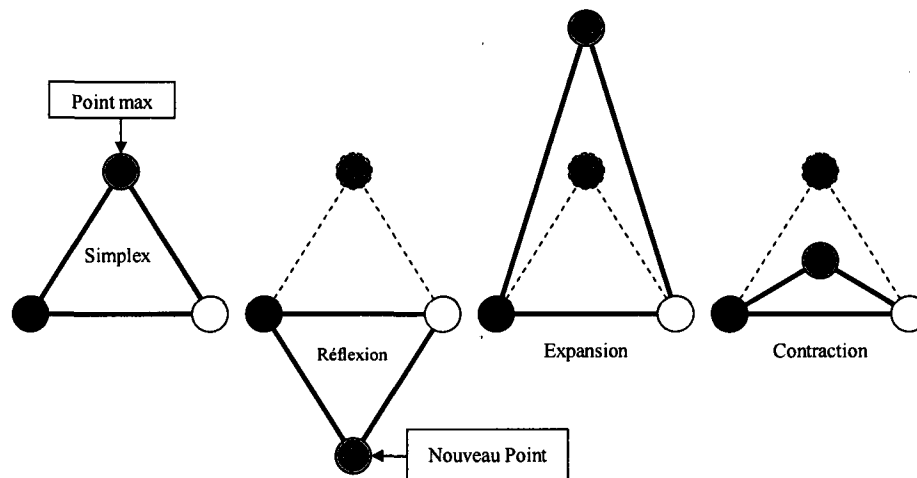


Figure 1.20 - Méthode de descente du simplex : opérateurs.

Cette technique s'applique facilement même à des problèmes de grandes dimensions. Elle ne nécessite aucune connaissance au niveau des gradients et peut opérer sur une fonction discontinue. Elle a été utilisée pour :

- optimiser la séquence d'empilement des renforts [141-143];
- choisir l'orientation des fibres sur une voile en composites [144];
- optimiser la forme d'une pièce composites [145].

1.8.3 « Recuit simulé » (ou « *Simulated annealing* »)

L'algorithme de « recuit simulé » ou « *simulated annealing* » est une application de la simulation du mouvement brownien de particules à la minimisation de fonctions. Lorsqu'un système est refroidi, ses particules tendent à converger vers l'état qui minimise son énergie. Dans le domaine des matériaux composites, il a été utilisé pour :

- optimiser le cycle de cuisson pour la fabrication de matériaux composites [146];
- optimiser le contrôle de l'injection [85];
- positionner des éléments piézoélectriques dans une plaque composite [147];
- choisir les orientations d'un empilement [148];
- minimiser l'épaisseur d'un empilement [149].

1.8.4 Algorithme génétique

Les algorithmes génétiques simulent l'évolution des espèces [150]. Une population d'individus est créée. Un chromosome, ou phénotype, est attribué à chaque individu déterminant ainsi ses aptitudes (*fitness*). Ensuite, les individus sont croisés pour former de nouveaux individus (enfants). Certains d'entre eux subissent aussi une mutation. Enfin, les meilleurs individus sont choisis pour créer la nouvelle génération tandis que les autres sont éliminés. La force des algorithmes génétiques réside dans sa capacité à couvrir un large domaine. Aussi, ils sont assez simples à mettre en œuvre. Dans le domaine des composites, les algorithmes génétiques ont été utilisés par plusieurs auteurs pour :

- optimiser la position des points d'injection et des événements [151-156];

- améliorer une base de données sur la conception des polymères [157];
- réduire les temps de cuisson [92, 93, 158-161];
- minimiser le poids des composites [162];
- minimiser les perturbations dues aux variabilités du procédé [163, 164];
- minimiser les contraintes résiduelles [165, 166].

1.9 Exemples d'optimisation

1.9.1 Choix de l'emplacement des ports d'injections et des événements

Plusieurs auteurs ont démontré l'importance de bien localiser les ports d'injection\événement [167-169]. Il semble que Boccard et al. furent les premiers à proposer un modèle pour déterminer la position des événements [170], mais leur solution utilisait un modèle extrêmement simplifié de l'écoulement et ne fonctionnait que pour une perméabilité uniforme constante. Chen et al. proposèrent un modèle utilisant les volumes finis pour prédire rapidement le temps de remplissage et du même coup la position d'un événement [171]. Ce modèle est très pratique, cependant, il n'aide pas à positionner les ports d'injection. Pour tenter de résoudre ce problème, Young [151] suivi de Mathur et al. [152] ont utilisé les algorithmes génétiques. Ces deux études utilisent des simulations par éléments finis et volumes de contrôle (FECV), ce qui rend ce type d'approche très coûteux en temps de simulation. Pour réduire le temps de calcul, Jiang et al. [153] ont proposé l'utilisation d'un champ de distance. Ils sont parvenus à réduire considérablement le temps de calcul. Cependant, cette approche fonctionne uniquement pour un moule qui ne contient qu'un seul matériau de perméabilité isotrope.

Pour éviter le plus possible les emprisonnements d'air dans le moule, il faut diriger le front de résine vers la sortie le plus uniformément possible. Luo et al. ont développé un index de débit de résine pour évaluer le respect de cette condition [172]. Cet index calcule la moyenne des distances du front au point d'évent :

$$Q_{index} = \frac{t_{fil}}{m} \times \sum_{k=1}^m \sqrt{\frac{\sum_{i_k}^{n_k} (d_{i_k} - \bar{d}_k)^2}{n_k - 1}} \quad (1.107)$$

où m représente le nombre de fronts de résine, t_{fil} le temps total de remplissage, n_k le nombre de nœuds sur le front, d_{i_k} la distance du nœud i sur le front de résine k à l'évent, $\bar{d}_k$ la distance moyenne des nœuds sur le front de résine k à l'évent. Cet index est applicable uniquement aux pièces ne comportant qu'un seul port d'évent. Enfin, Li et al. ont étudié le comportement de cet index pour optimiser la position d'un port d'injection\évents en présence d'incertitudes [173].

1.9.2 Conception robuste

L'industrie de la fabrication des pièces composites par injection est aux prises avec plusieurs sources d'incertitude. En ce qui concerne le remplissage, la plus grande source de variation provient des « effets de bord » [97]. Les effets de bord sont causés par une absence de fibres en périphérie résultant de la découpe ou de l'opérateur qui effectue le drapage. Cet effet se note par une vitesse d'imprégnation longeant rapidement les parois du moule. Ce phénomène peut affecter considérablement le remplissage et rendre impossible l'imprégnation complète des fibres.

Pour réduire l'influence de ces variations, Sozer et al. [174] ont développé une méthode qui, à l'aide de senseurs, contrôle l'ouverture et la fermeture de ports d'injection en cours de remplissage. Avant d'injecter, plusieurs simulations sont effectuées pour déterminer une stratégie de réponses aux différents effets de bord possibles. Lors de l'injection, lorsque la résine atteint un capteur, le système choisit la solution correspondante la plus probable. Les auteurs ont démontré expérimentalement la faisabilité de cette méthode. Cette méthode a ensuite été perfectionnée par Gokce et al. [175], Lawrence et al. [176], Hsiao et Advani [163] et Lawrence et al. [177]. Tous ces auteurs rapportent un réel avantage à utiliser ce type de contrôle. Néanmoins, un très grand nombre de simulations numériques restent requises, ce qui demande un temps de calcul important.

1.10 Références

1. Yang, J., Y.X. Jia, S. Sun, D.J. Ma, T.F. Shi, and L.J. An, *Enhancements of the simulation method on the edge effect in resin transfer molding processes*. Materials Science and Engineering: A, 2008. **478**(1-2): p. 384-389.
2. Mosella, C.J., J.P. Montecinos, and J.A. Ramos-Grez, *Flow and mold filling modeling and simulation to enhance resin transfer molding processes*. Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme, 2008. **130**(3).
3. Kaynak, C., E. Akgul, and N.A. Isitman, *Effects of RTM mold temperature and vacuum on the mechanical properties of epoxy/glass fiber composite plates*. Journal of Composite Materials, 2008. **42**(15): p. 1505-1521.

4. Wang, B. and Y. Huang, *Interphase formation of a resin transfer molded silica-phenolics composites subjected to dynamic impregnation process*. Applied Surface Science, 2008. **254**(15): p. 4471-4478.
5. Jiang, S., L. Yang, S. Alsoliby, and G. Zhou, *PCG solver and its computational complexity for implicit control-volume finite-element method of RTM mold filling simulation*. Composites Science and Technology, 2007. **67**(15-16): p. 3316-3322.
6. Sánchez, F., J.A. García, L. Gascón, and F. Chinesta, *Towards an efficient numerical treatment of the transport problems in the resin transfer molding simulation*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007. **196**(21-24): p. 2300-2312.
7. Tuncol, G., M. Danisman, A. Kaynar, and E.M. Sozer, *Constraints on monitoring resin flow in the resin transfer molding (RTM) process by using thermocouple sensors*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(5): p. 1363-1386.
8. Danisman, M., G. Tuncol, A. Kaynar, and E.M. Sozer, *Monitoring of resin flow in the resin transfer molding (RTM) process using point-voltage sensors*. Composites Science and Technology, 2007. **67**(3-4): p. 367-379.
9. Restrepo, O., K.-T. Hsiao, A. Rodriguez, and B. Minaie, *Development of adaptive injection flow rate and pressure control algorithms for resin transfer molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(6): p. 1547-1568.

10. Sobotka, V. and D. Delaunay, *Analysis and control of heat transfer in an industrial composite mold in RTM polyester automotive process*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2007. **26**(9): p. 881-901.
11. Potter, K., *Resin transfer moulding*. 1997, London: Chapman & Hall.
12. Advani, S.G. and E.M. Sozer, *Process modeling in composites manufacturing*. Manufacturing engineering and materials processing. 2003, New York: Marcel Dekker.
13. Castro, F., *Effective mould release for RTM processes*. Reinforced Plastics, 2006. **50**(10): p. 30-31.
14. Critchlow, G.W., R.E. Litchfield, I. Sutherland, D.B. Grandy, and S. Wilson, *A review and comparative study of release coatings for optimised adhesion in resin transfer moulding applications*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2006. **26**(8): p. 577-599.
15. Litchfield, R.E., G.W. Critchlow, and S. Wilson, *Surface cleaning technologies for the removal of crosslinked epoxide resin*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2006. **26**(5): p. 295-303.
16. Hayajneh, M.T., *Sandwich structure delamination of resin transfer molding*. Materials and Manufacturing Processes, 2001. **16**(1): p. 27-45.
17. Hsiao, K.-T. and S. Gangireddy, *Investigation on the spring-in phenomenon of carbon nanofiber-glass fiber/polyester composites manufactured with vacuum assisted resin transfer molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2008. **39**(5): p. 834-842.

18. Ruiz, E. and F. Trochu, *Numerical Analysis of Cure Temperature and Internal Stresses in Thin and Thick Rtm Parts*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2005. **36**(6): p. 806-826.
19. Pillai, K.M., *Governing Equations for Unsaturated Flow Through Woven Fiber Mats. Part 1. Isothermal Flows*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(7): p. 1007-1019.
20. Weimer, C., *Preform-engineering: applied sewing technologies to incorporate part and process functions into dry textile reinforcements*. Composites Science and Technology, 2003. **63**(14): p. 2089-2098.
21. Lin, M. and F.-K. Chang, *The manufacture of composite structures with a built-in network of piezoceramics*. Composites Science and Technology, 2002. **62**(7-8): p. 919-939.
22. Bailon, J.-P. and J.-M. Dorlot, *Des matériaux*. 3e éd. -- ed. 2000, [Montréal]: Presses internationales Polytechnique. xx, 736 p.
23. Dullien, F.A.L., *Porous media : fluid transport and pore structure*. 1979, New York: Academic Press.
24. Bear, J., *Dynamics of fluids in porous media*. Environmental science series. 1972, New York: American Elsevier Pub. Co.
25. Beck, J.V., L.S. Yao, E. American Society of Mechanical, M. Winter, E. American Society of Mechanical, and D. Heat Transfer, *Heat transfer in porous media*. HTD (American Society of Mechanical Engineers, Heat Transfer Division). 1982, New York: American Society of Mechanical Engineers.

26. Collins, R.E., *Flow of fluids through porous materials*. Reinhold chemical engineering series. 1961, New York, London: Reinhold Pub. Corp. Chapman & Hall.
27. Coussy, O., *Mécanique des milieux poreux*. 1991, Paris: Technip.
28. Coussy, O., *Mechanics of porous continua*. 1995, Chichester, Toronto: Wiley.
29. Crolet, J.-M., *Computational methods for flow and transport in porous media*. Theory and applications of transport in porous media. 2000, Dordrecht, The Netherlands: Kluwer Academic.
30. Hornung, U., *Homogenization and porous media*. Interdisciplinary applied mathematics. 1997, New York: Springer.
31. Kaviani, M., *Principles of heat transfer in porous media*. Mechanical engineering series: Mechanical engineering series (Springer). 1995, New York: Springer.
32. Lewis, R.W. and B.A. Shrefler, *The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media*. 1998, Chichester, England, Toronto: Wiley.
33. Parnas, R.S., *Liquid composite molding*. 2000, Munich, Cincinnati: Hanser. Hanser Gardner Publications.
34. Pop, I.I. and D.B. Ingham, *Convective heat transfer mathematical and computational modelling of viscous fluids and porous media*. 2001, Amsterdam, New York: Pergamon.

35. Rudd, C.D., *Liquid moulding technologies resin transfer moulding, structural reaction injection moulding and related processing techniques*. 1997, Cambridge, England, Warrendale, PA: Woodhead Publishing Limited. Society of Automotive Engineers.
36. Scheidegger, A.E., *The physics of flow through porous media*. 1974, Toronto, Buffalo N.Y.: University of Toronto Press.
37. Spanos, T.J.T., *The thermophysics of porous media*. Chapman & Hall/CRC monographs and surveys in pure and applied mathematics. 2002, Boca Raton: Chapman & Hall/CRC.
38. Yao, L.S., E. American Society of Mechanical, and D. Heat Transfer, *Heat transfer in porous media and particulate flows*. HTD (American Society of Mechanical Engineers, Heat Transfer Division). 1985, New York: American Society of Mechanical Engineers.
39. Darby, R., *Viscoelastic fluids an introduction to their properties and behavior*. Chemical processing and engineering. 1976, New York: M. Dekker.
40. Bejan, A. and A.D. Kraus, *Heat transfer handbook*. 2003, New York: J. Wiley.
41. Dumont, J., É. Colpron, R. Couture, P. Hinse, R. Turmel, and C. Desmarais, *Modification des propriétés du sirop d'érable pour des applications spécifiques par la modification biochimique de la sève*. 1998, Centre ACER. p. 12.
42. Shojaei, A. and S.R. Ghaffarian, *Modeling and Simulation Approaches in the Resin Transfer Molding Process: a Review*. Polymer Composites, 2003. **24**(4): p. 525-544.

43. Mathieu, J.P., A. Kastler, and P. Fleury, *Dictionnaire de physique*. 1985, Paris: Masson. Eyrolles.
44. Auger, P., *Encyclopédie internationale des sciences et des techniques*. 1969, Paris: Groupe des Presses de la cité : Larousse, distributeur exclusif pour l'étranger.
45. Hubbert, M.K. and H. Darcy, *The theory of ground-water motion and related papers*. 1969, New York: Hafner.
46. Koch, D.L., R.J. Hill, and A.S. Sangani, *Brinkman screening and the covariance of the fluid velocity in fixed beds*. *Physics of Fluids*, 1998. **10**(12): p. 3035-3037.
47. Dybbs, A. and R.V. Edwards. *New look at porous media fluid mechanics - darcy to turbulent*. 1984. Newark, DE, USA: Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, Neth.
48. Doering, C.R., *Applied analysis of the Navier-Stokes equations*. Cambridge texts in applied mathematics. 1995, Cambridge Angleterre: Cambridge University Press.
49. Brusckke, M.V. and S.G. Advani, *A Finite-Element Control Volume Approach to Mold Filling in Anisotropic Porous-Media*. *Polymer Composites*, 1990. **11**(6): p. 398-405.
50. Ferland, P., *Simulation numérique non isotherme du procédé de moulage par transfert de résine (RTM)*. 1994, Ecole polytechnique de Montréal, département de génie mécanique. p. 154 p.

51. Gauvin, R. and F. Trochu, *Comparison Between Numerical and Experimental Results for Mold Filling in Resin Transfer Molding*. *Plastics Rubber and Composites Processing and Applications*, 1993. **19**(3): p. 151-157.
52. Lin, M., H.T. Hahn, and H. Huh, *A Finite Element Simulation of Resin Transfer Molding Based on Partial Nodal Saturation and Implicit Time Integration*. *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing*, 1998. **29**(5-6): p. 541-550.
53. Trochu, F., R. Gauvin, and D.M. Gao, *Numerical-Analysis of the Resin Transfer Molding Process by the Finite-Element Method*. *Advances in Polymer Technology*, 1993. **12**(4): p. 329-342.
54. Um, M.K. and W.I. Lee, *A Study on the Mold Filling Process in Resin Transfer Molding*. *Polymer Engineering and Science*, 1991. **31**(11): p. 765-771.
55. Bird, R.B., W.E. Stewart, and E.N. Lightfoot, *Transport phenomena*. 2002, New York, Toronto: Wiley.
56. Batycky, R.P. and H. Brenner, *Thermal macrotransport processes in porous media. A review*. *Advances in Water Resources*, 1997. **20**(2-3): p. 95-110.
57. McAdams, W.H., *Heat transmission*. McGraw-Hill series in chemical engineering. 1954, New York, Toronto: McGraw-Hill.
58. Srinivasagupta, D., B. Joseph, P. Majumdar, and H. Mahfuz, *Effect of processing conditions and material properties on the debond fracture toughness of foam-core sandwich composites: process model development*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2003. **34**(11): p. 1085-1095.

59. Simacek, P. and S.G. Advani, *An Analytic Solution for the Temperature Distribution in Flow Through Porous Media in Narrow Gaps: I - Linear Injection*. Heat and Mass Transfer, 2001. **38**(1-2): p. 25-33.
60. Rosu, D., C.N. Cascaval, F. Mustata, and C. Ciobanu, *Cure Kinetics of Epoxy Resins Studied by Non-Isothermal Dsc Data*. Thermochimica Acta, 2002. **383**(1-2): p. 119-127.
61. Sbirrazzuoli, N. and S. Vyazovkin, *Learning About Epoxy Cure Mechanisms From Isoconversional Analysis of Dsc Data*. Thermochimica Acta, 2002. **388**(1-2): p. 289-298.
62. Ivankovic, M., L. Incarnato, J.M. Kenny, and L. Nicolais, *Curing Kinetics and Chemorheology of Epoxy/Anhydride System*. Journal of Applied Polymer Science, 2003. **90**(11): p. 3012-3019.
63. Antonucci, V., M. Giordano, L. Nicolais, and G. Di Vita, *A Simulation of the Non-Isothermal Resin Transfer Molding Process*. Polymer Engineering and Science, 2000. **40**(12): p. 2471-2481.
64. Zvetkov, V.L., *Mechanistic Modeling of the Epoxy-Amine Reaction - Model Derivations*. Thermochimica Acta, 2005. **435**(1): p. 71-84.
65. Kamal, M.R., *Thermoset characterization for moldability analysis*. 1974. **14**(3): p. 239-231.
66. Sourour, S. and M.R. Kamal, *New apparatus to measure the thermal conductivity and diffusivity of thermoplastic and thermosetting polymers*. 1976. **16**(7): p. 489-480.

67. Bailleul, J.L., G. Guyonvarch, B. Garnier, Y. Jarny, and D. Delaunay, *Identification of Glass Fiber Thermosetting Resins Composites Thermal Properties. Application to the Optimization of Molding Processes*. Revue Generale De Thermique, 1996. **35**(409): p. 65-77.
68. Zetterlund, P.B. and A.F. Johnson, *A New Method for the Determination of the Arrhenius Constants for the Cure Process of Unsaturated Polyester Resins Based on a Mechanistic Model*. Thermochimica Acta, 1996. **289**(2): p. 209-221.
69. Zvetkov, V.L., *Comparative Dsc Kinetics of the Reaction of Dgeba With Aromatic Diamines. II. Isothermal Kinetic Study of the Reaction of Dgeba With M-Phenylene Diamine*. Polymer, 2002. **43**(4): p. 1069-1080.
70. Horie, K., I. Mita, and H. Kambe, *Calorimetric investigation of polymerization reactions -- I*. Journal of Polymer Science -- Polymer Chemistry Part A-1, 1968. **6**(9): p. 2663-2676.
71. Li, Y.F., S.G. Shen, Y.F. Liu, and J.G. Gao, *Kinetics of 4,4'-Diaminodiphenylmethane Curing of Bisphenol-S Epoxy Resin*. Journal of Applied Polymer Science, 1999. **73**(9): p. 1799-1803.
72. Han, S., W.G. Kim, H.G. Yoon, and T.J. Moon, *Curing Reaction of Biphenyl Epoxy Resin With Different Phenolic Functional Hardeners*. Journal of Polymer Science Part a-Polymer Chemistry, 1998. **36**(5): p. 773-783.
73. Zvetkov, V.L., *Comparative Dsc Kinetics of the Reaction of Dgeba With Aromatic Diamines. I. Non-Isothermal Kinetic Study of the Reaction of Dgeba With M-Phenylene Diamine*. Polymer, 2001. **42**(16): p. 6687-6697.

74. Han, S., W.G. Kim, H.G. Yoon, and T.J. Moon, *Kinetic Study of the Effect of Catalysts on the Curing of Biphenyl Epoxy Resin*. Journal of Applied Polymer Science, 1998. **68**(7): p. 1125-1137.
75. Bailleul, J.L., V. Sobotka, D. Delaunay, and Y. Jamy, *Inverse Algorithm for Optimal Processing of Composite Materials*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2003. **34**(8): p. 695-708.
76. Bailleul, J.L., D. Delaunay, Y. Jarny, and T. Jurkowski, *Thermal Conductivity of Unidirectional Reinforced Composite Materials-Experimental Measurement as a Function of State of Cure*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2001. **20**(1): p. 52-64.
77. Ruiz, E. and F. Trochu, *Thermomechanical Properties During Cure of Glass-Polyester Rtm Composites: Elastic and Viscoelastic Modeling*. Journal of Composite Materials, 2005. **39**(10): p. 881-916.
78. Pichaud, S., X. Duteurtre, A. Fit, F. Stephan, A. Maazouz, and J.P. Pascault, *Chemorheological and Dielectric Study of Epoxy-Amine for Processing Control*. Polymer International, 1999. **48**(12): p. 1205-1218.
79. Kiuna, N., C.J. Lawrence, Q.P.V. Fontana, P.D. Lee, T. Selerland, and P.D.M. Spelt, *A Model for Resin Viscosity During Cure in the Resin Transfer Moulding Process*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(11): p. 1497-1503.

80. Karkanias, P.I. and I.K. Partridge, *Cure Modeling and Monitoring of Epoxy/Amine Resin Systems. II. Network Formation and Chemoviscosity Modeling*. Journal of Applied Polymer Science, 2000. 77(10): p. 2178-2188.
81. Davé, R.S. and A.C. Loos, *Processing of composites*. Progress in polymer processing. 2000, Munich, Cincinnati: Hanser Publishers ; Hanser/Gardner Publications. xviii, 480 p.
82. Griffiths, P.R. and J.A. De Haseth, *Fourier transform infrared spectrometry*. 2nd ed. Chemical analysis ; v. 171. 2007, Hoboken, NJ: Wiley-Interscience. xvii, 529 p.
83. Olivier, P.A., *A note upon the development of residual curing strains in carbon/epoxy laminates. Study by thermomechanical analysis*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006. 37(4): p. 602-616.
84. Nalla, A.R., M. Fuqua, J. Glancey, and B. Lelievre, *A multi-segment injection line and real-time adaptive, model-based controller for vacuum assisted resin transfer molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. 38(3): p. 1058-1069.
85. Nielsen, D. and R. Pitchumani, *Intelligent Model-Based Control of Preform Permeation in Liquid Composite Molding Processes, With Online Optimization*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2001. 32(12): p. 1789-1803.

86. Caba, A.C., D. Rattazzi, R. Batra, and A.C. Loos, *Verification of a simulation model for resin film infusion of complex shaped composite structures*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 1999. **18**(16): p. 1465-1478.
87. Su, H.B., L.T. Fan, and J.R. Schlup, *Monitoring the process of curing of epoxy/graphite fiber composites with a recurrent neural network as a soft sensor*. Engineering Applications of Artificial Intelligence, 1998. **11**(2): p. 293-306.
88. Dupuy, J., J. Adami, and A. Maazouz, *Kinetic Modeling of an Unsaturated Polyester Resin Using Two Complementary Techniques: Near Infrared Spectroscopy and Heat Flux Sensors*. Polymer Engineering and Science, 2005. **45**(6): p. 846-856.
89. Boyard, N., M. Vayer, C. Sinturel, R. Erre, and D. Delaunay, *Modeling PVTX Diagrams: Application to Various Blends Based on Unsaturated Polyester - Influence of Thermoplastic Additive, Fillers, and Reinforcements*. Journal of Applied Polymer Science, 2004. **92**(5): p. 2976-2988.
90. Boyard, N., M. Vayer, C. Sinturel, R. Erre, and D. Delaunay, *Analysis and Modeling of PVTX Diagram of an Unsaturated Polyester Resin, Thermoplastic Additive, and Mineral Fillers Blend*. Journal of Applied Polymer Science, 2003. **88**(5): p. 1258-1267.
91. Masse, H., E. Arquis, D. Delaunay, S. Quilliet, and P.H. Le Bot, *Heat transfer with mechanically driven thermal contact resistance at the polymer-mold interface in injection molding of polymers*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004. **47**(8-9): p. 2015-2027.

92. Michaud, D.J., *Simulation-based design optimization and control of thick composite laminates manufactured by resin transfer molding*. 2000, University of Delaware. p. Ph.D.
93. Michaud, D.J., A.N. Beris, and P.S. Dhurjati, *Thick-sectioned RTM composite manufacturing, Part II. Robust cure cycle optimization and control*. Journal of Composite Materials, 2002. **36**(10): p. 1201-1232.
94. Michaud, D.J., A.N. Beris, and P.S. Dhurjati, *Thick-sectioned RTM composite manufacturing: Part I - In situ cure model parameter identification and sensing*. Journal of Composite Materials, 2002. **36**(10): p. 1175-1200.
95. Comas-Cardona, S., S. Ziaee, and S.G. Advani, *Spatially Homogeneous Gelation in Liquid Composite Molding*. Polymer Engineering and Science, 2002. **42**(8): p. 1667-1673.
96. Lawrence, J.M., M. Devillard, and S.G. Advani, *Design and Testing of a New Injection Approach for Liquid Composite Molding*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2004. **23**(15): p. 1625-1638.
97. Devillard, M., K.-T. Hsiao, A. Gokce, and S.G. Advani, *On-Line Characterization of Bulk Permeability and Race-Tracking During the Filling Stage in Resin Transfer Molding Process*. Journal of Composite Materials, 2003. **37**(17): p. 1525-1541.
98. Bickerton, S., H.C. Stadtfeld, K.V. Steiner, and S.G. Advani, *Design and Application of Actively Controlled Injection Schemes for Resin-Transfer Molding*. Composites Science and Technology, 2001. **61**(11): p. 1625-1637.

99. Hegg, M.C., A. Ogale, A. Mescher, A.V. Mamishev, and B. Minaie, *Remote Monitoring of Resin Transfer Molding Processes by Distributed Dielectric Sensors*. Journal of Composite Materials, 2005. **39**(17): p. 1519-1539.
100. Skordos, A.A., P.I. Karkanas, and I.K. Partridge, *A dielectric sensor for measuring flow in resin transfer moulding*. Measurement Science & Technology, 2000. **11**(1): p. 25-31.
101. Walsh, S.M. and C.E. Freese, *Fluid flow reconstruction modeling with application to liquid molding processes*. Polymer Composites, 1999. **20**(6): p. 809-817.
102. Mathur, R., D. Heider, C. Hoffmann, J.W. Gillespie, S.G. Advani, and B.K. Fink, *Flow Front Measurements and Model Validation in the Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process*. Polymer Composites, 2001. **22**(4): p. 477-490.
103. Ballata, W.O., S.M. Walsh, and S. Advani, *Determination of the transverse permeability of a fiber preform*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 1999. **18**(16): p. 1450-1464.
104. Vaidya, U.K., N.C. Jadhav, M.V. Hosur, J.W. Gillespie, and B.K. Fink, *Assessment of Flow and Cure Monitoring Using Direct Current and Alternating Current Sensing in Vacuum-Assisted Resin Transfer Molding*. Smart Materials & Structures, 2000. **9**(6): p. 727-736.
105. Noborio, K., *Measurement of soil water content and electrical conductivity by time domain reflectometry: a review*. Computers and Electronics in Agriculture, 2001. **31**(3): p. 213-237.

106. Dominauskas, A., D. Heider, and J.W. Gillespie, *Electric time-domain reflectometry sensor for online flow sensing in liquid composite molding processing*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2003. **34**(1): p. 67-74.
107. Dominauskas, A., D. Heider, and J.J.W. Gillespie, *Electric time-domain reflectometry distributed flow sensor*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(1): p. 138-146.
108. Heider, D., P. Simacek, A. Dominauskas, H. Deffor, S. Advani, and J.J.W. Gillespie, *Infusion design methodology for thick-section, low-permeability preforms using inter-laminar flow media*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(2): p. 525-534.
109. Lam, K.Y. and M.A. Afromowitz, *Fiberoptic Epoxy Composite Cure Sensor .1. Dependence of Refractive-Index of an Autocatalytic Reaction Epoxy System at 850 Nm on Temperature and Extent of Cure*. Applied Optics, 1995. **34**(25): p. 5635-5638.
110. Lam, K.Y. and M.A. Afromowitz, *Fiberoptic Epoxy Composite Cure Sensor .2. Performance-Characteristics*. Applied Optics, 1995. **34**(25): p. 5639-5644.
111. Crosby, P.A., G.R. Powell, G.F. Fernando, C.M. France, R.C. Spooncer, and D.N. Waters, *In situ cure monitoring of epoxy resins using optical fibre sensors*. Smart Materials & Structures, 1996. **5**(4): p. 415-428.
112. Li, C., M. Cao, R. Wang, Z. Wang, Y. Qiao, L. Wan, Q. Tian, H. Liu, D. Zhang, T. Liang, and C. Tang, *Fiber-optic composite cure sensor: monitoring the curing*

process of composite material based on intensity modulation. Composites Science and Technology, 2003. **63**(12): p. 1749-1758.

113. Kang, H.K., D.H. Kang, C.S. Hong, and C.G. Kim, *Simultaneous monitoring of strain and temperature during and after cure of unsymmetric composite laminate using fibre-optic sensors*. Smart Materials & Structures, 2003. **12**(1): p. 29-35.
114. Cusano, A., P. Capoluongo, A. Cutolo, and M. Giordano, *Chirped fiber-Bragg grating as self-temperature referenced strain sensor in nonisothermal thermoset processing*. Ieee Sensors Journal, 2006. **6**(1): p. 111-117.
115. Hill, K.O. and G. Meltz, *Fiber Bragg grating technology fundamentals and overview*. Journal of Lightwave Technology, 1997. **15**(8): p. 1263-1276.
116. Bernstein, J.R. and J.W. Wagner, *Fiber optic sensors for use in monitoring flow front in vacuum resin transfer molding processes*. Review of Scientific Instruments, 1997. **68**(5): p. 2156-2157.
117. Tuccillo, F., V. Antonucci, A.M. Calabro, M. Giordano, and L. Nicolais, *Practical and Theoretic Analysis of Resin Flow in Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Processes*. Macromolecular Symposia, 2005. **228**: p. 201-218.
118. Kuang, K.S.C. and W.J. Cantwell, *In situ process monitoring of a thermoplastic-based fibre composite using optical fibre sensors*. Smart Materials & Structures, 2002. **11**(6): p. 840-847.
119. Antonucci, V., M. Giordano, A. Cusano, J. Nasser, and L. Nicolais, *Real time monitoring of cure and gelification of a thermoset matrix*. Composites Science and Technology, 2006. **66**(16): p. 3273-3280.

120. Eum, S.H., K. Kageyama, H. Murayama, K. Uzawa, I. Ohsawa, M. Kanai, S. Kobayashi, H. Igawa, and T. Shirai, *Structural health monitoring using fiber optic distributed sensors for vacuum-assisted resin transfer molding*. Smart Materials & Structures, 2007. **16**(6): p. 2627-2635.
121. Pan, X.W., D.K. Liang, and D.S. Li, *Optical fiber sensor layer embedded in smart composite material and structure*. Smart Materials & Structures, 2006. **15**(5): p. 1231-1234.
122. Dawood, T.A., R.A. Shenoi, and M. Sahin, *A procedure to embed fibre Bragg grating strain sensors into GFRP sandwich structures*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(1): p. 217-226.
123. Cusano, A., G. Breglio, M. Giordano, A. Calabro, A. Cutolo, and L. Nicolais, *An optoelectronic sensor for cure monitoring in thermoset-based composites*. Sensors and Actuators A: Physical, 2000. **84**(3): p. 270-275.
124. Kueh, S.R.M., R.S. Parnas, and S.G. Advani, *A Methodology for Using Long-Period Gratings and Mold-Filling Simulations to Minimize the Intrusiveness of Flow Sensors in Liquid Composite Molding*. Composites Science and Technology, 2002. **62**(2): p. 311-327.
125. Quirin, J.C. and J.M. Torkelson, *Self-referencing fluorescence sensor for monitoring conversion of nonisothermal polymerization and nanoscale mixing of resin components*. Polymer, 2003. **44**(2): p. 423-432.
126. Lionetto, F., R. Rizzo, V.A.M. Luprano, and A. Maffezzoli, *Phase Transformations During the Cure of Unsaturated Polyester Resins*. Materials

Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2004. **370**(1-2): p. 284-287.

127. Visvanathan, K. and K. Balasubramaniam, *Ultrasonic torsional guided wave sensor for flow front monitoring inside molds*. Review of Scientific Instruments, 2007. **78**(1).
128. Kas, Y.O. and C. Kaynak, *Ultrasonic (C-scan) and microscopic evaluation of resin transfer molded epoxy composite plates*. Polymer Testing, 2005. **24**(1): p. 114-120.
129. Liu, L., B.-M. Zhang, D.-F. Wang, and Z.-J. Wu, *Effects of cure cycles on void content and mechanical properties of composite laminates*. Composite Structures, 2006. **73**(3): p. 303-309.
130. Schmachtenberg, E., J. Schulte zur Heide, and J. Töpker, *Application of ultrasonics for the process control of Resin Transfer Moulding (RTM)*. Polymer Testing, 2005. **24**(3): p. 330-338.
131. Rath, M., J. Döring, W. Stark, and G. Hinrichsen, *Process monitoring of moulding compounds by ultrasonic measurements in a compression mould*. NDT & E International, 2000. **33**(2): p. 123-130.
132. Stoven, T., F. Weyrauch, P. Mitschang, and M. Neitzel, *Continuous Monitoring of Three-Dimensional Resin Flow Through a Fibre Preform*. Composites Part a- Applied Science and Manufacturing, 2003. **34**(6): p. 475-480.

133. Gonzalez-Romero, V.M. and C.W. Macosko, *Process Parameters Estimation for Structural Reaction Injection-Molding and Resin Transfer Molding*. Polymer Engineering and Science, 1990. **30**(3): p. 142-146.
134. Pandelidis, I. and Q. Zou, *Optimization of Injection-Molding Design .2. Molding Conditions Optimization*. Polymer Engineering and Science, 1990. **30**(15): p. 883-892.
135. Mychajluk, G., S. Manoochchri, and R.S. Parnas, *Resin Transfer Molding Process Optimization for Minimum Cycle-Time*. Journal of Advanced Materials, 1996. **28**(1): p. 9-18.
136. Gou, J.H., C. Zhang, Z.Y. Liang, B. Wang, and J. Simpson, *Resin Transfer Molding Process Optimization Using Numerical Simulation and Design of Experiments Approach*. Polymer Composites, 2003. **24**(1): p. 1-12.
137. Rai, N. and R. Pitchumani, *Optimal Cure Cycles for the Fabrication of Thermosetting-Matrix Composites*. Polymer Composites, 1997. **18**(4): p. 566-581.
138. Lin, M.Y., M.J. Murphy, and H.T. Hahn, *Resin Transfer Molding Process Optimization*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2000. **31**(4): p. 361-371.
139. Henne, M., C. Breyer, M. Niedermeier, and P. Ermanni, *A New Kinetic and Viscosity Model for Liquid Composite Molding Simulations in an Industrial Environment*. Polymer Composites, 2004. **25**(3): p. 255-269.

140. Karkanias, P.I., I.K. Partridge, and D. Attwood, *Modelling the Cure of a Commercial Epoxy Resin for Applications in Resin Transfer Moulding*. Polymer International, 1996. **41**(2): p. 183-191.
141. Le Riche, R., A. Saouab, and J. Breard, *Coupled Compression Rtm and Composite Layup Optimization*. Composites Science and Technology, 2003. **63**(15): p. 2277-2287.
142. Luersen, M.A., R. Le Riche, and F. Guyon, *A constrained, globalized, and bounded Nelder-Mead method for engineering optimization*. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2004. **27**(1-2): p. 43-54.
143. Luersen, M.A. and R. Le Riche, *Globalized Nelder-Mead method for engineering optimization*. Computers & Structures, 2004. **82**(23-26): p. 2251-2260.
144. Spalatel-Lazar, M., F. L  n  , and N. Turb  , *Modelling and optimization of sails*. Computers & Structures, 2008. **86**(13-14): p. 1486-1493.
145. Ghiasi, H., D. Pasini, and L. Lessard, *Constrained globalized Nelder-Mead method for simultaneous structural and manufacturing optimization of a composite bracket*. Journal of Composite Materials, 2008. **42**(7): p. 717-736.
146. Mawardi, A. and R. Pitchumani, *Cure Cycle Design for Thermosetting-Matrix Composites Fabrication under Uncertainty*. 2004. **132**(1 - 4): p. 19-45.
147. Franco Correia, V.M., C.M. Mota Soares, and C.A. Mota Soares, *Buckling optimization of composite laminated adaptive structures*. Composite Structures, 2003. **62**(3-4): p. 315-321.

148. Erdal, O. and F.O. Sonmez, *Optimum design of composite laminates for maximum buckling load capacity using simulated annealing*. Composite Structures, 2005. **71**(1): p. 45-52.
149. Akbulut, M. and F.O. Sonmez, *Optimum design of composite laminates for minimum thickness*. Computers & Structures, 2008. **86**(21-22): p. 1974-1982.
150. Vose, M.D., *The simple genetic algorithm : foundations and theory*. Complex adaptive systems. 1999, Cambridge, Mass.: MIT Press. ix, 251 p.
151. Young, W.B., *Gate Location Optimization in Liquid Composite Molding Using Genetic Algorithms*. Journal of Composite Materials, 1994. **28**(12): p. 1098-1113.
152. Mathur, R., B.K. Fink, and S.G. Advani, *Use of Genetic Algorithms to Optimize Gate and Vent Locations for the Resin Transfer Molding Process*. Polymer Composites, 1999. **20**(2): p. 167-178.
153. Jiang, S.L., C. Zhang, and B. Wang, *Optimum Arrangement of Gate and Vent Locations for Rtm Process Design Using a Mesh Distance-Based Approach*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(4): p. 471-481.
154. Mathur, R., S.G. Advani, and B.K. Fink, *A real-coded hybrid genetic algorithm to determine optimal resin injection locations in the resin transfer molding process*. CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences, 2003. **4**(5): p. 587-601.
155. Henz, B.J., R.V. Mohan, and D.R. Shires, *A hybrid global-local approach for optimization of injection gate locations in liquid composite molding process*

- simulations*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(8): p. 1932-1946.
156. Bikas, A., N. Pantelelis, and A. Kanarachos, *Computational tools for the optimal design of the injection moulding process*. Journal of Materials Processing Technology, 2002. **122**(1): p. 112-126.
 157. Ozyurt, B., P. Mogili, B. Mierau, S.G. Sunol, and A.K. Sunol, *A hierarchical approach to simultaneous design of products and processes*. Computers & Chemical Engineering, 1996. **20**(Supplement 1): p. S73-S78.
 158. Yu, H.W. and W.B. Young, *Optimal Design of Process Parameters for Resin Transfer Molding*. Journal of Composite Materials, 1997. **31**(11): p. 1113-1140.
 159. Pantelelis, N., T. Vrouvakis, and K. Spentzas, *Cure Cycle Design for Composite Materials Using Computer Simulation and Optimisation Tools*. Forschung Im Ingenieurwesen-Engineering Research, 2003. **67**(6): p. 254-262.
 160. Pantelelis, N.G., *Optimised Cure Cycles for Resin Transfer Moulding*. Composites Science and Technology, 2003. **63**(2): p. 249-264.
 161. Pantelelis, N.G., *Towards the Dynamic Optimisation for the Cure Control of Thermoset-Matrix Composite Materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(7-8): p. 1254-1263.
 162. Park, C.H., W.I. Lee, W.S. Han, and A. Vautrin, *Weight minimization of composite laminated plates with multiple constraints*. Composites Science and Technology, 2003. **63**(7): p. 1015-1026.

163. Hsiao, K.T. and S.G. Advani, *Flow Sensing and Control Strategies to Address Race-Tracking Disturbances in Resin Transfer Molding. Part I: Design and Algorithm Development*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2004. **35**(10): p. 1149-1159.
164. Hsiao, K.T., M. Devillard, and S.G. Advani, *Simulation Based Flow Distribution Network Optimization for Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding Process*. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2004. **12**(3): p. S175-S190.
165. Ruiz, E. and F. Trochu, *Comprehensive Thermal Optimization of Liquid Composite Molding to Reduce Cycle Time and Processing Stresses*. Polymer Composites, 2005. **26**(2): p. 209-230.
166. Ruiz, E. and F. Trochu, *Multi-criteria thermal optimization in liquid composite molding to reduce processing stresses and cycle time*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006. **37**(6): p. 913-924.
167. Abraham, D. and R. McIlhagger, *Investigations Into Various Methods of Liquid Injection to Achieve Mouldings With Minimum Void Contents and Full Wet Out*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 1998. **29**(5-6): p. 533-539.
168. Lee, C.L. and K.H. Wei, *Effect of Material and Process Variables on the Performance of Resin-Transfer-Molded Epoxy Fabric Composites*. Journal of Applied Polymer Science, 2000. **77**(10): p. 2149-2155.

169. Markicevic, B., D. Heider, S.G. Advani, and S. Walsh, *Stochastic Modeling of Preform Heterogeneity to Address Dry Spots Formation in the Vartm Process*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2005. **36**(6): p. 851-858.
170. Boccard, A., W.I. Lee, and G.S. Springer, *Model for Determining the Vent Locations and the Fill Time of Resin Transfer Molds*. Journal of Composite Materials, 1995. **29**(3): p. 306-333.
171. Chen, Y.F., K.A. Stelson, and V.R. Voller, *Prediction of Filling Time and Vent Locations for Resin Transfer Molds*. Journal of Composite Materials, 1997. **31**(11): p. 1141-1161.
172. Luo, J., Z. Liang, C. Zhang, and B. Wang, *Optimum Tooling Design for Resin Transfer Molding With Virtual Manufacturing and Artificial Intelligence*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2001. **32**(6): p. 877-888.
173. Li, J., C. Zhang, R. Liang, and B. Wang, *Statistical Characterization and Robust Design of Rtm Processes*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2005. **36**(5): p. 564-580.
174. Sozer, E.M., S. Bickerton, and S.G. Advani, *On-Line Strategic Control of Liquid Composite Mould Filling Process*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2000. **31**(12): p. 1383-1394.
175. Gokce, A., K.T. Hsiao, and S.G. Advani, *Branch and Bound Search to Optimize Injection Gate Locations in Liquid Composite Molding Processes*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(9): p. 1263-1272.

176. Lawrence, J.M., K.T. Hsiao, R.C. Don, P. Simacek, G. Estrada, E.M. Sozer, H.C. Stadtfeld, and S.G. Advani, *An Approach to Couple Mold Design and on-Line Control to Manufacture Complex Composite Parts by Resin Transfer Molding*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(7): p. 981-990.
177. Lawrence, J.M., P. Fried, and S.G. Advani, *Automated Manufacturing Environment to Address Bulk Permeability Variations and Race Tracking in Resin Transfer Molding by Redirecting Flow With Auxiliary Gates*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2005. **36**(8): p. 1128-1141.

2 CHAPITRE 2 -

REVIEW OF NUMERICAL FILLING ALGORITHMS USED IN RESIN TRANSFER MOLDING SIMULATIONS AND NEW HYBRID FORMULATION

2.1 Présentation du chapitre

Dans le chapitre précédent, les divers aspects entourant le procédé RTM ont été présentés de façon globale de manière à établir les concepts importants pour favoriser l'optimisation et la fabrication intelligente de composites. L'un des outils de modélisation les plus appréciés par les industriels concerne la simulation numérique de la phase d'imprégnation. Cela permet d'étudier les écoulements complexes qui ont lieu à l'intérieur du moule. Néanmoins, comme il a été mentionné au travers des exemples d'optimisation (section 1.9), encore de nos jours, le problème le plus important concerne les temps de calcul. En effet, obtenir les résultats d'une seule simulation reste encore une tâche relativement onéreuse en termes de temps. Par conséquent, l'intérêt pour les applications industrielles s'en trouve diminué.

Ce chapitre est un article soumis à la revue « Composites part A » en mai 2009. Dans cet article, une revue de la littérature exhaustive est présentée sur les algorithmes de simulation du remplissage dans le procédé RTM. Aussi, un nouvel algorithme hybride est proposé alliant les avantages des éléments finis à ceux de la méthode de Monte-Carlo pour avancer le front de résine. Les résultats de chacun des algorithmes sont comparés avec des solutions analytiques unidimensionnelles. Il a été démontré dans ce travail que

la nouvelle solution proposée permet de simuler très rapidement (cinquante fois plus vite) et fidèlement (moins de cinq pourcents d'erreur) les écoulements complexes habituellement observés dans les pièces industrielles.

**REVIEW OF NUMERICAL FILLING ALGORITHMS USED IN RESIN
TRANSFER MOLDING SIMULATIONS AND NEW HYBRID FORMULATION**

Achim V, Edu Ruiz

Department of Mechanical Engineering and Chair on Composites of High Performance,

École Polytechnique de Montréal, P.O. Box 6079, Station "Centre-Ville",

Montreal, Canada, H3C 3A7

Research Centre on Plastics and Composites (CREPEC)

Corresponding author's E-mail: vincent.achim@polymtl.ca

2.2 Abstract

Resin transfer molding (RTM) is a composite manufacturing process in which a liquid resin is injected through a fibrous reinforcement inside a rigid mould. Predicting the filling time and the resin flow front pattern is the key factor for developing robust injection strategies. This work presents a literature review on the algorithms used to solve the RTM filling process. A comprehensive description is given on the different assumptions and models including: Explicit/Implicit formulation, FE/CV, FE/ECV, CVFEM, Monte-Carlo/Lattice Boltzmann and One Shot. Also, a novel hybrid algorithm combining finite elements with Monte Carlo approach (FEMC) is proposed in this work to run faster simulations. In order to evaluate the computational performance of this new

algorithm, it was first compared to analytical solutions and to the other algorithms found in the literature. Finally an industrial test case is presented to demonstrate the application of the proposed solution.

Keywords: Resin transfer molding, filling, simulation, composites, manufacturing

2.3 Introduction

Resin transfer molding (RTM) involves the permeation of a polymeric liquid resin through a fibrous reinforcement. For successfully manufacturing RTM parts, an accurate prediction of flow front progression is crucial in order to avoid potential problem such as dry spots or void formation. Numerical filling algorithms are special cases of moving boundary problems that have been the subject of a wide number of publications in the RTM field during the past four decades. This paper presents a chronological review of their developments. Starting with the mass conservation and Darcy's law, the hypothesis for each algorithm are presented. Afterwards, a comparative study is conducted on a one dimensional part under isothermal condition. This is followed by an industrial test case. Finally, a general discussion is given on the efficiency of each tested algorithm and on the ways found to improve their performance.

2.3.1 Chronological review

Almost all filling algorithms for resin transfer moulding simulation are based on Darcy's law [1]. The early published works dedicated on numerical RTM filling simulation originate back from the 1980s by Behrens et al. [2, 3] and by Gauvin et al. [4, 5]. These pioneers were ones of the firsts to apply Darcy's law into numerical model to solve the

pressure distribution during RTM process. Later, using Darcy's law and quasi steady state assumptions, Bruschke and Advani [6, 7] proposed an iterative procedure to solve the pressure field using a finite element (FE) formulation and then move the flow front on a fixed control volume (CV) grid. Using Lagrangian finite elements, they proposed to build the control volumes around vertices. The time steps for the filling algorithm were selected explicitly so that one new control volume is filled every iteration. A similar code was also developed by Young et al. [8] for isothermal filling simulations and by Chang [9-12] for non-isothermal ones. Um and Lee [13] proposed the use of boundary element method (BEM) for the pressure formulation rearranging the nodes at each time step. For a rectangular mold, the authors reported good agreement with experimental results. Li and Gauvin [14] developed a model using boundary fitted finite differences. In this approach, a curvilinear coordinate system is generated at each time step to map the resin region into a computational rectangular domain where boundary conditions can be accurately specified. Later, Trochu and Gauvin [15, 16] discussed the limitations of such approach when edge effects, merging flow front or obstacles are present in the mold. To face those problems, Trochu et al. [17-19] proposed another method where the pressure is solved using non-conforming finite elements (NFE) and where the elements are used as control volumes (ECV). The authors reported better local mass conservation than lagrangian FE/CV previously published. Then, Bruschke and Advani [20] also reported improved mass conservation using elements as control volumes. Cai [21, 22] proposed a domain decomposition technique combined with analytical solutions to get fast basic estimates of the filling time. Lee et al. [23] presented several case studies

using a FE/CV algorithm. Young [24, 25] extended this work to non-isothermal 3D simulation. Chang and Kikuchi [26, 27] proposed a mesh refinement algorithm where small elements behind the flow front are removed to decrease computational time. Another refinement methodology was also proposed by Wang et al. [28] to improve the flow front description on FE/CV technique. Gao et al. [29] studied thermal phenomena as the mold fills up using a Taylor-Galerkin approach. Using boundary fitted finite difference method, Friedrichs and Guceri [30, 31] combined 3D elements with 2D elements to decrease computational time. Yoo and Lee [32] developed a BEM code and applied it to thin heated mould filling simulation. Schmidt [33] used a boundary element method (BEM) to simulate the resin flow through anisotropic and homogeneous media. Calado and Advani [34] proposed a simplified averaging scheme to model multilayer preforms. Maier et al. [35] proposed an algorithm using a Cholesky factorisation which, for isothermal simulation, enables to reuse previous matrix assembly. They reported a significant decrease in computational time. Liu et al. [36] developed an algorithm to predict dry spot formation during filling. Voller et al. [37] and Chen et al. [38] compared a moving grid algorithm with a fixed grid algorithm. They concluded that fixed grid algorithms are easier to apply to complex shaped parts commonly encountered in RTM manufacturing. Voller and Chen [39, 40] proposed an implicit finite volume filling algorithm based on the transient continuity equation. Instead of using quasi-steady state assumption, they proposed an iterative procedure which assumed a time dependant mass conservation. One interesting feature is that their algorithm has no requirement on time steps increment. They also prove the existence and uniqueness of the solution when

parameters and boundaries are not time dependant. Finally, based upon this proof, they proposed a one-shot algorithm to find the filling time and last points to fill the mold. Chen and Voller [41] then extended the one-shot algorithm to time dependent boundaries and properties. Lin et al. [42, 43] proposed a similar finite element formulation for the implicit filling algorithm. At the same time, Mohan et al. [44-46] worked on another formulation of the implicit filling algorithm called “pure finite element” although a first order finite difference is used for the time derivative. As in Lin et al. [42], their solution uses finite element formulation for both pressure and filling factor without explicit definition of the control volumes. Instead, the authors lumped the mass matrix. In fact using first order lagrangian elements, it can be proven that this is a way of building the control volume around nodes [47]. Nevertheless, the authors found computational advantage to the use of the implicit formulation. A parallel version of this code was later proposed by Kanapady et al. [48-51]. Then, Chang [52] proposed a parallel version of the explicit FE/CV formulation. Panitapu [53] implemented the implicit filling algorithm using finite differences instead of FEs. Phelan [54] proposed a modification of the flow analysis network algorithm (FAN) [55] using CVFEM to achieve mass conservation even in the presence of highly distorted elements. He also studied this FAN algorithm with the Galerking pressure formulation but reported a mass imbalance. The FAN algorithm was also used by Kim et al. [56] who reported similar results. Trochu et al. [57] examined the functional requirements for an effective computer modeling of RTM describing the importance of process parameters and properties on the numerical simulations. Young and Lai [58] and Hammami et al. [59]

proposed an equivalent permeability model for simulating the edge effect that occurs in open gaps on the periphery of the reinforcement. This approach allows the use of Darcy's law to solve edge effects. Pillai and Advani [60-63] modeled the unsaturated flow by adding an accumulation term to the mass conservation. Sun et al. [64, 65], Ni et al. [66] and Tari et al. [67, 68] proposed simplified models to solve the problem of having a high permeability layer set on top of the fibre preform as in SCRIMP process. Freese and Walsh [69] proposed an *a priori* numbering strategy to improve computational efficiency of the implicit formulation. Gauvin and Trochu [70] discussed of important issues for reliable simulation of filling as adequate permeability measurement and edge effect phenomenon. Deb et al. [71] simulated the RTM process as a two phases flow model (resin and air) but not much information is given on the filling algorithm used to solve this problem. Kang et al. [72] proposed a local refinement technique based on condensation of sub virtual elements resulting in smoother flow front definition. This method was only applied to triangular elements which only allow 2D simulation. Ismail and Springer [73] and Tan and Springer [74, 75] proposed a code that enables users to "rewind" in time to change the boundary conditions during simulation. Authors claim that this technique enables faster mold design compared to standard batch simulation approach. Lam et al. [76] presented a simulation procedure using a general purpose FEM package for non-isothermal simulation. In Joshi et al. [77], the authors reported a mass imbalance when combining FE/CV with a Galerkin pressure solver and proposed a flow redefinition model to enforce mass conservation. Later, Liu [78] showed that Galerkin finite element solver can in fact preserve mass conservation and he

demonstrated this on 2d examples. Lim and Lee [79] compared CVFEM filling formulation on a complex thick 3D part with experimental results demonstrating the accuracy of the numerical prediction. Han et al. [80] proposed a coupled 2D-3D model for the simulation of high permeable layers in composite laminates. Luoma and Voller [81, 82] proposed an explicit filling formulation that doesn't require matrix inversion by introducing pseudo resin compressibility using an enthalpy model. Unfortunately because of the stability condition requirements, the authors reported that this approach improves the simulation performance mostly when dealing with non-linear problems as non-isothermal filling simulation. Antonucci et al. [83] considered non-isothermal filling and proposed the use of a jump equation at the flow front position to better match the energy exchange between the wetted and dry fibres. Soltani [84] trained a neural networks to get fast estimates of the RTM filling using a domain decomposition technique. Jovanovic et al. [85] proposed a geometrical decomposition of the part that can be used for fast estimates of isothermal mold filling. Luo [86] combined the neural networks methodology with genetic algorithms to search for the optimal process design. Ngo [87, 88] proposed a combined thin shell flow with a three dimensional heat transfer simulation to reduce computational time. Shojaei et al. [89] also developed a computer code based on implicit filling formulation. Later on, they applied their code to non-isothermal flow simulation [90] and use it to optimise the injection strategy [91]. In [92], the authors proposed a review of the RTM modeling in general. Garcia et al. [93] proposed a second order flux limiting scheme improving over traditional flux limiters in presence of merging flow fronts. Henz et al. [94] used the implicit formulation on a

sensitivity analysis to serve as a design tool in the process modeling stage. Modi et al. [95] studied the impact of gate definition on the flow front progression quantifying the error of using a single point for an injection gate. Bechet et al. [96, 97] proposed a remeshing algorithm to sharpen the flow front. This approach resulted in an improved flow front definition at the cost of higher computational time. Voller [98] proposed a Monte Carlo filling simulation algorithm that resulted in reduced computational time although, it is only applicable to flow rate controlled injections. Simacek and Advani [99] examined desirable features of RTM filling solver such as including sensors for control and optimization. Xugang et al. [100] proposed a distance based heuristic model to estimate the flow front pattern and used it to find the best position of the injection gate. Dai et al. [101] studied the numerical errors associated with different methods of calculating the flow rate and proposed to use a weighted average approach for quad-like elements. In [102], Dai et al. proposed an algorithm to improve visual description of the flow front applied again to quad-like elements. Also, their method seems to be a suboptimal way of doing the “marching cube algorithm” [103]. Urquiza et al. [104] and also Bernard [105] compared different mixed finite elements (pressure-velocity) to model Darcy’s law and both confirmed theoretical orders of convergence. Hughes et al. [106] proposed another algorithm that uses mixed finite element formulation to simulate Darcy’s flow. They demonstrated that mixed finite elements with the condensed bubble function passed adequately the patch tests. Jiang and Duan [107] proposed the implementation details of only searching elements at the flow front for moving it. Soukane and Trochu [108] applied the level set algorithm to track

the flow front and to simulate air entrapment leading to dry spots formation. They obtained sharper and smoother flow front interface than conventional FE/CV although they applied it only for two-dimensional problems. Ruiz et al. [109] used 2D non-conforming finite elements coupled to 1D finite differences through the thickness to simulate 3D non-isothermal flows resulting in low computational time. Ruiz and Trochu [110] also proposed a 3D conforming/non-conforming finite elements based on the extrusion of triangular elements. This solution allows the calculation of 3D non-isothermal flows starting with a 2D part definition reducing the pre-processing time. Jiang et al. [111] studied different time-stepping strategies with the implicit filling algorithm and applied them to simulate non-isothermal filling. Sanchez et al. [112] proposed a modified scheme to transport the resin incubation time with the flow front. This technique was applied to follow the resin cure along the mold. Yang et al. [113] applied the piecewise-linear interface construction volume of fluid method (PLIC-VOF) to solve RTM filling and proposed a model for the edge effects taken into account the cavity thickness. Finally recently, Mosella et al. [114] used a discontinuous Galerkin method showing good agreement with experimental data.

2.3.2 Numerical Models

All numerical filling algorithms are based on the mass conservation principle. Mathematically, it is described through the continuity equation as expressed by:

$$\nabla(\rho_i \mathbf{v}_i) + \frac{d\rho_i}{dt} = 0 \quad (2.1)$$

where ρ_i and v_i are respectively the volumetric density and the velocity of the i^{th} phase.

Fibres impregnation involves three phases: the air in mold cavity (gas), the injected resin (liquid) and the fibrous reinforcement (solid). Therefore as each phase is considered not overlapping the others, the volume inside the mold cavity is equal to the summation of volumes of each phase as follows:

$$V = \iiint_{\Omega} (\varphi_a + \varphi_r + \varphi_f) d\Omega = \iiint_{\Omega} d\Omega \quad (2.2)$$

where φ_a , φ_r and φ_f are Boolean markers for the air, resin and fibres respectively.

These markers have a value of 1 where the phase is present and 0 otherwise. The ratio of volume occupied by each phase inside a control volume Ω can be computed by:

$$\langle \varphi_i \rangle = \frac{\iiint_{\Omega} \varphi_i d\Omega}{\iiint_{\Omega} d\Omega} \quad (2.3)$$

Therefore in terms of volume averaging, equation (2.2) can be re-written as:

$$\langle \varphi_a \rangle + \langle \varphi_r \rangle + \langle \varphi_f \rangle = 1 \quad (2.4)$$

Usually, the volumetric fibre content is noted v_f and the porosity ϕ is defined as the part of the volume that is not occupied by the fibres:

$$\phi = 1 - v_f = \langle \varphi_a \rangle + \langle \varphi_r \rangle \quad (2.5)$$

At the early stage of the process, the air is present in all the interstices of the porous media. In an ideal case by the end of the injection, the resin will have replaced the air phase and have fully impregnated the fibres. In this case, the fibres are said to be 100% saturated by the resin. This saturation s_r is expressed as follows:

$$s_r = \frac{\langle \varphi_r \rangle}{\langle \varphi_r \rangle + \langle \varphi_a \rangle} = \frac{\langle \varphi_r \rangle}{\phi} \quad (2.6)$$

Reciprocally, the average volume fraction of resin is:

$$\langle \varphi_r \rangle = \phi s_r \quad (2.7)$$

By applying Leibnitz and Gauss theorem, the resin mass conservation in its integral over a control volume Ω will be:

$$\iiint_{\Omega} -\nabla \cdot (s_r \phi \rho_r \mathbf{v}_r) d\Omega = \frac{\partial}{\partial t} (s_r \phi \iiint_{\Omega} \rho d\Omega) \quad (2.8)$$

The constitutive law of most of the filling algorithms in resin transfer molding is based on Darcy's velocity $\mathbf{v}_D$:

$$\mathbf{v}_D = -\frac{\mathbf{K}}{\mu} (\nabla P - \rho \mathbf{g}) \quad (2.9)$$

where $\mathbf{K}$ is the permeability tensor of the fibres, μ the resin viscosity, P the resin pressure and $\mathbf{g}$ the gravity vector. Darcy's velocity is an equivalent empty tube velocity [115]. It is related to the flow front velocity by the Dupuit-Forchheimer relation [116]:

$$\mathbf{v}_D = \phi \mathbf{v}_r \quad (2.10)$$

Combining equations (2.8), (2.9) and (2.10), the pressure distribution equation becomes:

$$\iiint_{\Omega} \nabla \cdot \left(s_r \rho_r \frac{\mathbf{K}}{\mu} (\nabla P - \rho_r \mathbf{g}) \right) d\Omega = \frac{\partial}{\partial t} (s_r \phi \iiint_{\Omega} \rho_r d\Omega) \quad (2.11)$$

A key factor to get satisfactory part quality in RTM is to avoid trapping important amounts of air into the mould known as dry spots. Considering adequate venting

combined to the high viscosity ratio between the resin and the air often leads to the assumption that the air pressure has a negligible effect on the resin flow. Consequently in the resin empty region where $s_r = 0$, this assumption leads to the Dirichlet boundary condition:

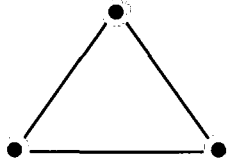
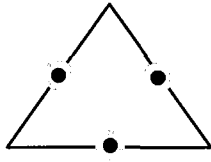
$$P = P_{vent} \quad (2.12)$$

where P_{vent} is the pressure found at the venting gate. This assumption saves a considerable amount of computational effort at the cost of losing information on the air displacement in the resin empty region. Also as most of the filling algorithms consider the air to be pushed and totally expelled out of the mould, often no air is considered to get trapped into the wetted region. This leads to the assumption of a sharp flow front interface: inside the wetted region, the resin saturation is one; outside the saturation is null. The sharp flow front interface enables some optimization techniques that will be discussed later on.

2.3.3 Conforming and non-conforming finite elements

Most of the published algorithms used conforming finite elements to solve the pressure distribution. In general, conforming finite elements use lagrangian approximation and the degrees of freedom (DOFs) are associated to the vertices of the elements (see Table 2.1). It is called conforming because the solution is continuous at the vertices between elements. Another approximation consists of using non-conforming finite elements. In this case, the DOFs are located at the middle of each element edge. Therefore, the solution is discontinuous between element vertices.

Table 2.1 - Conforming and non-conforming triangular finite elements

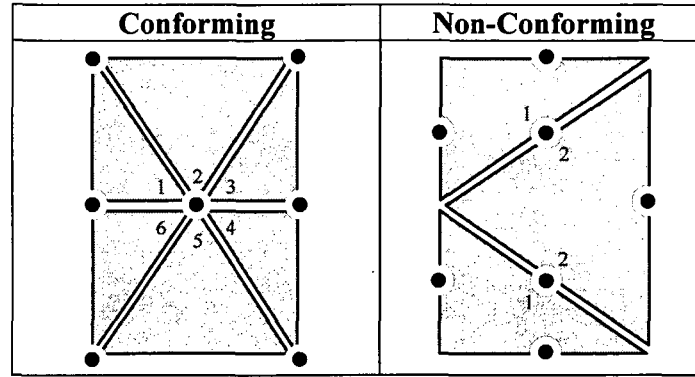
	Conforming	Non-Conforming
Definition of degrees of freedom		
Shape function	$\psi_0 = 1 - u - v$ $\psi_1 = u$ $\psi_2 = v$	$\psi_0 = -1 + 2u + 2v$ $\psi_1 = 1 - 2u$ $\psi_2 = 1 - 2v$

On a quick view, it seems that both conforming and non-conforming elements have the same number of DOFs. Though, the Euler formula applied to two dimensional meshes states:

$$Nb_{Edges} = Nb_{Vertices} + Nb_{Faces} - 1 \quad (2.13)$$

where the number of faces represent the number of finite elements in the mesh. Thus, the number of edges will always be higher than the number of vertices. For example two adjacent triangular elements will have 4 vertices and 5 edges. Consequently using the same mesh, the non-conforming formulation will always have more DOFs than the conforming one. This means that the non-conforming formulation will result in an improved more refined solution at the cost of an increased computational time. However, assume two different meshes set to have the same number of DOFs in conforming and non-conforming FEs respectively as shown in Table 2.2. One advantage of non-conforming FEs is that flow rates are defined more locally, this means that fewer elements are included in the Voronoi cells around DOFs.

Table 2.2 - Example of two meshes of a rectangular part created to have the same number of DOFs in conforming and non-conforming FEs.



The DOF at the center of the conforming mesh on Table 2.2 has six element neighbours, while the non-conforming ones have two element neighbours. In theory, the conforming DOFs could have an infinite number of neighbours. On the other hand, the non-conforming DOFs are limited to two neighbours. This property of the non-conforming formulation enables computational optimization for moving the flow front.

2.3.4 Computing the divergence of the flow field

There are many different ways to numerically solve Darcy's law and to compute the divergence of the fluid velocity. Most implementations have utilised the contour integral as follows:

$$q = \int_{\partial\Gamma} (\mathbf{v}_i \cdot \mathbf{n}) d\Gamma \quad (2.14)$$

where q is the fluid flow rate, Γ the contour of a control volume and $\mathbf{n}$ the normal to this contour. However when using the Galerkin formulation, equation (2.14) can also be calculated as:

$$q = \mathbf{A}\mathbf{P}_i \quad (2.15)$$

with:

$$\mathbf{A} = \iiint_{\Omega_c} \left(\frac{\mathbf{K}}{\mu} \nabla \psi_j \nabla \psi_i \right) d\Omega_c \quad (2.16)$$

In order to solve the pressure distribution along the part, equation (2.16) has to be computed for each finite element during matrix assembly. Consequently, the same code can be called back to compute equation (2.15) once the pressure is known. Using the same code has two advantages, it takes less development time and it ensures that the mass balance matches the finite element pressure formulation so that no mass is ever lost. Finally, it should be noted that equations (2.15) and (2.16) directly deal with flow rates while equation (2.14) involves the calculation of velocities increasing computational time.

2.3.5 Explicit versus implicit filling formulations

Most reviewed filling algorithms used to model RTM are based on fixed grid techniques. This is efficient, easy to code in 2D and 3D spaces and handles naturally merging flow fronts. The two most cited fixed grid filling algorithms are known as the explicit and the implicit time integration. In both cases, the moving flow front is based on flooding of the control volumes. This means that a control volume must be completely filled up before giving resin to its neighbours. This method can be seen as the filling of an ice cube tray as depicted in Figure 2.1.

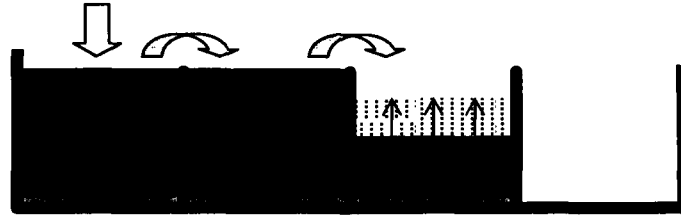


Figure 2.1 - Flooding technique of the control volumes.

Basically, both explicit and implicit filling algorithms are based on the same assumptions and hypothesis. Their main difference comes from the domain considered to solve the pressure distribution.

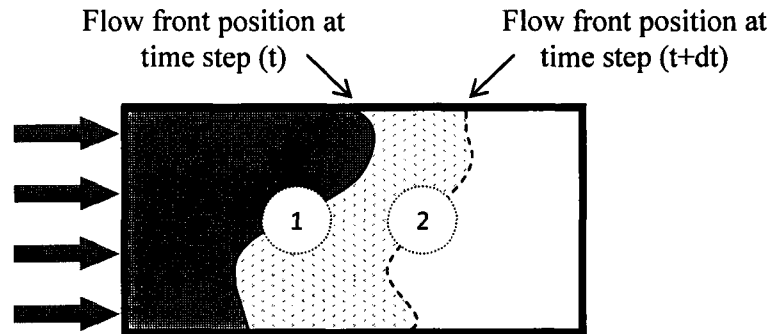


Figure 2.2 - Explicit (1) and implicit (2) boundaries considered to solved pressure.

In the explicit formulation, the pressure distribution is solved on the impregnated region of the part. As shown on Figure 2.2, for a time step (t), the resin pressure is computed on the impregnated region up to the flow front position (1). Then using the flow rate obtained at this flow front position, the impregnated boundary is moved a time step (dt) up to position (2). Thus, for the explicit formulation, the volume of resin in the computational domain stays constant for a time step (t):

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (2.17)$$

In the implicit formulation, the pressure distribution is solved up to the flow front position (2) given by $(t+dt)$. This is done using a single equation combining the flow front movement with the pressure distribution. Therefore for the implicit formulation, the volume of resin in the computational domain varies according to the flow evolution between (t) and $(t+dt)$:

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = -\frac{d\rho}{dt} \quad (2.18)$$

However, since the flow front position (2) is not known *a priori* for a time step (t) , an iterative scheme is needed.

Figure 2.3 and Figure 2.4 present respectively the outlines of the explicit and implicit filling algorithms. V_i denotes the volume of i^{th} control volume and the filling factor F_i is the ratio of numerical resin saturation on the control volume. The flow front position is obtained at the boundary of the control volume where F_i becomes less than one.

Loop until the end of the injection as follows:

1. Solve : $\nabla \cdot \left(-\frac{\mathbf{K}}{\mu} \nabla P^0 \right) = 0$ on filled domain
2. For each control volume to be tested, compute the time step: $\Delta t_i = \frac{(1-F_i^0)\phi_i V_i}{\nabla \cdot \mathbf{v}_i^0}$
3. Select the minimum time step: $\Delta t_{\min} = \min(\Delta t_i)$
4. Update the mold filling: $F_i^1 = F_i^0 + \frac{\Delta t_{\min}}{\phi_i V_i} \nabla \cdot \mathbf{v}_i^0$
5. Increase simulation time: $t = t + \Delta t_{\min}$

Figure 2.3 - Outlines of the explicit filling algorithm.

Loop until the end of the injection as follows :

1. Choose a time step Δt
2. Set the filling factor equal to previous time step: $F_i^1 = F_i^0$
3. Loop until convergence:
 - a. Solve : $\nabla \cdot \left(-\frac{\mathbf{K}}{\mu} \nabla P^1 \right) = \phi \frac{(F^1 - F^0)}{\Delta t}$
 - b. Update the filling: $F_i^1 = F_i^0 + \frac{\Delta t_{fill}}{\phi_i V_i} \nabla \cdot \mathbf{v}_i^0$
 - c. Correct the under/over filling of each control volume: $F_i^1 = \min(\max(0, F_i^1), 1)$
4. Increase simulation time: $t = t + \Delta t$

Figure 2.4 - Outlines of the implicit filling algorithm.

One advantage of the implicit formulation concerns its ability to deal with the time required to fill the volume of the injection port. To start a simulation, an initial domain must be defined. To do so, the control volumes connected to the injection port are considered as completely filled. At the beginning of the implicit simulation, these volumes can be taken into account by including them in the right hand side of equation (2.18). This cannot be done with explicit formulation which induces an error on the initial impregnated domain. Finally, the implicit formulation is based on solving for a transient pressure field computed to reflect the mass balance. Using a first order time derivative, this field is not directly related to the physical pressure. In fact, first order interpolation presupposes that each control volume filled during an iteration took the whole time step to complete. For large time step, this assumption has an important impact on the pressure solution. Consequently, saving for the pressure scalar field in the

implicit formulation should be done when starting loop (3) after step (a) in Figure 2.4 to get the quasi-steady state one ($F_i^1 = F_i^0$).

2.3.5.1 Selection of the time step

To match spatial and temporal discretizations, the time step Δt of the explicit algorithm is chosen to be the minimum time needed to fill at least one control volume:

$$\Delta t = \min \left(\phi_i V_i \frac{(1 - F_i^0)}{\nabla \cdot \mathbf{v}_i^0} \right)_{i=1 \dots n_{cv}} \quad (2.19)$$

For the implicit algorithm, no such requirement is needed. In this case, the time step can be chosen to any given positive value. Unless the filling time is known (as in the case of flow rate injection), the time steps have to be guessed somehow. This can be an issue for evaluating the filling time of the part, meaning the exact moment when the resin reaches the vent. Also in the case of a pressure driven injection, the flow front position is not a linear function of time. Consequently, fixed time steps result in non-uniformly spaced flow front position, which is not desired for post-processing. For example, in a linear injection the flow front position is proportional to the square root of time ($x \propto \sqrt{t}$). In this case, fixed time steps will give more flow front positions toward the end of the part. A way to overcome this issue would be to calculate the time step as in the explicit formulation (equation (2.19)). By applying this time stepping scheme using first order elements, both implicit and explicit formulations converge to the exact same value. In fact the implicit algorithm will converge after the first iteration and will give the same

flow front position as the explicit solution. Though in this case, the implicit algorithm will be slower because of the added iterations to check for convergence.

It can then be concluded that the implicit formulation is more appropriate when longer time steps are applied. To do so, equation (2.19) can be multiplied by a factor higher than one. In this paper, this factor will be reference as the *overfilling factor*. Consequently the flow front will be advanced to more than one neighbouring line of control volumes. Unfortunately in the implicit formulation, it comes at the price of a higher number of matrix inversions per time step to converge the flow front. Nonetheless for high overfilling factor, the solution of the implicit formulation is faster than the explicit one while keeping its numerical accuracy.

2.3.6 Monte Carlo and Lattice-Boltzmann

Monte Carlo and Lattice-Boltzmann are statistical methods based on the probability for a number of particles to take a given path on a random walk. Monte Carlo and Lattice-Boltzmann differ in the way the particles are tracked. Monte Carlo scheme tracks the particles that move out of a specified volume, while in Lattice-Boltzmann scheme the particles tracked are those entering the volume. Figure 2.5 and Figure 2.6 show respectively the outlines of the Monte-Carlo and Lattice-Boltzmann algorithms. The advantage of these numerical schemes over conventional explicit/implicit filling algorithms is that the pressure field is not required to be solved. This can save considerable amount of computational time.

Loop until the end of the injection as follows:

1. Insert new mass into the mold: $m_i = \int_0^t Q_k \delta_{ik} d\Gamma$
2. Loop on all control volumes until convergence:
 - a. Compute the excess of mass for the i^{th} control volume: $\tilde{m}_i = \max(0, m_i - m_{i,\max})$
 - b. Distribute it to its neighbours: $m_j = m_j + \frac{a_{ij}}{a_{ii}} \tilde{m}_i$

Figure 2.5 - Outlines of Monte Carlo scheme.

Loop until the end of the injection as follows:

1. Insert new mass into the mold: $m_i = \int_0^t Q_k \delta_{ik} d\Gamma$
2. Loop until convergence:
 - a. Compute the excess of mass on all control volumes: $\tilde{\mathbf{m}} = \max(0, \mathbf{m} - \mathbf{m}_{\max})$
 - b. Loop on all control volumes:
 - i. Get overfilled mass from neighbours:

$$m_j = m_j + \sum_i \frac{a_{ij}}{a_{ii}} \tilde{m}_i$$

Figure 2.6 - Outlines of Lattice Boltzmann scheme.

To understand the differences between Monte-Carlo and Lattice Boltzmann, we proposed a way to look at both algorithms using a single updating equation:

$$\mathbf{m}^{(1)} = \mathbf{m}^{(0)} - \left(\mathbf{A} \cdot (\text{diag}(\mathbf{A}))^{-1} \right) \cdot \max(0, \mathbf{m}^{(0)} - \mathbf{m}_{\max}) \quad (2.20)$$

where $\mathbf{A}$ is the matrix from equation (2.16) and $\mathbf{m}^{(0)}$ and $\mathbf{m}^{(1)}$ are respectively the vector for the actual and updated resin mass in the control volumes.

Consider using a one dimensional mesh of four equally spaced nodes, equation (2.20)

becomes:

$$\underbrace{\begin{Bmatrix} m_0 \\ m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{Bmatrix}}_{\mathbf{m}^{(1)}} = \underbrace{\begin{Bmatrix} m_0 \\ m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{Bmatrix}}_{\mathbf{m}^{(0)}} + \underbrace{\begin{bmatrix} -1 & \frac{1}{2} & 0 & 0 \\ 1 & -1 & \frac{1}{2} & 0 \\ 0 & \frac{1}{2} & -1 & 1 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} & -1 \end{bmatrix}}_{-(\mathbf{A}(\text{diag}(\mathbf{A}))^{-1})} \cdot \underbrace{\begin{Bmatrix} \tilde{m}_0 \\ \tilde{m}_1 \\ \tilde{m}_2 \\ \tilde{m}_3 \end{Bmatrix}}_{\max(0, \mathbf{m}^{(0)} - \mathbf{m}_{\max})}^{(0)} \quad (2.21)$$

where $\tilde{m}_i$ is the excess of mass in the i^{th} control volume:

$$\tilde{m}_i = \max(0, m_i - m_{i\max}) \quad (2.22)$$

For the Monte-Carlo scheme, the mass of all control volumes is updated through the excess of mass on the i^{th} control volume one at a time. For example, the updated mass through the excess of control volume (1) is:

$$\begin{Bmatrix} m_0 \\ m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{Bmatrix} + = \begin{bmatrix} \cdot & \frac{1}{2} & \cdot & \cdot \\ \cdot & -1 & \cdot & \cdot \\ \cdot & \frac{1}{2} & \cdot & \cdot \\ \cdot & 0 & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \cdot \\ \tilde{m}_1 \\ \cdot \\ \cdot \end{Bmatrix} \quad (2.23)$$

For the Lattice-Boltzmann scheme, the mass of the i^{th} control volume is updated one at a time by the excess of mass of all control volumes. For example, the updated mass of control volume (1) is:

$$\begin{Bmatrix} \cdot \\ m_1 \\ \cdot \\ \cdot \end{Bmatrix} + = \begin{bmatrix} \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 1 & -1 & \frac{1}{2} & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \tilde{m}_0 \\ \tilde{m}_1 \\ \tilde{m}_2 \\ \tilde{m}_3 \end{Bmatrix} \quad (2.24)$$

Consequently, it can be seen that the main difference between these two schemes is the way of doing the linear algebra arithmetic. While in the Monte Carlo scheme the overfilled mass is distributed to the adjacent volumes, in the Lattice-Boltzmann scheme each volume receives the overfilled mass from its neighbours. The Lattice-Boltzmann scheme can be seen as a standard matrix-vector multiplication with aliasing. Hence, this scheme could benefit directly from a regular parallel matrix arithmetic library. Nonetheless, one advantage of the Monte-Carlo scheme is that the excess of mass of each control volume is updated more often. Consequently, it takes fewer operations to converge.

2.3.7 Proposed hybrid finite element/Monte Carlo (FEMC) scheme

The evolution of the fluid front obtained with the explicit filling algorithm can be speedup by means of the overfilling factor. This factor increases the time step moving the flow front farther, which reduces the simulation time. However for the flow front update, the explicit formulation gives no insight on the fluid flow behaviour in the resin empty region. The Monte-Carlo scheme is particularly well adapted to solve this issue. Accordingly, the proposed hybrid algorithm depicted in Figure 2.7 uses the flow rate obtained from the explicit formulation to overfill the control volumes connected to the flow front and redistributes their excess volume of resin using the Monte-Carlo scheme. The time integration is done in the same way as the standard explicit scheme which is a first order Euler forward method. As with any upwind scheme, the instantaneous flow rate is representative over a short period of time. Consequently depending on the mesh

resolution, the overfilling factor should be adjusted to get the desired level of accuracy keeping in mind that a value of one yields back to the explicit scheme.

Loop until the end of the injection as follows

1. Solve : $\nabla \cdot \left(-\frac{\mathbf{K}}{\mu} \nabla P^0 \right) = 0$
2. Choose a time step Δt
3. Update the filling at the flow front $F_i^1 = F_i^0 + \frac{\Delta t}{\phi_i V_i} \nabla \cdot \mathbf{v}_i^0$
4. Run the Monte-Carlo algorithm to distribute the overfilled resin mass
5. Increase simulation time $t = t + \Delta t$

Figure 2.7 - Outlines of the proposed Hybrid finite element/Monte-Carlo algorithm.

2.3.8 One-shot filling algorithm and proposed simplification

The one-shot algorithm introduced by Voller [40] has the advantage of calculating the filling time and last points to fill in a matter of seconds. This makes the algorithm suitable for early RTM design. Figure 2.8 depicts the outline of the one-shot algorithm proposed in this work. Considering isothermal filling simulation and fixed boundary conditions through time, only two matrix inversions are required to get the solution as shown in [39, 40]. An even faster algorithm is possible when only one injection port is used or when all injection ports have the same boundary. In these cases, as shown in Figure 2.8, only the $\mathbf{P}^F$ system has to be solved, then $\mathbf{P}^B$ is set to the injection pressure P_{inj} . The one shot algorithm exhibits computational times that are more than three orders of magnitude faster than explicit simulation. This enables the possibility of

iterative optimisations such as genetic algorithm even on complex industrial meshes [117].

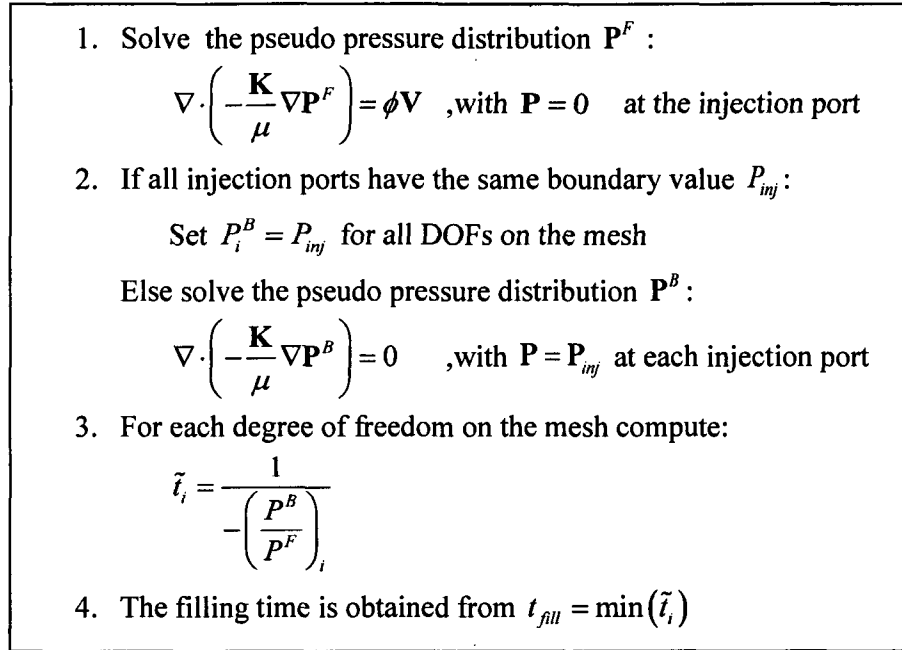


Figure 2.8 - Outlines of the proposed one shot filling algorithm.

2.3.9 Test cases

In this section, the accuracy of the different algorithms is evaluated using different scenarios. First, the algorithms are compared to analytical solutions. Then, the algorithms are used to solve an industrial test part and the performance is discussed in term of CPU time and accuracy.

2.3.9.1 Longitudinal injection

A longitudinal injection is used to compare the numerical performance of explicit and implicit filling algorithms. The test part is 1.0m long by 0.2m wide and 6mm thick with 50% volumetric fibre content. Simulations were carried out on two-dimensional meshes

with different levels of mesh refinement as shown in Figure 2.9. The resin is injected from the left to the right side of the mesh.

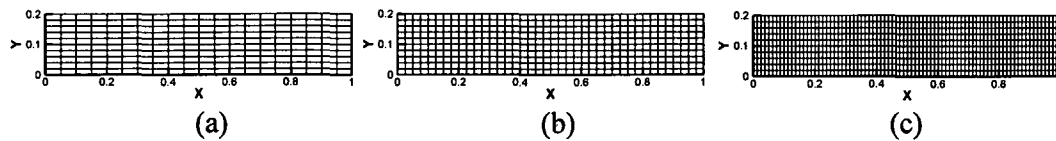


Figure 2.9 - Rectangular meshes used for the longitudinal flow simulation
(a) 20 elements, (b) 40 elements and (c) 80 elements along the length.

Test case A: Constant flow rate injection

For the first test case, a flow rate of $1\text{e-}6\text{m}^3/\text{s}$ was imposed at the injection gate. The analytical solution gives a filling time of 600s. For the implicit filling algorithm an overfilling factor of 20 is used to speed up the calculation. For both the standard explicit and the implicit formulations, simulations were carried out on meshes with 20, 40, 80, 160, 320 and 640 elements along the length. Figure 2.10a shows the evolution of the injected resin volume for the last hundred seconds of the simulation using the explicit formulation. It can be seen that the explicit formulation converges to the analytical solution while increasing the number of elements along length. This can be seen on Figure 2.10b which shows that the error on the predicted filling time decreases with the number of FEs along the flow path. Moreover, the volume of the elements connected to the injection port will decrease. Since on the explicit formulation, this initial volume is not included on the time step calculation, the error on the filling time is directly related to this initial volume. This can be seen through the slope of the curve on Figure 2.10b, which is equal to the injection flow rate.

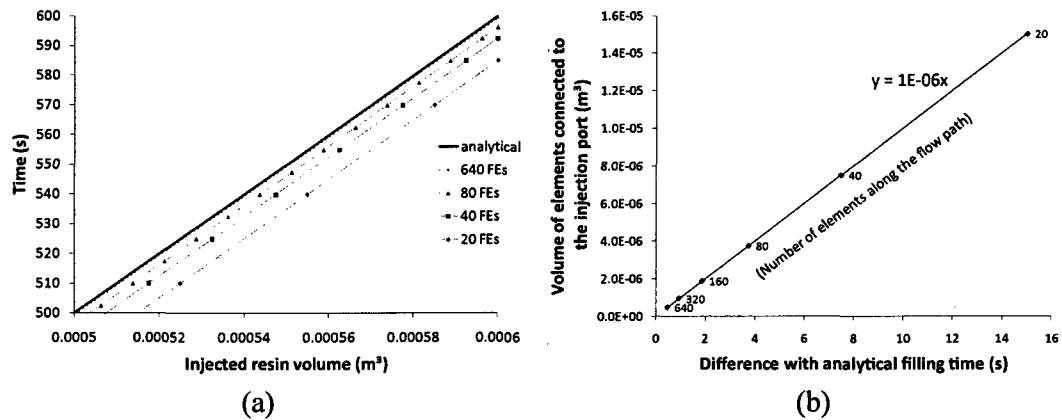


Figure 2.10 - Longitudinal injection at constant flow rate for the explicit formulation (a) variation of volume in time (b) convergence analysis

Figure 2.11 shows the evolution of the injected resin volume in time near the end of the simulation for the implicit formulation with an overfilling factor of 20.

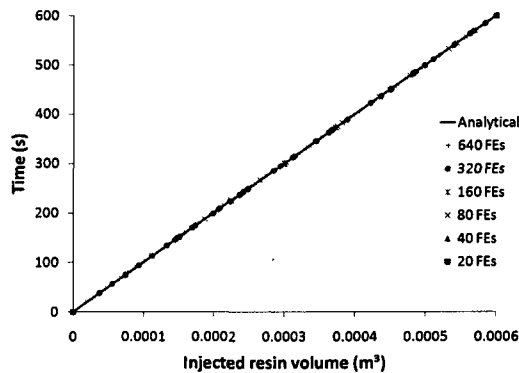


Figure 2.11 - Longitudinal injection at constant flow rate for the implicit formulation using an overfilling factor of 20.

In this formulation, the results are seen to be independent of the number of FEs. In fact, the maximum relative error on the analytical filling time was $5.6 \cdot 10^{-5} \%$ which is due to the numerical tolerance used during the matrix inversion.

Test case B: Constant pressure injection

In the second test case, a constant injection pressure of 5bars was used. The permeability of the reinforcement was assumed $1\text{e-}9\text{m}^2$ and the resin viscosity 0.1Pa.s . The analytical solution gives a filling time of 50s. For a pressure driven injection, the time associated with the initial volume connected to the injection port is negligible due to the very high pressure gradient at the early stages of the injection. Consequently, in this longitudinal case, a negligible error is observed for the explicit formulation for all levels of mesh refinements (see Figure 2.12a). For the implicit formulation (Figure 2.12b), the behaviour is similar to that observed for the first test case.

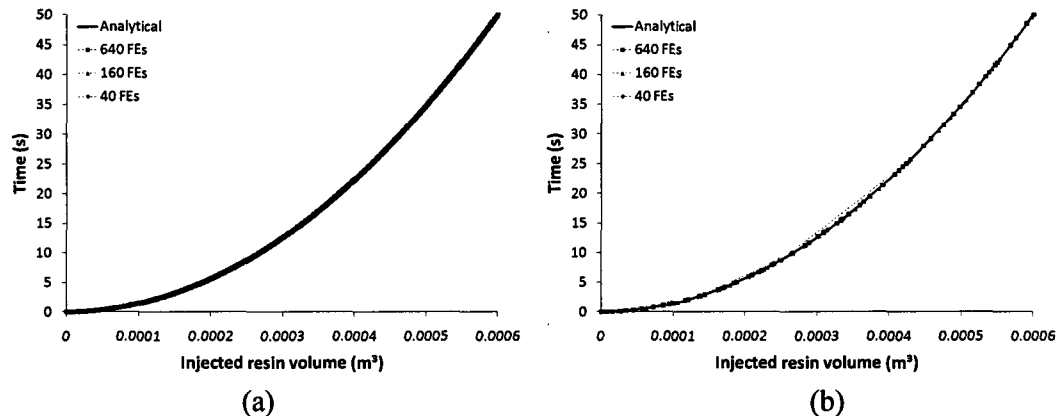


Figure 2.12 - Longitudinal injection at constant pressure (a) Explicit formulation, no overfilling factor (b) implicit formulation with an overfilling factor of 20.

Test case C: Hybrid finite element/Monte Carlo (FEMC) algorithm

Figure 2.13 and Figure 2.14 show the results of the new hybrid explicit/Monte Carlo algorithm for both flow rate and pressure driven injections. For flow rate injection, the resin volume that enters the mold during a time step is known. Consequently in this case,

the hybrid algorithm gives a solution similar to the implicit one with a maximum relative error of $5 \cdot 10^{-4}\%$ (see Figure 2.13).

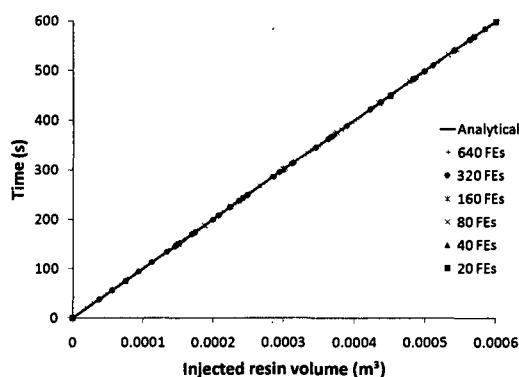


Figure 2.13 - Flow rate injection, hybrid finite element/Monte Carlo algorithm (overfilling factor of 20).

For a pressure driven injection, the flow front velocities decrease in time. Consequently, the flow front evolution is over predicted by using the instantaneous flow rate within the first order Euler forward time integration. In this case, the temporal resolution has a significant influence on the accuracy of the solution. Increasing the overfilling factor brings larger time step and farther flow front travel which produces faster but also coarser results. Figure 2.14 shows the injected volume of resin through time using the hybrid formulation. On a coarse mesh of 40 elements along the flow path, the final value obtained with an overfilling factor of 20 is far from the analytical solution. This is because only three flow rates updates are used to fill the entire mold. To improve the accuracy of the solution, it is possible to increase the number of FEs (see Figure 2.14a) or to lower the overfilling factor (see Figure 2.14b).

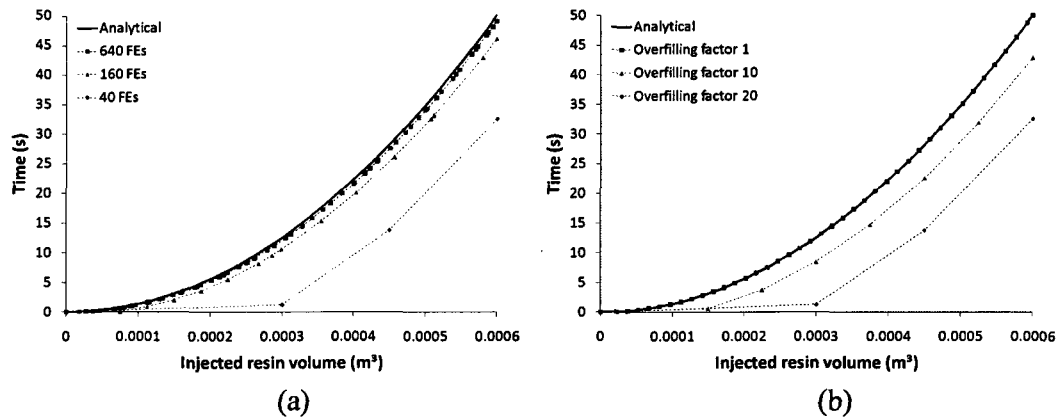


Figure 2.14 - Convergence analysis for a constant pressure injection solved with the hybrid formulation (a) Influence of spatial refinement using an overfill factor of 20 (b) Influence of temporal coarsening using a mesh of 40 FEs.

2.3.9.2 Industrial test case

To demonstrate the capabilities of the different approaches presented in this work, a test case is presented on an industrial shell part. As shown in Figure 2.15, this test part has two zones with different reinforcements. While in the core of the part, the permeability of the fibres was set to $1 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$, it was set to $1 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ on the sides. An injection at constant pressure of 6bars with a resin viscosity of $0.1 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ was simulated. The mesh is composed of 12 470 elements and 6 422 nodes. As in many industrial cases, this mesh has elements of different sizes and aspect ratio. Essentially, two spots of small elements are observed on the left and right sides of the part. These were created for the structural design analysis and carried over for the filling simulation. Such small features do not alter much the flow front pattern but increase considerably the simulation time.

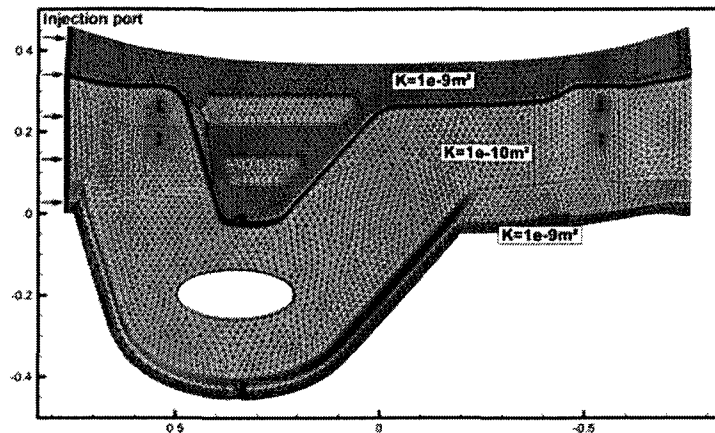


Figure 2.15 - FE mesh of the industrial test part.

Figure 2.16 shows a comparison of the explicit, hybrid and implicit formulations. While the explicit formulation uses no overfilling factor, a value of 25 was used for the hybrid and implicit ones. Each contour line represents the flow front pattern at a given time. For clarity, the flow fronts are shown each 100 time steps for the explicit formulation while for the others they are shown each 10 time steps.

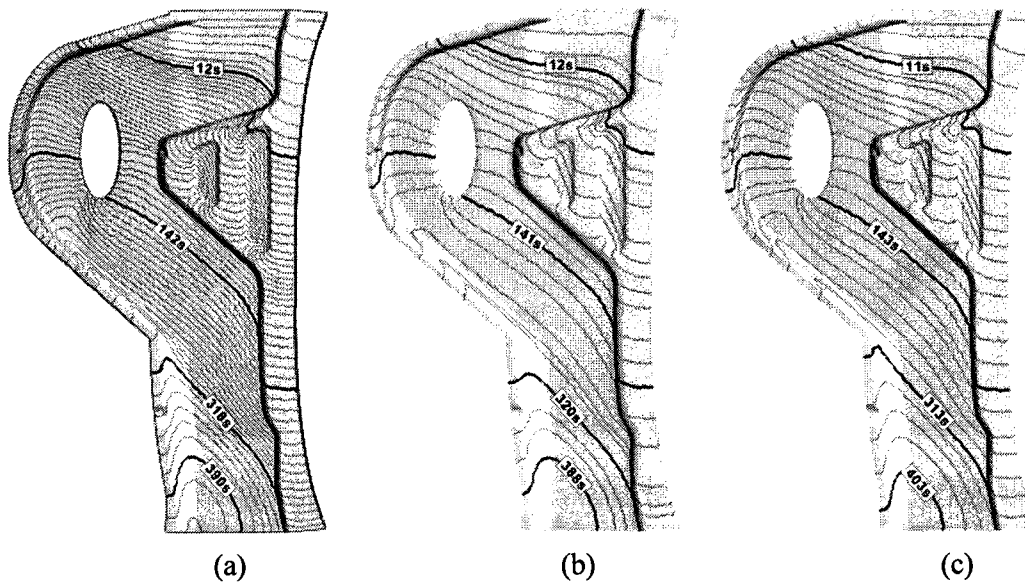


Figure 2.16 - Flow front position obtained with (a) Explicit (b) Hybrid (c) Implicit.

It can be seen that both hybrid and implicit algorithms use approximately the same number of time steps to complete the filling while the explicit one uses a lot more. Nevertheless, similar flow front patterns are observed for all three formulations.

Figure 2.17 shows a comparison of the computational performance while varying the overfilling factor.

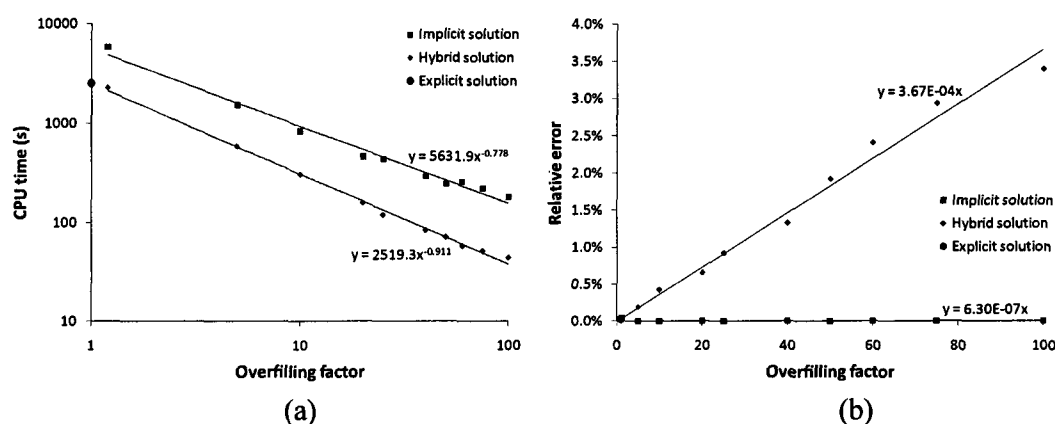


Figure 2.17 - Performance analysis on the industrial test case
(a) calculation time (b) Convergence analysis.

On Figure 2.17a, the CPU time is seen to decrease while increasing the overfilling factor because less time steps are being calculated. It can also be noticed that the hybrid formulation is around three to four times faster than the implicit one. On Figure 2.17b, it can be seen that the relative error on filling time associated with the implicit algorithm is negligible for all overfilling factor while a maximum error of around the 3.5% is observed on the hybrid formulation. Note that from an engineering point of view, an error of less than 5% is usually acceptable considering the variability of the physical model parameters. Also note that for non-isothermal simulation, large time steps will have to be limited since the resin viscosity can increase rapidly in time. Thus, it won't be

always possible to use large enough time steps with the implicit formulation to compete with the hybrid formulation.

Finally, Figure 2.18 shows the transient pressure field using the one shot algorithm. On this approach, only one matrix inversion was needed using this formulation. This solution took only 2 seconds to be solved and accurately predicted the filling time and the last filling zone of the mold. Though, it is unable to truly predict the flow front pattern. At best, it can be seen as a very crude representation of it.

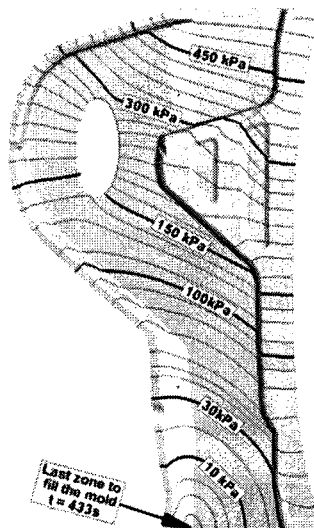


Figure 2.18 - Solution of the oneshot algorithm. Contour plot of the transient pressure field.

2.4 Discussion

In the application of numerical algorithms to solve engineering problems, the performance of the solution is evaluated in terms of accuracy versus calculation time. In the case of large complex industrial cases, calculation time becomes a key factor since simulations can take days or weeks. By increasing the overfilling factor, the proposed hybrid scheme combining the explicit finite element formulation with Monte Carlo

algorithm can considerably reduce calculation time. It enables to coarsen the description of the flow front evolution still giving fast and accurate solutions without remeshing the part. On the other hand, reducing the overfilling factor improves the flow front evolution at the price of higher computational time. The implicit formulation gets results with virtually no dependence over the mesh resolution and the overfilling factor and may be used for fine tuning of the process.

This paper did not discuss the mixed formulations. Such formulations require more DOFs per element resulting in higher computational times. Also, methods such as Taylor-Galerkin or global Lessain-Raviart for transporting the resin mass require a knowledge of the velocities on the resin empty regions; hence they also require more DOFs. Furthermore using large time step, these algorithms tend to smear the flow front over many element layers, making the post processing less intuitive.

2.5 Conclusion

This paper starts with a chronological review of published works in the field of RTM simulation. The approaches found in the literature have been depicted and their differences schematized. In this work, a new hybrid formulation is proposed for rapid simulation of the resin flow front in RTM manufacturing. This hybrid approach combines an explicit filling algorithm with a Monte-Carlo scheme. Two test cases were carried out to highlight the accuracy of the new hybrid formulation. Finally, an industrial test case was presented to study the capabilities of the new approach. It is concluded that the proposed solution provides sufficient advantages over traditional explicit or implicit formulations. The use of the overfilling factor becomes a key for speeding up the

solution during the debugging stage. A precise solution can then be achieved by only decreasing the overfilling factor without the need to refine the mesh.

2.6 Acknowledgments

The authors are grateful to the National Science and Engineering Research Council of Canada (NSERC) and the Fonds Québécois de Recherche sur la Nature et la Technologie (FQRNT) for their financial support. The authors would also like to thank CREPEC (Center for applied research on polymer and composites) for providing the research infrastructure and equipment.

2.7 References

1. Hubbert, M.K. and H. Darcy, *The theory of ground-water motion and related papers*. 1969, New York: Hafner.
2. Behrens, R.A., *Transient domain free surface flows and their applications to mold filling (contact line)*. 1983, University of Delaware: United States -- Delaware.
3. Behrens, R.A., M.J. Crochet, C.D. Denson, and A.B. Metzner, *Transient free-surface flows: fluid advancing through a bed of cylinders*. AICHE Journal, 1988. **34**(11): p. 1894-1902.
4. Gauvin, R., M. Chibani, and P. Lafontaine. *Modeling of pressure distribution in resin transfer molding*. 1986. New York, NY, USA: SPI.
5. Gauvin, R. and M. Chibani. *Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding*. 1988. Washington, D.C., USA: Publ by SPI.

6. Bruschke, M.V. and S.G. Advani, *A Finite-Element Control Volume Approach to Mold Filling in Anisotropic Porous-Media*. Polymer Composites, 1990. **11**(6): p. 398-405.
7. Bruschke, M.V. and S.G. Advani, *RTM - filling simulation of complex 3-dimensional shell-like structures*. Sampe Quarterly-Society for the Advancement of Material and Process Engineering, 1991. **23**(1): p. 2-11.
8. Young, W.B., K. Han, L.H. Fong, L.J. Lee, and M.J. Liou, *Flow simulation in molds with preplaced fiber mats*. Polymer Composites, 1991. **12**(6): p. 391-403.
9. Chan, A.W., *Modeling of resin impregnation during the manufacture of polymer composites*. 1991, University of Cincinnati: United States -- Ohio.
10. Chan, A.W. and S.T. Hwang, *Modeling of the impregnation process during resin transfer molding*. Polymer Engineering and Science, 1991. **31**(15): p. 1149-1156.
11. Chan, A.W. and S.T. Hwang, *Modeling nonisothermal impregnation of fibrous media with reactive polymer resin*. Polymer Engineering and Science, 1992. **32**(5): p. 310-318.
12. Chan, A.W. and R.J. Morgan, *Tow impregnation during resin transfer molding of bidirectional nonwoven fabrics*. Polymer Composites, 1993. **14**(4): p. 335-340.
13. Um, M.K. and W.I. Lee, *A Study on the Mold Filling Process in Resin Transfer Molding*. Polymer Engineering and Science, 1991. **31**(11): p. 765-771.

14. Li, S.P. and R. Gauvin, *Numerical-analysis of the resin flow in resin transfer molding*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 1991. **10**(3): p. 314-327.
15. Trochu, F. and R. Gauvin, *Limitations of a Boundary-Fitted Finite-Difference Method for the Simulation of the Resin Transfer Molding Process*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 1992. **11**(7): p. 772-786.
16. Gauvin, R. and F. Trochu, *Comparison Between Numerical and Experimental Results for Mold Filling in Resin Transfer Molding*. Plastics Rubber and Composites Processing and Applications, 1993. **19**(3): p. 151-157.
17. Trochu, F., R. Gauvin, and D.M. Gao, *Numerical-Analysis of the Resin Transfer Molding Process by the Finite-Element Method*. Advances in Polymer Technology, 1993. **12**(4): p. 329-342.
18. Trochu, F., R. Gauvin, D.M. Gao, and J.F. Boudreault, *RTMFLOT - an integrated software environment for the computer-simulation of the resin transfer molding process*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 1994. **13**(3): p. 262-270.
19. Trochu, F., J.F. Boudreault, D.M. Gao, and R. Gauvin, *Three-dimensional flow simulations for the resin transfer molding process*. Materials and Manufacturing Processes, 1995. **10**(1): p. 21-26.
20. Bruschke, M.V. and S.G. Advani, *A numerical approach to model nonisothermal viscous-flow through fibrous media with free surfaces*. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 1994. **19**(7): p. 575-603.

21. Cai, Z., *Simplified mold filling simulation in resin transfer molding*. Journal of Composite Materials, 1992. **26**(17): p. 2606-2630.
22. Cai, Z., *Analysis of the non-viscous flow effect in liquid molding process*. Journal of Composite Materials, 1995. **29**(2): p. 257-278.
23. Lee, L.J., W.B. Young, and R.J. Lin, *Mold filling and cure modeling of rtm and srin processes*. Composite Structures, 1994. **27**(1-2): p. 109-120.
24. Young, W.B., *A simplified flow model for resin transfer molding of polymer composites*. Journal of Advanced Materials, 1994. **25**(3): p. 60-64.
25. Young, W.B., *3-dimensional nonisothermal mold filling simulations in resin transfer molding*. Polymer Composites, 1994. **15**(2): p. 118-127.
26. Chang, W. and N. Kikuchi. *An adaptive remeshing method in the simulation of resin transfer molding (RTM) process*. 1994.
27. Chang, W. and N. Kikuchi, *Analysis of nonisothermal mold filling process in resin transfer molding (RTM) and structural reaction injection-molding (SRIM)*. Computational Mechanics, 1995. **16**(1): p. 22-35.
28. Wang, T.J., L.J. Lee, and W.B. Young, *Control-volume finite-element method for mold filling simulation*. International Polymer Processing, 1995. **10**(1): p. 82-90.
29. Gao, D.M., F. Trochu, and R. Gauvin, *Heat transfer analysis of non-isothermal resin transfer molding by the finite element method*. Materials and Manufacturing Processes, 1995. **10**(1): p. 57-64.

30. Friedrichs, B., *Modeling of three-dimensional flow fields in injection and resin transfer molding processes*. 1993, University of Delaware: United States -- Delaware.
31. Friedrichs, B. and S.I. Guceri, *A hybrid numerical technique to model 3-D flow fields in resin transfer molding processes*. Polymer Engineering and Science, 1995. **35**(23): p. 1834-1851.
32. Yoo, Y.E. and W.I. Lee, *Numerical simulation of the resin transfer mold filling process using the boundary element method*. Polymer Composites, 1996. **17**(3): p. 368-374.
33. Schmidt, F.M., P. Lafleur, F. Berthet, and P. Devos, *Numerical simulation of resin transfer molding using linear boundary element method*. Polymer Composites, 1999. **20**(6): p. 725-732.
34. Calado, V.M.A. and S.G. Advani, *Effective Average Permeability of Multi-Layer Preforms in Resin Transfer Molding*. Composites Science and Technology, 1996. **56**(5): p. 519-531.
35. Maier, R.S., T.F. Rohaly, S.G. Advani, and K.D. Fickie, *A Fast Numerical Method for Isothermal Resin Transfer Mold Filling*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1996. **39**(8): p. 1405-1417.
36. Liu, B.C., S. Bickerton, and S.G. Advani, *Modelling and Simulation of Resin Transfer Moulding (Rtm) - Gate Control, Venting and Dry Spot Prediction*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 1996. **27**(2): p. 135-141.

37. Voller, V.R., S. Peng, and Y.F. Chen, *Numerical solution of transient, free surface problems in porous media*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1996. **39**(17): p. 2889-2906.
38. Chen, Y.F., V.R. Voller, and K.A. Stelson, *Time-implicit fixed and deforming grid solutions for compression mold filling*. Polymer Composites, 1996. **17**(3): p. 414-422.
39. Voller, V.R. and S. Peng, *An algorithm for analysis of polymer filling of molds*. Polymer Engineering and Science, 1995. **35**(22): p. 1758-1765.
40. Voller, V.R. and Y.F. Chen, *Prediction of filling times of porous cavities*. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 1996. **23**(7): p. 661-672.
41. Chen, Y.F., K.A. Stelson, and V.R. Voller, *Prediction of Filling Time and Vent Locations for Resin Transfer Molds*. Journal of Composite Materials, 1997. **31**(11): p. 1141-1161.
42. Lin, M., H.T. Hahn, and H. Huh, *A Finite Element Simulation of Resin Transfer Molding Based on Partial Nodal Saturation and Implicit Time Integration*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 1998. **29**(5-6): p. 541-550.
43. Lin, M.Y.Y., *A finite element simulation of resin transfer molding*. 1998, University of California, Los Angeles.
44. Mohan, R.V., N.D. Ngo, and K.K. Tamma, *On a Pure Finite-Element-Based Methodology for Resin Transfer Mold Filling Simulations*. Polymer Engineering and Science, 1999. **39**(1): p. 26-43.

45. Mohan, R.V., N.D. Ngo, and K.K. Tamma, *Three-dimensional resin transfer molding: Isothermal process modeling and explicit tracking of moving fronts for thick geometrically complex composites manufacturing applications - Part 1*. Numerical Heat Transfer Part a-Applications, 1999. **35**(8): p. 815-838.
46. Mohan, R.V., N.D. Ngo, K.K. Tamma, and D.R. Shires, *Three-dimensional resin transfer molding: Isothermal process modeling and implicit tracking of moving fronts for thick, geometrically complex composites manufacturing applications - Part 2*. Numerical Heat Transfer Part a-Applications, 1999. **35**(8): p. 839-858.
47. Zienkiewicz, O.C., R.L. Taylor, J.Z. Zhu, O.C. Zienkiewicz, O.C. Zienkiewicz, and O.C. Zienkiewicz, *The finite element method : its basis and fundamentals*. 6th ed. 2005, Oxford ; Boston: Elsevier Butterworth-Heinemann. xiv, 733 p., [4] p. of plates.
48. Kanapady, R., K.K. Tamma, M. Baddourah, and A. Mark, *High performance computing on a symmetric multiprocessor (SMP) environment for RTM process modeling of large complex structural geometries*. Advances in Engineering Software, 1998. **29**(3-6): p. 399-408.
49. Kanapady, R., K.K. Tamma, and A. Mark, *Highly scalable parallel computational models for large-scale RTM process modeling simulations, Part 1: Theoretical formulations and generic design*. Numerical Heat Transfer Part B-Fundamentals, 1999. **36**(3): p. 265-285.
50. Kanapady, R., K.K. Tamma, and A. Mark, *Highly scalable parallel computational models for large-scale RTM process modeling simulations. Part*

- 2: *Parallel formulation theory and implementation*. Numerical Heat Transfer Part B-Fundamentals, 1999. **36**(3): p. 287-308.
51. Kanapady, R., K.R. Tamma, and A. Mark, *Highly scalable parallel computational models for large-scale RTM process modeling simulations, part 3: Validation and performance results*. Numerical Heat Transfer Part B-Fundamentals, 1999. **36**(4): p. 351-386.
52. Chang, W., *Parallel computations of 3D flows in resin transfer molding*. Journal of Mechanical Science and Technology, 1998. **12**(5): p. 999-1010.
53. Panitapu, R.K., *Analysis of filling pattern in resin transfer molding*. 2003, University of South Alabama. p. M.S.
54. Phelan, F.R., *Simulation of the injection process in resin transfer molding*. Polymer Composites, 1997. **18**(4): p. 460-476.
55. Z. Tadmor, E.B.C.G., *Flow analysis network (FAN) - A method for solving flow problems in polymer processing*. Polymer Engineering & Science, 1974. **14**(9): p. 660-665.
56. Kim, S.W., K.J. Lee, J.C. Seferis, and J.D. Nam, *Process analysis of resin transfer molding with autoclave-assisted laminate consolidation*. Advances in Polymer Technology, 1997. **16**(3): p. 185-197.
57. Trochu, F., P. Ferland, and R. Gauvin, *Functional requirements of a simulation software for liquid molding processes*. Science and Engineering of Composite Materials, 1997. **6**(4): p. 209-218.

58. Young, W.-B. and C.-L. Lai, *Analysis of the edge effect in resin transfer molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 1997. **28**(9-10): p. 817-822.
59. Hammami, A., R. Gauvin, and F. Trochu, *Modeling the Edge Effect in Liquid Composites Molding*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 1998. **29**(5-6): p. 603-609.
60. Pillai, K.M., *Flow modeling in dual scale porous media*. 1997, University of Delaware. p. Ph.D.
61. Pillai, K.M. and S.G. Advani, *Numerical Simulation of Unsaturated Flow in Woven Fiber Preforms During the Resin Transfer Molding Process*. Polymer Composites, 1998. **19**(1): p. 71-80.
62. Pillai, K.M. and S.G. Advani, *A Model for Unsaturated Flow in Woven Fiber Preforms During Mold Filling in Resin Transfer Molding*. Journal of Composite Materials, 1998. **32**(19): p. 1753-1783.
63. Pillai, K.M., *Governing Equations for Unsaturated Flow Through Woven Fiber Mats. Part 1. Isothermal Flows*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(7): p. 1007-1019.
64. Sun, X., *Analysis of vacuum-assisted resin transfer molding*. 1998, The Ohio State University. p. Ph.D.
65. Sun, X.D., S.J. Li, and L.J. Lee, *Mold filling analysis in vacuum-assisted resin transfer molding. Part I: SCRIMP based on a high-permeable medium*. Polymer Composites, 1998. **19**(6): p. 807-817.

66. Ni, J., S.J. Li, X.D. Sun, and L.J. Lee, *Mold filling analysis in vacuum-assisted resin transfer molding. Part II: SCRIMP based on grooves*. Polymer Composites, 1998. **19**(6): p. 818-829.
67. Tari, M.J., J.P. Imbert, M.Y. Lin, A.S. Lavine, and H.T. Hahn, *Analysis of resin transfer molding with high permeability layers*. Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme, 1998. **120**(3): p. 609-616.
68. Tari, M.J., *An improved resin transfer molding process*. 1998, University of California, Los Angeles. p. Ph.D.
69. Freese, C.E. and S.M. Walsh, *An a priori grid permutation for isothermal flow models*. Polymer Composites, 1998. **19**(6): p. 759-767.
70. Gauvin, R. and F. Trochu, *Key Issues in Numerical Simulation for Liquid Composite Molding Processes*. Polymer Composites, 1998. **19**(3): p. 233-240.
71. Deb, M.K., M.P. Reddy, R.S. Mayavaram, and C.E. Baumann, *Finite element analysis of three-dimensional RTM process*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 1999. **18**(11): p. 968-978.
72. Kang, M.K. and W.I. Lee, *A flow-front refinement technique for the numerical simulation of the resin-transfer molding process*. Composites Science and Technology, 1999. **59**(11): p. 1663-1674.
73. Ismail, Y.M. and G.S. Springer, *Interactive simulation of resin transfer molding*. Journal of Composite Materials, 1997, **31**(10): p. 954-980.
74. Tan, C.P., *Composite manufacturing: Simulation of 3-D resin transfer molding*. 1998, Stanford University. p. Ph.D.

75. Tan, C.P. and G.S. Springer, *Composite manufacturing: Simulation of 3-D resin transfer molding*. Journal of Composite Materials, 1999. **33**(18): p. 1716-1742.
76. Lam, Y.C., S.C. Joshi, and X.L. Liu, *Numerical simulation of the mould-filling process in resin-transfer moulding*. Composites Science and Technology, 2000. **60**(6): p. 845-855.
77. Joshi, S.C., Y.C. Lam, and X.L. Liu, *Mass conservation in numerical simulation of resin flow*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2000. **31**(10): p. 1061-1068.
78. Liu, X.-L., *Isothermal flow simulation of liquid composite molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2000. **31**(12): p. 1295-1302.
79. Lim, S.T. and W.I. Lee, *An analysis of the three-dimensional resin-transfer mold filling process*. Composites Science and Technology, 2000. **60**(7): p. 961-975.
80. Han, K.R., S.L. Jiang, C. Zhang, and B. Wang, *Flow Modeling and Simulation of Scrimp for Composites Manufacturing*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2000. **31**(1): p. 79-86.
81. Luoma, J.A., *Development and applications of explicit numerical algorithms for analysis of free-surface problems in polymer molding processes*. 1999, University of Minnesota. p. Ph.D.
82. Luoma, J.A. and V.R. Voller, *An explicit scheme for tracking the filling front during polymer mold filling*. Applied Mathematical Modelling, 2000. **24**(8-9): p. 575-590.

83. Antonucci, V., M. Giordano, L. Nicolais, and G. Di Vita, *A Simulation of the Non-Isothermal Resin Transfer Molding Process*. Polymer Engineering and Science, 2000. **40**(12): p. 2471-2481.
84. Soltani, F., *Geometry-based modeling of the mold filling process using neural networks*. 2000, Stevens Institute of Technology. p. Ph.D.
85. Jovanovic, V., S. Manoochehri, and C. Chassapis, *Parameter estimation for resin transfer molding*. Engineering Computations, 2001. **18**(7-8): p. 1091-1107.
86. Luo, J., Z. Liang, C. Zhang, and B. Wang, *Optimum Tooling Design for Resin Transfer Molding With Virtual Manufacturing and Artificial Intelligence*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2001. **32**(6): p. 877-888.
87. Ngo, N.D., *Computational developments for simulation-based design: Multi-disciplinary flow/thermal/cure/stress modeling, analysis, and validation for processing of composites*. 2001, University of Minnesota. p. Ph.D.
88. Ngo, N.D. and K.K. Tamma, *Non-isothermal '2-D flow/3-D thermal' developments encompassing process modelling of composites: flow/thermal/cure formulations and validations*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001. **50**(7): p. 1559-1585.
89. Shojaei, A., S.R. Ghaffarian, and S.M.H. Karimian, *Numerical simulation of three-dimensional mold filling process in resin transfer molding using quasi-steady state and partial saturation formulations*. Composites Science and Technology, 2002. **62**(6): p. 861-879.

90. Shojaei, A., S.R. Ghaffarian, and S.M.H. Karimian, *Simulation of the three-dimensional non-isothermal mold filling process in resin transfer molding*. Composites Science and Technology, 2003. **63**(13): p. 1931-1948.
91. Shojaei, A., S.R. Ghaffarian, and S.M.H. Karimian, *Numerical analysis of controlled injection strategies in resin transfer molding*. Journal of Composite Materials, 2003. **37**(11): p. 1011-1035.
92. Shojaei, A. and S.R. Ghaffarian, *Modeling and Simulation Approaches in the Resin Transfer Molding Process: a Review*. Polymer Composites, 2003. **24**(4): p. 525-544.
93. García, J.A., L. Gascón, and F. Chinesta, *A fixed mesh numerical method for modelling the flow in liquid composites moulding processes using a volume of fluid technique*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2003. **192**(7-8): p. 877-893.
94. Henz, B.J., K.K. Tamma, R. Kanapady, N.D. Ngo, and P.W. Chung, *Process Modeling of Composites by Resin Transfer Molding: Practical Applications of Sensitivity Analysis for Isothermal Considerations*. International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow, 2003. **13**(4): p. 415-447.
95. Modi, D., P. Simacek, and S. Advani, *Influence of injection gate definition on the flow-front approximation in numerical simulations of mold-filling processes*. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2003. **42**(11): p. 1237-1248.

96. Bechet, E., E. Ruiz, and F. Trochu, *Adaptive mesh generation for mould filling problems in resin transfer moulding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2003. **34**(9): p. 813-834.
97. Bechet, E., E. Ruiz, F. Trochu, and J.C. Cuilliere, *Re-Meshing Algorithms Applied to Mould Filling Simulations in Resin Transfer Moulding*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2004. **23**(1): p. 17-36.
98. Voller, V.R., *A Monte Carlo scheme for tracking filling fronts*. Journal of Computational Physics, 2004. **200**(2): p. 399-411.
99. Simacek, P. and S.G. Advani, *Desirable Features in Mold Filling Simulations for Liquid Composite Molding Processes*. Polymer Composites, 2004. **25**(4): p. 355-367.
100. Xugang, Y., Z. Chuck, L. Zhiyong, and W. Ben, *Heuristic Algorithm for Determining Optimal Gate and Vent Locations for RTM Process Design*. Journal of Manufacturing Systems, 2004. **23**(4): p. 267.
101. Dai, F.H., B.M. Zhang, and S.Y. Du, *Analysis of upper- and lower-limits of fill time in resin transfer mold filling simulation*. Journal of Composite Materials, 2004. **38**(13): p. 1115-1136.
102. Dai, F.H., S.Y. Du, B.M. Zhang, and D.F. Wan, *A new method to track resin flow fronts in mold filling simulation of RTM process*. Journal of Materials Science & Technology, 2004. **20**(3): p. 335-340.
103. William, E.L. and E.C. Harvey, *Marching cubes: A high resolution 3D surface construction algorithm*. SIGGRAPH Comput. Graph., 1987. **21**(4): p. 163-169.

104. Urquiza, J.M., D. N'Dri, A. Garon, and M.C. Delfour, *A numerical study of primal mixed finite element approximations of Darcy equations*. Communications in Numerical Methods in Engineering, 2006. **22**(8): p. 901-915.
105. Bernard, J.M., *Conforming and nonconforming finite element methods for solving the Darcy's equations*. Nonlinear Analysis: Real World Applications, 2006. **7**(4): p. 789-812.
106. Hughes, T.J.R., A. Masud, and J. Wan, *A stabilized mixed discontinuous Galerkin method for Darcy flow*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2006. **195**(25-28): p. 3347-3381.
107. Jiang, S.L. and Y.X. Duan, *An interface-update-based implicit algorithm for mold filling simulation of liquid composite molding*. Polymer Composites, 2006. **27**(3): p. 271-281.
108. Soukane, S. and F. Trochu, *Application of the level set method to the simulation of resin transfer molding*. Composites Science and Technology, 2006. **66**(7-8): p. 1067-1080.
109. Ruiz, E., V. Achim, and F. Trochu, *Coupled non-conforming finite element and finite difference approximation based on laminate extrapolation to simulate liquid composite molding processes. Part I: Isothermal flow*. Science and Engineering of Composite Materials, 2007. **14**(2): p. 85-112.
110. Ruiz, E. and F. Trochu, *Coupled non-conforming finite element and finite difference approximation based on laminate extrapolation to simulate liquid*

- composite molding processes. Part II: Non-isothermal filling and curing.* Science and Engineering of Composite Materials, 2007. **14**(2): p. 113-144.
111. Jiang, S., Z. Wang, G. Zhou, and W. Yang, *An implicit control-volume finite element method and its time step strategies for injection molding simulation.* Computers & Chemical Engineering, 2007. **31**(11): p. 1407-1418.
112. Sánchez, F., J.A. García, L. Gascón, and F. Chinesta, *Towards an efficient numerical treatment of the transport problems in the resin transfer molding simulation.* Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007. **196**(21-24): p. 2300-2312.
113. Yang, J., Y.X. Jia, S. Sun, D.J. Ma, T.F. Shi, and L.J. An, *Enhancements of the simulation method on the edge effect in resin transfer molding processes.* Materials Science and Engineering: A, 2008. **478**(1-2): p. 384-389.
114. Mosella, C.J., J.P. Montecinos, and J.A. Ramos-Grez, *Flow and mold filling modeling and simulation to enhance resin transfer molding processes.* Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme, 2008. **130**(3).
115. Bird, R.B., W.E. Stewart, and E.N. Lightfoot, *Transport phenomena.* 2002, New York, Toronto: Wiley.
116. Kaviany, M., *Principles of heat transfer in porous media.* Mechanical engineering series: Mechanical engineering series (Springer). 1995, New York: Springer.

117. Ratle, F., V. Achim, and F. Trochu, *Evolutionary operators for optimal gate location in liquid composite moulding*. Applied Soft Computing, 2009. 9(2): p. 817-823.

3 CHAPITRE 3 -

GUIDING SELECTION FOR REDUCED PROCESS DEVELOPMENT TIME IN RTM

3.1 Présentation du chapitre

Dans le chapitre précédent, une nouvelle méthode permettant d'accélérer les simulations de remplissage a été présentée. Il a été démontré qu'il est possible d'accélérer considérablement les solutions numériques par l'utilisation de l'algorithme hybride. En alliant performance et robustesse, cet algorithme permet de procéder à une analyse détaillée de la fabrication de pièces industrielles de grande taille. Cependant, dans une première étape de conception, avant d'entamer une étude approfondie au niveau du remplissage, il est nécessaire d'analyser le procédé dans son intégralité. Pour ce faire, plusieurs configurations différentes doivent être examinées et comparées entre elles. En effet, des paramètres comme entre autre la température du moule, la température d'injection de la résine, le taux de catalyseur, la pression d'injection et la perméabilité du renfort auront de grandes répercussions sur la faisabilité et le rendement du processus de fabrication. Grâce à l'utilisation de modèles simplifiés du procédé de mise en forme, ces paramètres peuvent être étudiés en temps réel dans leur globalité. Ceci donne alors lieu à une définition rapide et robuste des conditions optimales de fabrication.

Ce chapitre est un article soumis à l'édition spéciale sur les composites de la revue «*International Journal of Material Forming*». D'abord, un survol des contraintes pour la fabrication de pièces composites est présenté. Ensuite, plusieurs niveaux de

simplifications des modèles sont présentés permettant d'optimiser non seulement un procédé de fabrication, mais aussi le temps nécessaire pour y parvenir. Les hypothèses menant aux simplifications ainsi que leurs avantages et limitations sont expliquées une à une en terme de précision et de temps de calcul. Par la suite, en s'appuyant sur ces modèles simplifiés, une méthodologie est développée permettant d'esquisser en temps réel l'espace de faisabilité associé à un scénario d'injection. Cet espace est nommé : « diagramme de moulabilité ». Il peut être présenté sous plusieurs formes et permet d'optimiser divers aspects de l'injection. Appliqué à un procédé de fabrication, cela permet d'en cerner rapidement les limites afin de trouver le meilleur compromis entre performance et robustesse.

GUIDING SELECTION FOR REDUCED PROCESS DEVELOPMENT TIME IN RTM

Achim, V. and Edu, Ruiz

Chair on High Performance Composites, École Polytechnique de Montréal, P.O. Box

6079, Station "Centre-Ville", Montreal, Canada, H3C 3A7

Research Centre on Plastics and Composites (CREPEC)

Corresponding author's E-mail: vincent.achim@polymtl.ca

3.2 Abstract

Liquid Composite Molding (LCM) regroups a number of manufacturing techniques of polymer composites based on the impregnation of dry fibrous reinforcements by a liquid resin. It involves several complex phenomena: fibre impregnation, resin gellification and cure, thermal and rheological variations, etc. The combination of such phenomena and the wide range of processing parameters often lead to non-optimum, sometimes inappropriate, processing setups. In this work, an approach is proposed to assist manufacturing specialists in reducing process development time and improving process robustness. A software interface was developed to enable users to define and quickly compare different processing scenarios. Using fuzzy logic inference and different levels of mathematical simplification, the proposed software is able to sketch the moldability

diagram of the part and perform basic process optimizations. One original feature of the proposed approach consists of integrating into the optimization loop the feedback of process engineers which helps correcting the numerical solution. An application example is conducted in order to demonstrate the capabilities of the approach for understanding process behaviour.

Keywords: LCM, composite manufacturing, moldability diagram, design optimization

3.3 Introduction

Liquid composite molding (LCM) processes have gained significant recognition over the past years. This increasing popularity is explained by the high specific properties combined to relatively low production costs [1]. Among LCM family, resin transfer molding (RTM) is one of the processes that have received the most industrial attention [2, 3]. RTM manufacturing includes several steps. It begins by placing a dry reinforcement (fibres) inside a rigid mold, closing the mold, injecting a liquid resin, curing the resin and finally demolding the part. Many numerical models have been developed to predict each steps of the RTM process leading to commercial software, such as QUIK-FORM and PAM-RTM [4]. Nowadays, such simulation software are widely used by large RTM manufacturers to predict and improve molding conditions. The interesting aspect of simulation is that many design alternatives can be tested and compared without any material lost. Yet, running a single full 3D simulation can take up to several days. Consequently, even if no new material investment is necessary for running a completely new simulation, setting the simulation and waiting for its results is

an investment. As a consequence even in the virtual world of simulation, only a small subset of all possible designs can be tested considering the manufacturing time-frame. It follows that a critical issue becomes how to reduce simulation time to get the best process design in the shortest period of time.

In this work, a simplified approach is proposed to assist qualified personnel in the design of cost-effective manufacturing strategies. First, the constraints that define the RTM process are described and classified. Then, a brief description of the moldability diagram is given followed by an explanation of the mathematical models used to simulate the RTM process. Different levels of simplifications are explained in terms of tradeoffs between physical accuracy and CPU time. Based on these mathematical models and fuzzy logic inference, an algorithm to build the moldability diagram of the RTM part is defined and implemented in a virtual environment. Starting from simple models, it is shown how the proposed methodologies help to find out the best possible design in a short period of time according to the physical information provided. Finally, a discussion is given on how to achieve optimal process parameters and how the proposed optimization can help to reduce processing time, improve robustness and hence reduce manufacturing cost.

3.4 Constraints

In this study, RTM manufacturing constraints are sorted under three main subjects which are: manufacturing equipment and tool, composite materials and economic constraints.

3.4.1 Manufacturing equipment and tool

These design constraints are related to production equipments such as injection system, mold, clamping system or oven. These equipments are expensive and represent significant investments. Consequently for a given plant, at first, these constraints can be considered as fixed. For example, a given injection system comes up with a maximum working pressure that compelled the process design. As well, the pressure is limited to a maximum internal mold pressure fixed by the capabilities of the clamping system (i.e. hydraulic press), the design of the seal and the material of the mold. The minimum of these constraints will set the limit of the allowable injection pressure. In a similar manner, the mold temperature will be limited by the capabilities of the heating system, the mold material and thermal insulation. For each of these constraints, a safety factor must be applied in order to take into account the variability of the process. This safety factor is usually based on experience and can be critical when optimizing LCM processing.

3.4.2 Composite Materials

Material design constraints are related to the components of the parts to be manufactured (i.e. fibrous reinforcement and resin). The liquid resin must completely fills up the mold before it gels. This constraint limits the allowable injection time in the form $t_{fill} \leq t_{\alpha_{gel}}$, where t_{fill} is the time to fill the mold and $t_{\alpha_{gel}}$ is the gel time of the resin at the mold temperature. Violation of this constraint leads to an incomplete mold filling, known as “*short shot*”, and must be avoided in order to make a proper part. It is regarded as a high

level constraint. As a consequence, a large safety factor is set to this constraint in order to ensure a robust injection methodology.

Also during the injection, there is an inherent risk of fibre washout or fibre displacement due to high resin flow rates or pressure. Fibre washout depends on the fibre volume content and fibre topology (i.e. short fibres, unidirectional reinforcements, woven, etc), on the mold surface roughness and resin viscosity [5]. In order to avoid fibre washout, resin pressure at the inlet has to be limited by the maximum (experimentally observed) value.

As well, an important amount of voids can be trapped within the part during injection induced by a dual scale nature of the fibres [6, 7]. Consequently, the injection flow rate has to be optimized and limited to a maximum value in order to improve part quality [8]. After injection, the resin will cure up to a certain degree, according to the resin formulation and mold temperature [9]. Since this final degree of cure may affect its surface quality during painting or the mechanical performance of the part [10], the molding condition must be selected in accordance to this relationship. The resulting constraint can be written as follows $T_m \geq T_{\alpha_{final}}$ where T_m is the mold temperature and $T_{\alpha_{final}}$ is the minimum temperature to reach the desired degree of conversion.

Finally, due to the exothermic nature of the resin cure, the temperature at the core of the part can significantly increase during processing [11]. In some cases, the core temperature can be high enough to degrade the polymer resin and delaminate the composite part. To avoid degradation of the resin, the temperature of the part during processing has to be lower than a critical value.

3.4.3 Economic design constraints

In this study, economic design constraints are associated to profitability of the process to be optimized. For a process designer, it mostly translates to a predefined production volume to be manufacture in a certain time frame. This implies that a maximum filling time, a maximum curing time and/or a maximum cycle time can be required depending on the number of pieces of equipment available. For example, the availability of the injection machine will limit the filling time if more than one part has to be injected during a given cycle time [12].

3.5 Processing parameters

RTM parameters include resin formulation, percentage of catalyst, fibrous reinforcement, part thickness, number of plies, etc. All these parameters will affect the filling and curing time. Hence they affect the final cost of the part. From a manufacturing point of view, the easiest parameters to adjust are the injection pressure (or flow rate) and the temperature of the mold. A first attempt to optimize (i.e. minimize) the cycle time would consist in applying the maximum allowable injection pressure at the maximum available mold temperature. It transfers the most energy to the resin. Consequently in an ideal world, it would give the shortest cycle time. Unfortunately, the maximum system pressure and temperature available can violate other constraints. Using the *moldability diagram* gives a clear visual understanding of all process constraints. In the next section, the moldability diagram is defined and built around the injection pressure and mold temperature, although other processing parameters can be chosen as shown in the later example.

3.6 Moldability diagram

To successfully manufacture an RTM part, the processing parameters must be selected in such a way that all previously enumerated constraints are respected. The zone bounded by such constraints determines the *moldability diagram* of the part to be tested [13]. Figure 3.1 shows the moldability diagram for an RTM part made of glass fibre and epoxy resin injected at constant pressure. The center of the chart (green color) defines the zone where a successful injection is predicted. This area is called the *moldability zone*. Selecting a combination of processing parameters outside the moldability zone (red color) will result in an improper part. Five of the previously enumerated constraints can be found in Figure 3.1, although the moldability zone is bounded by only four of them (max injection pressure, max filling time, max cycle time and short shot). The gradient (yellow color) between the moldability zone and each constraint represents the safety factor to be considered.

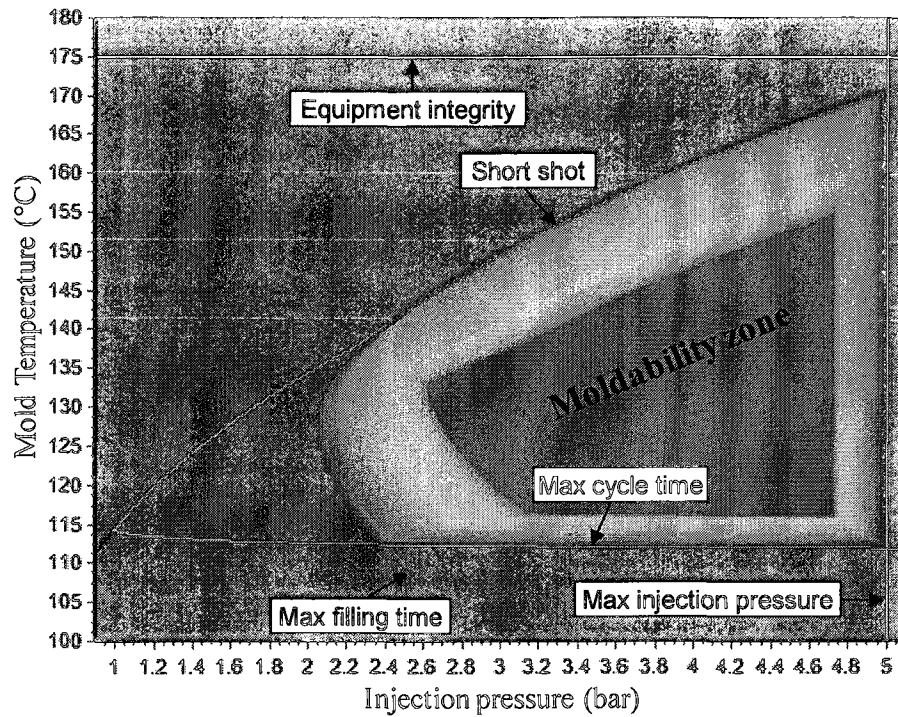


Figure 3.1 - Moldability Diagram

Moldability diagrams can be used to evaluate a selected processing cycle, to test new equipment or to evaluate the impact of modifying the part design. A system with a large moldability zone implies that the molding operation can be successfully carried out over a wider range of conditions. Therefore, the process can be considered as reliable. On the other hand, a small moldability zone implies a non robust processing that may result in several trial-and-error tests. Looking at the moldability diagram is a human instinctive way of globally analyzing the process.

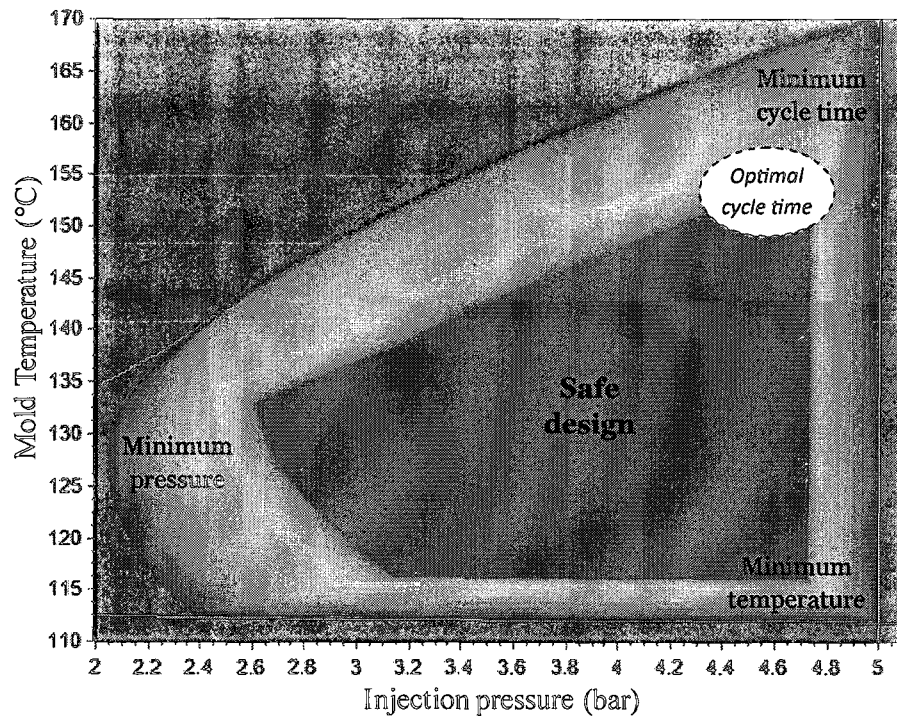


Figure 3.2 – Close-up of the moldability zone

Figure 3.2 shows a close-up of the moldability zone of Figure 3.1. A safe design would be somewhere in the center of the chart where all constraints are respected. In this safe design region, the process performance and robustness will not be affected by perturbations of the process parameters (i.e.: common variation of mold temperature and injection pressure). The minimum cycle time is located on the upper right corner at the maximum temperature and injection pressure. Considering the safety factor (user defined), the optimal robust cycle time would be somewhat lower toward the safe design region. At this point, there are more chances that a small variation of the processing parameters will not compromise the performance of the process. The process cycle with the minimum internal pressure can be obtained on the lower left corner. This processing

setup enables the thinnest mold design. Finally, the minimum temperature cycle (lower right corner) uses the lowest energy consumption to make the part.

Building an experimental moldability diagram requires a huge effort of trial and error and is highly expensive and time consuming [14, 15]. Furthermore the moldability diagram is of more importance in the early stage of the process design when engineers are considering multiple choices and looking for some rapid insight. Using simplified numerical models that describe the process phenomena combined with a fuzzy logic inference to handle constraints results in a fast and efficient way to sketch the moldability diagram. To do so, the algorithm proposed in this work is described in the following sections.

3.7 General mathematical models

Darcy's law (3.1) combined with the continuity equation (3.2) is usually applied to describe the flow during the RTM injection [16]:

$$\mathbf{v}_D = -\frac{\mathbf{K}\nabla p}{\mu} \quad (3.1)$$

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = \frac{d\rho}{dt} \quad (3.2)$$

where ρ is the resin density, $\mathbf{v}_D$ is Darcy's velocity, $\mathbf{K}$ is the permeability tensor, ∇p the pressure gradient and μ the viscosity. The viscosity is a function of temperature T and degree of polymerization α of the liquid resin.

$$\mu = f(\alpha, T) \quad (3.3)$$

The degree of polymerization is a function of temperature and time and can be modeled using different cure kinetic equations of the form:

$$\frac{d\alpha}{dt} = f(\alpha, T) \quad (3.4)$$

There exists various models to describe the behaviour of resin cure kinetic and viscosity.

Table 3.1 and Table 3.2 present few models from the literature.

Table 3.1 - Resin kinetic models

n th order reaction [17]	$\frac{d\alpha}{dt} = k(1-\alpha)^n$ (3.5)
Autocatalytic reaction [18]	$\frac{d\alpha}{dt} = k\alpha^m(1-\alpha)^n$ (3.6)
n th order+autocatalytic reaction [19]	$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2\alpha^m)(1-\alpha)^n$ (3.7)
Maximum reaction degree [20]	$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2\alpha^m)(\alpha_{max} - \alpha)^n, \quad \alpha_{max} = f(T)$ (3.8)
General complex reaction model [21]	$\frac{d\alpha}{dt} = \sum_{i=1}^j w_i k_i f_i(\alpha), \quad k_i = A_i e^{-\frac{E_i}{RT}}$ (3.9)
Diffusion controlled reaction [22]	$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2\alpha^m)(1-\alpha)^n \frac{1}{1 + e^{C(\alpha-\alpha_c)}}$ (3.10)
Catalyst effect [23]	$\frac{d\alpha}{dt} = [C](k'_1 + k'_2\alpha^m)(1-\alpha)^n \frac{1}{1 + e^{C(\alpha-\alpha_c)}}$ (3.11)
Inhibitor and glass transition [24]	$\frac{d\alpha}{dt} = K(T) \cdot G(\alpha) \cdot D(\alpha_{max}(T)) \cdot W(I)$ (3.12)

Table 3.2 - Resin viscosity models

Castro-Macosko [25]	$\mu = \mu_0 \left(\frac{\alpha_{gel}}{\alpha_{gel} - \alpha} \right)^{a+b\alpha}$ $\mu_0 = A_\mu e^{\frac{E_\mu}{RT}}$	(3.13)
Williams-Landell-Ferry (WLF) [26]	$\ln \frac{\mu}{\mu_r} = - \frac{C_1 (T - T_r)}{C_2 + T - T_r}$	(3.14)

Equations (3.1) to (3.4) are often solved simultaneously on 1, 2 or 3 dimensional spaces. Different numerical methods such as finite differences, finite volumes or finite element have been applied in the past to solve these equations [27-29]. These methods have evolved and gained in robustness in the last decades. Nevertheless, a global insight can be reached by simple analytical, semi-analytical and reduced 1 dimensional models. Their fast computation enable multiple runs per second so that a wide range of design parameters can be tested and the moldability diagram built in a real-time environment.

3.8 Mathematical models simplification

In the following section, the mathematical models are developed for a thin part one dimensional linear flow model. Although it is easily extended to radial divergent or convergent flow by a simple change of system coordinates. The goal of using these simplified models is to find the processing region as fast as possible and then refine around it to obtain the moldability diagram.

3.8.1 Filling Model (1): analytical pressure profile, analytical filling time

As a first estimate for an isothermal filling, if the filling time is much smaller than the curing time, the viscosity can be set constant. In this case, all parameters are invariable with time and the analytical solution of the filling time becomes:

$$t_{filling} = \frac{\mu_0}{P_{inj}} \frac{\phi}{K} c_{shape} L^2 \quad (3.15)$$

where L is the length of the linear mold, μ_0 is the resin viscosity, ϕ the porosity of the fibrous reinforcement, P_{inj} the injection pressure of the resin and c_{shape} is the coefficient to accounts for the geometry of the part [30]. This model is the fastest to compute. In order to evaluate the processing of the part equation (3.16) is initially computed and the cached in memory.

$$c_{mold} = \frac{\phi}{K} c_{shape} L^2 \quad (3.16)$$

Then, each sampled temperature is used to find the viscosity $\mu_{0[T]}$. The filling time is then evaluated using the following formula:

$$t_{filling} = \frac{\mu_{0[T]}}{P_{inj}} c_{mold} \quad (3.17)$$

Consequently each tested temperature-pressure pair requires roughly two mathematical operations. This technique enables drawing of a first sketch of the moldability diagram in few seconds even on an average personal computer. The assumption that the viscosity does not vary in time is a good presumption when a cure inhibitor is used. This assumption is also frequently used by engineers in standard isothermal finite element

simulation to decrease simulation time. Unfortunately in this case, this assumption breaks as the process gets optimized and the filling time gets closer to the gelling time. It can be seen as a first guess and represents a lower bound on filling time.

3.8.2 Filling Model (2): analytical pressure profile, numerical time integration

As the resin dwells in the mold, it cures and its viscosity increases. For a thin part, the resin that first enters the mold cures faster than the last resin to enter the mold. Consequently, the viscosity of the flow front will increase as the resin cures. In order to take this phenomenon into account, a second level of simplification consists in setting a constant viscosity all along the mold but variable in time. In a one dimensional flow, a constant viscosity in space means a linear pressure profile (a constant pressure gradient). Hence the flow front velocity can be described as follows:

$$v_{front} = \frac{dx_{front}}{dt} = \frac{P_{inj}}{\mu_{t[T]}} \frac{K}{\phi} \frac{1}{x_{front}} \quad (3.18)$$

where x_{front} is the distance between the injection gate and the flow front position and where the viscosity $\mu_{t[T]}$ varies in time with the resin degree conversion (see Table 3.2).

As stated before, the resin conversion is described through a time-temperature dependant equation (see Table 3.1). To obtain a minimum computational time while keeping accurate results, many time integration schemes have been tested using different kinetics models. The final choice is an embedded Runge-Kutta formula with adaptive stepsize control developed in [31] and popularized by [32]. Both the degree of conversion and

the flow front position are solved using the Runge-Kutta routine allowing large steps in unruffled regions and smaller ones in rippled ones (when the resin cures quickly).

3.8.3 Filling Model (3): equivalent pressure drop profile, numerical time integration with advected degrees of conversion

As a matter of fact, the resin inside the mold does not exhibit a constant viscosity all along the mold. Viscosity rather increases with residing time. Consequently a more realistic model involves keeping track of the varying degrees of conversion and advecting them. In order to do this and to keep the computational burden as low as possible, a moving grid scheme was chosen. Using this approach as the flow front progresses, no additional degrees of freedom are added to the model keeping computational time as low as possible [33]. The time integration is done using the same Runge-Kutta routine but tracking multiple degrees of conversion. The equivalent pressure drop is described in the following form:

$$v_{front} = \frac{dx_{front}}{dt} = \frac{K}{\phi} \frac{P_{inj}}{\sum_i^N \mu_i \Delta x_i} \quad (3.19)$$

where N is the number of nodes in the grid and Δx_i the space in the grid between nodes. Using an equally spaced grid, equation (3.19) simplifies to:

$$v_{front} = \frac{dx_{front}}{dt} = \frac{K}{\phi} \frac{N}{x_{front}} \frac{P_{inj}}{\sum_i^N \mu_i} \quad (3.20)$$

With the flow front velocity calculated, the transport equation is solved and a new flow front position is obtained. The time to fill up the mold is calculated by the sum of successive time steps.

3.8.4 Curing solution

Once the mold has been filled up, the resin continues to cure until demolding of the part. Then, knowing the curing cycle is key for estimating the volume of production. In this work, the same Runge-Kutta integration routine as before is used to calculate the curing state. The degree of conversion is calculated at each position along the mold and the final curing time is obtained when all the nodes reach a desired degree of conversion.

3.9 Test case

In order to compare the capabilities of the three proposed approaches, a test case has been considered. For this test case, a rectangular part of 0.75m by 0.3m of glass fiber mat and epoxy resin has been considered. Table 3.3 shows the properties and parameters used to execute this calculation.

Table 3.3 - Properties and parameters used for the test case

Parameters		Value
Glass fiber	Porosity	40 %
	Permeability	$2e-10 \text{ m}^2$
Epoxy resin	Viscosity	From
	Kinetic	Reference [34]
Constraints	Maximum pressure	8 bar
	Maximum temperature	200 °C
	Maximum filling time	3 min
	Maximum cycle time	30 min
	Minimum alpha final	85 %

Figure 3.3 to Figure 3.5 show the results of the three proposed approaches. At low temperatures, the curing time tends to dominate the cycle time. Hence, the assumptions of model (1) become realistic. When temperature increases, the assumptions of model (1) are less relevant to reality.

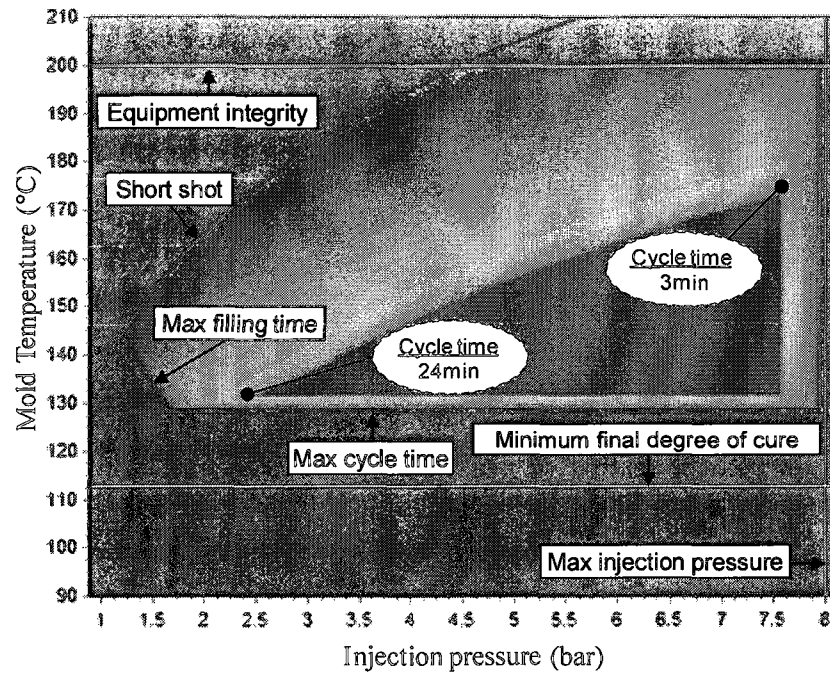


Figure 3.3 - Model (1) : analytical pressure profile, analytical filling time

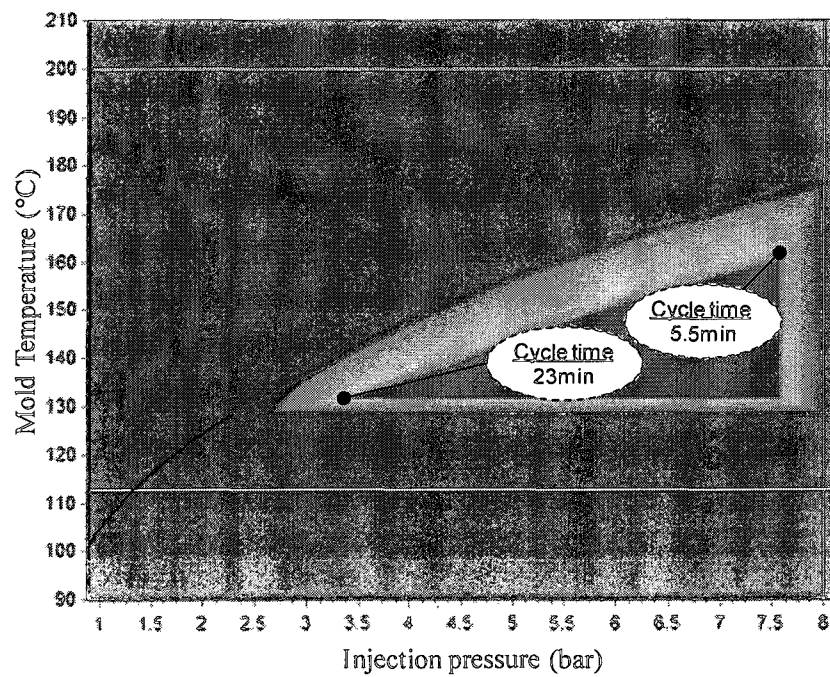


Figure 3.4 - Model (2): analytical pressure profile, numerical time integration

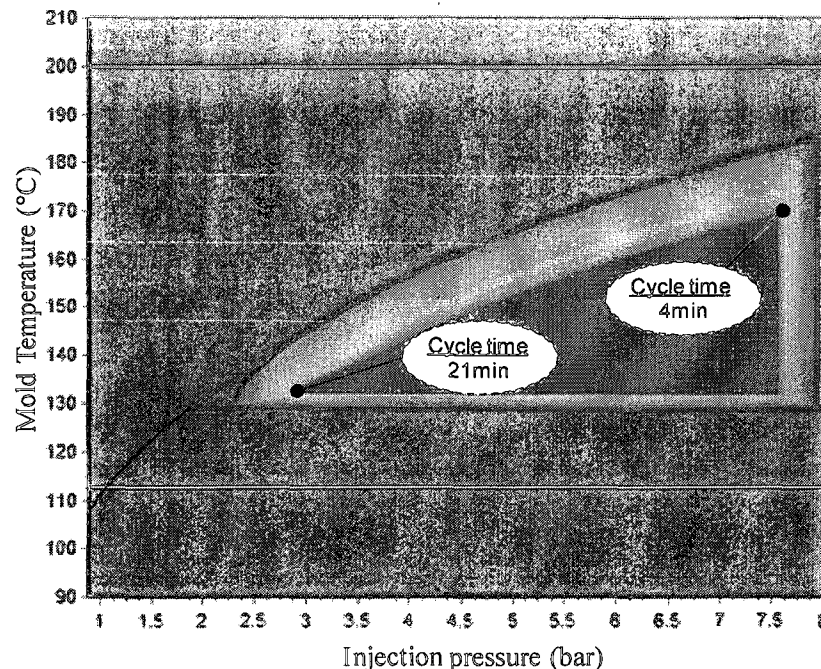


Figure 3.5 - Model (3) : equivalent pressure drop profile, numerical time integration with advected degrees of conversion

As displayed on Figure 3.4 and Figure 3.5, models (2) and (3) give relatively close results for the full diagram. The resin viscosity exhibits a strong non-linear behavior with the degree of cure. Consequently a small increase in the degree of cure implies a large increase in viscosity. The assumption of model (2) is that resin viscosity is constant all around the mold but varies in time. As a consequence, model (2) gives higher fill and cycle times than model (3). Although more precise, model (3) comes at the price of a higher computational time and more complex rheological modeling.

The time required to execute a calculation depends on the processing parameters (i.e.: mold temperature and injection pressure) since filling and curing times will be affected by such parameters. In order to build a moldability diagram, several thousand

calculations are required. To evaluate the time performance of each model proposed in this work, computational time was evaluated for differing numbers of calculations. Figure 3.6 shows the resulted computational times as a function of number of processing scenarios evaluated.

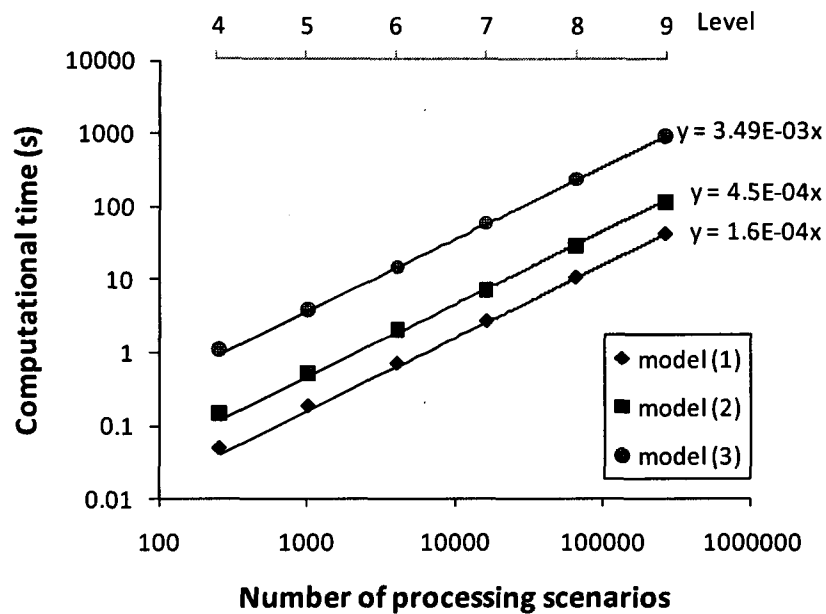


Figure 3.6 - Computational time versus number of trial points for models (1) to (3)

The computational time per processing scenario can be obtained from the coefficient of linear regression. On an Intel® core™2 duo 2.4Ghz, an evaluation of a temperature-pressure pair using the analytical solution of model (1) takes around 0.16ms, while the semi-analytical solution of model (2) takes around 0.45ms and finally, the solution of model (3) takes an average of 3.49ms. As shown in Figure 3.7, as the complexity of the model increases, the computational time increases exponentially.

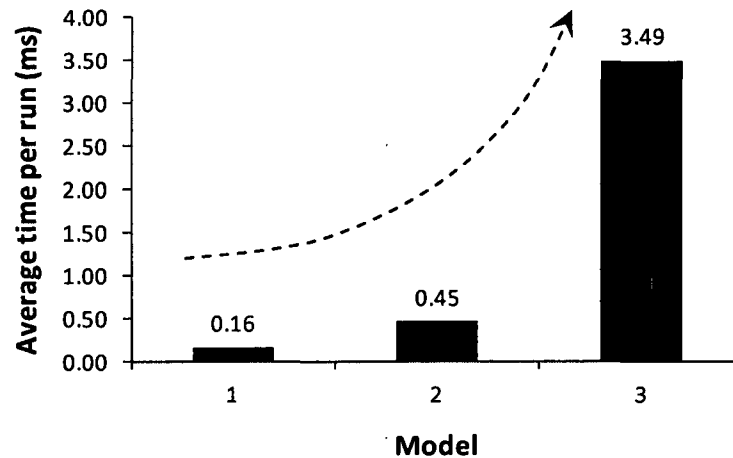


Figure 3.7 - Average computational time versus model simplifications

3.10 Building the moldability diagram

As in laboratory experiments, the construction of the moldability diagram requires several tests. The engineer who wants to design and optimize the manufacturing process may want to study the moldability diagram for different combinations of processing parameters. This means that he may break into the temperature versus injection pressure or into the catalyst percent versus injection flow rate or into any other combination of process parameters. Table 3.4 presents the parameters available in the software developed in this work. The user is able to select the combination of parameters to be analyzed and enter the maximum and minimum limits.

Table 3.4 - Processing parameters available in the software developed in this work

Process parameters	units
Injection pressure	Pa
Injection flow rate	m ³ /s
Injection port diameter	m
Permeability	m ²
Mold temperature	°C
Catalyst percent	%
Part size	m
Porosity	%

In order to study the different combinations of such parameters, the process of building the moldability diagram has to be quick and intuitive. If building the diagram for two parameters takes a few hours, the design of the optimal process using this technique may take days. Since this is not acceptable in industry, the computation algorithm has to be optimized for speed. In order to speed up the process of building the moldability diagram, a quadtree approach has been implemented. As shown in Figure 3.8, only four calculations are initially carried out leading to a first level of definition of the moldability diagram. In a second step, the quad is equally divided and five new calculations are added to the diagram improving its visualization (i.e., second level). Using this procedure, the quality of the moldability diagram is successively refined following the hierarchy of quads segmentations. Once the calculations required for each level have been performed, the moldability diagram is displayed on the screen. In this

way, the user visualizes the refinement of the moldability diagram in real time. The numerical calculations are made in parallel with the user interface software using a computer threading technique. This allows the user to analyze the moldability diagram and play with process constraints for a given level while calculations for the next level are performed in background.

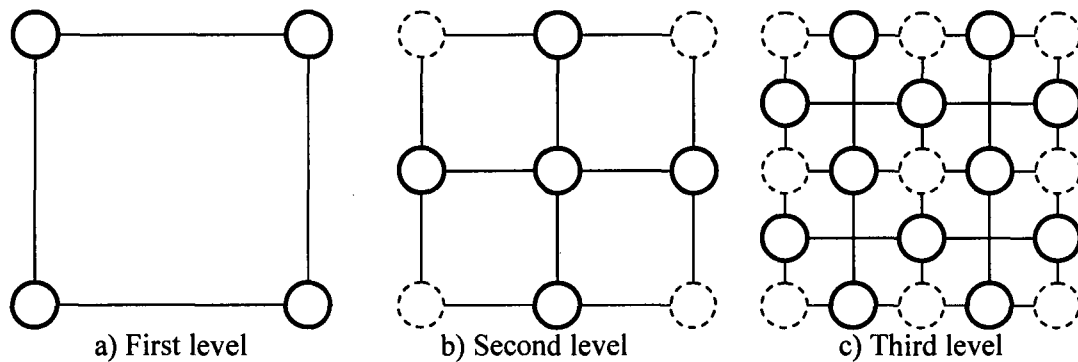


Figure 3.8 - Quadtree approach of the sample points. New computed points are in solid circles, while those already computed in the previous level are in dashed circles.

To illustrate the sublevel refinement, the test case presented before with model (3) is studied at different levels (see Figure 3.9). At level 4, only 256 tested scenarios have been performed requiring a computational time of roughly 1 second. At level 9, $(2^9)^2$ or 262 144 tested scenarios have been completed in 15 minutes resulting in a well refined diagram. Using standard finite elements codes to build the same diagram would take several months if not years. By using approximations, reaching level 9 took less than a minute with model (1) and 15 minutes with model (3) demonstrating the capabilities of the approach.

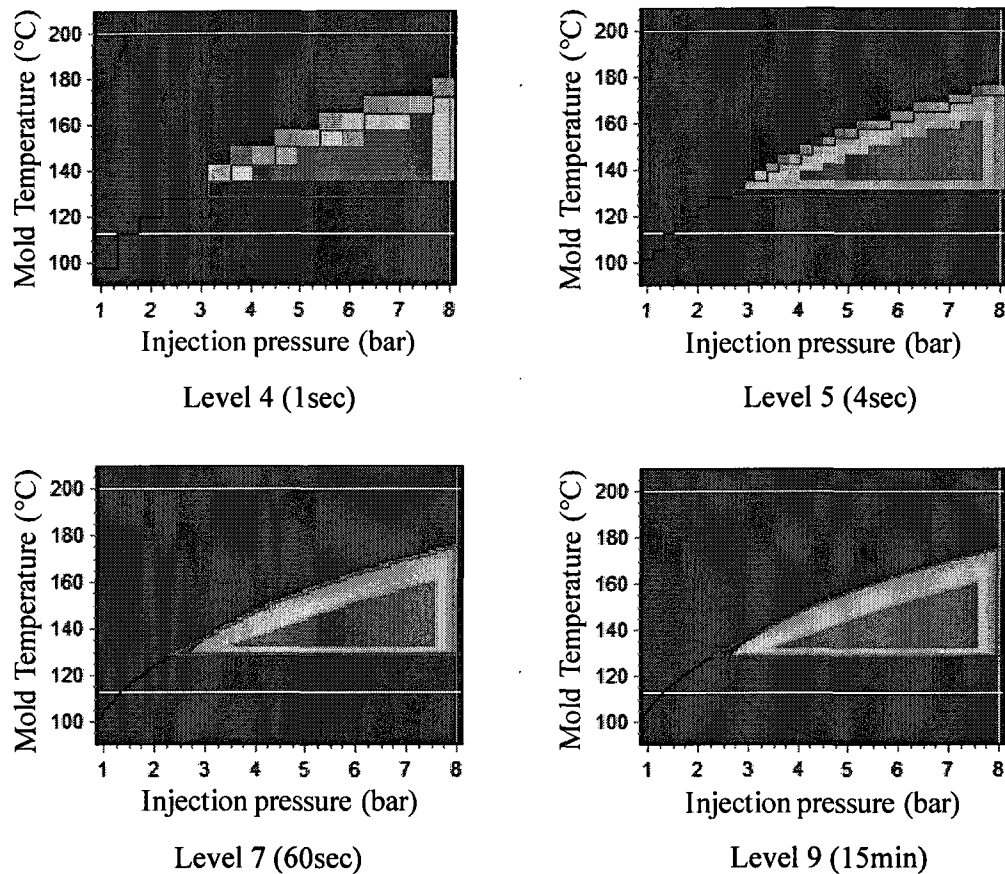


Figure 3.9 - Definition of the moldability diagram by increasing the level of sampling

3.11 Methodology

Figure 3.10 shows the moldability diagram in the form of mold temperature versus percentage of catalyst in the resin. Changing the resin's formulation will have an impact on the processability of the part. The higher the catalyst ratio, the shorter is the gellification time which increases the risk of a short shot. Furthermore, the higher the mold temperature, the faster is the cure reaction resulting also in a possible risk of short shot. For the particular case tested in this work, the optimum cycle occurs at low contents of catalyst but at higher temperature. This result depends on the cure kinetics of

the resin versus the temperature dependence of viscosity. While the amount of catalyst will not affect resin viscosity before reaction, it will speed-up the curing process. The mold temperature will reduce resin viscosity as well as speed-up the cure. The optimal cycle will result from the balance between the thermal and cure phenomena.

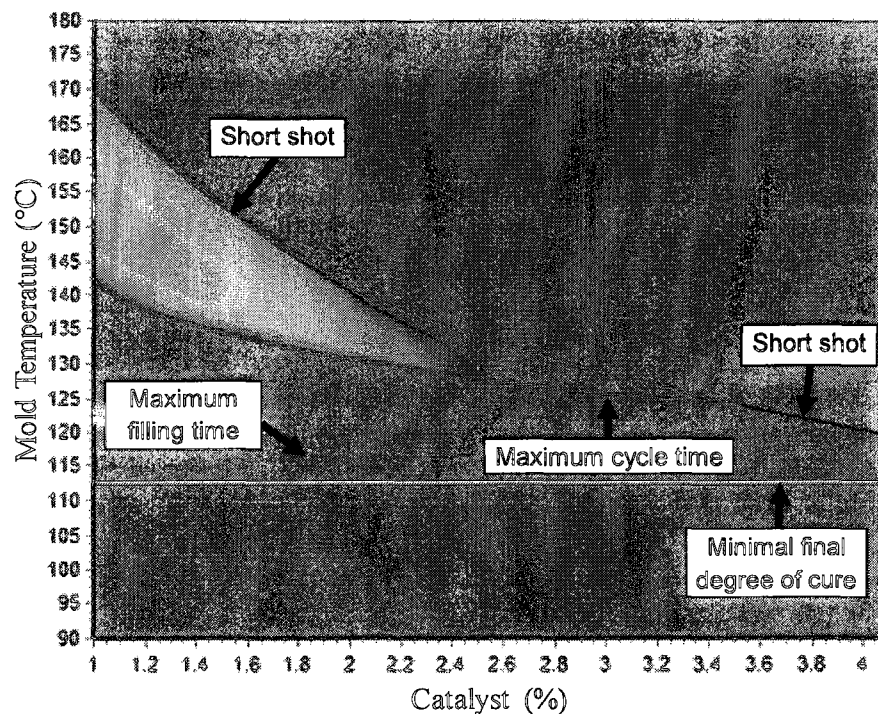


Figure 3.10 - Moldability Diagram: temperature versus catalyst

Figure 3.11 shows the moldability diagram in the form of mold temperature versus the size of the part. In this case, the optimal cycle (defined by dotted line) will depend on the dimensions of the part. It can be observed that the optimal cycle for injecting a part less than 1.1m long is obtained by heating the mold at the maximum capability of the heating system (ie maximum allowable temperature). For parts bigger than 1.1m long, the mold temperature has to be decreased in order to avoid a short shot.

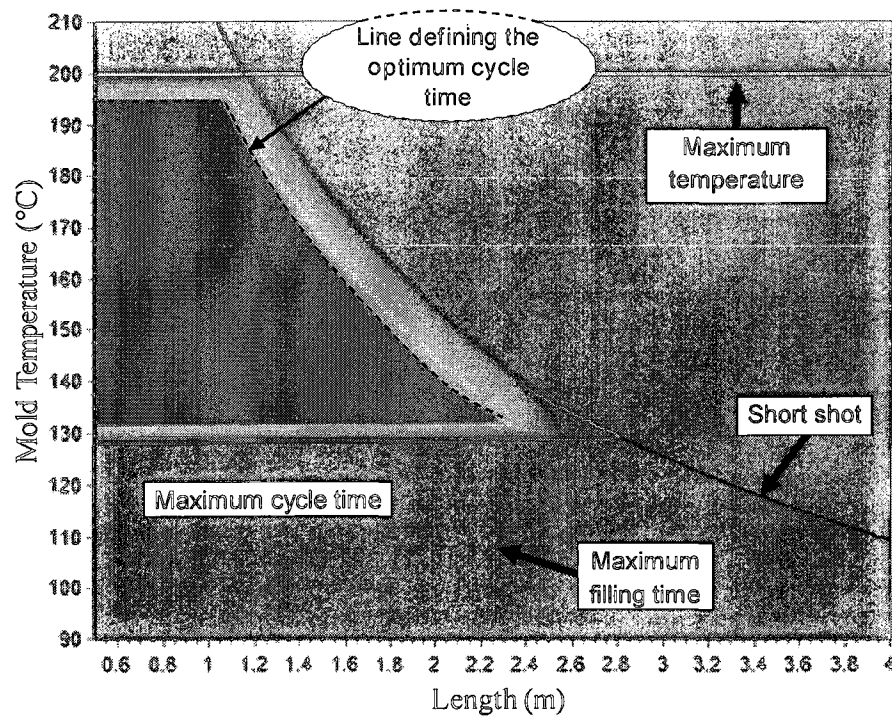


Figure 3.11 - Moldability Diagram: mold temperature versus estimated part size

To enable real time computation and visualization, all previously presented diagrams were computed using theoretical values and simplified numerical models. Consequently, they are only rough approximations of the real life moldability diagram. However, they provide a clear first understanding of the process and control parameters. As stated by Gebart and Strombeck in [30], with a good guess of the flow path length, the analytical models can be surprisingly powerful. As shown in this work, they can provide quick estimates of the impact of process parameters and help to debug and improve the process design. However, this approach is limited to one dimensional flows (i.e.: rectilinear, radial convergent and radial divergent). This is appropriate for relatively simple parts but may not be accurate enough for more complex shapes. For instance, the proposed

software can be coupled to a finite element solver such as PAM-RTM [2] to increase the accuracy of the solution. Although this coupling will help refining the moldability diagram for the specific part, it might take a few days to run on a personal computer. In order to reduce the calculation time, a parallel task algorithm is being implemented to run the software on a cluster machine.

Cure kinetic and rheological models are also a limitation of this approach. Even if such models are well known in the research field, they are difficult to implement in an industrial environment. To overcome this difficulty, a simple characterization tool has recently been developed [35]. This tool allows obtaining cure kinetic and gel time models in an industrial environment in an easy and intuitive manner [36]. Finally, the moldability diagram can be improved from data acquisition of temperature, filling time or pressure in the real mold. This last point is part of the ongoing research efforts.

3.12 Conclusions

In this paper, a new numerical methodology is proposed to simulate RTM processing. A visual software interface was developed to enable users to define and compare different processing scenarios on a real time environment. It was shown how the *moldability diagram* of a part can be easily constructed with a simplified numerical approach. Also, it was shown how optimized injection conditions can be obtained by studying the moldability diagram. Finally, a discussion was given on the advantage of using the *moldability diagram* to improve the processing of RTM parts. Future research efforts are focussed on the application of this technique to a real part in order to demonstrate its practical application.

3.13 Acknowledgments

The authors are grateful to the National Science and Engineering Research Council of Canada (NSERC) and the Fonds Québécois de Recherche sur la Nature et la Technologie (FQRNT) for their financial support. The authors would also like to thank CREPEC (Center for applied research on polymer and composites) for providing the research infrastructure and equipment.

3.14 References

1. Gourichon, B., C. Binetruy, and P. Krawczak, *A new numerical procedure to predict dynamic void content in liquid composite molding*. Composites Part a- Applied Science and Manufacturing, 2006. **37**(11): p. 1961-1969.
2. Potter, K., *Resin transfer moulding*. 1997, London: Chapman & Hall.
3. Marsh, G., *Composites on the road to the big time?* Reinforced Plastics, 2003. **47**(2): p. 33-36.
4. Demaria, C., E. Ruiz, and F. Trochu, *In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part II: Prediction model and numerical simulations*. Polymer Composites, 2007. **28**(6): p. 812-827.
5. Restrepo, O., K.-T. Hsiao, A. Rodriguez, and B. Minaie, *Development of adaptive injection flow rate and pressure control algorithms for resin transfer molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(6): p. 1547-1568.

6. Breard, J., Y. Henzel, F. Trochu, and R. Gauvin, *Analysis of Dynamic Flows Through Porous Media. Part I: Comparison Between Saturated and Unsaturated Flows in Fibrous Reinforcements*. Polymer Composites, 2003. **24**(3): p. 391-408.
7. Eom, Y., L. Boogh, V. Michaud, and J.A. Manson, *A Structure and Property Based Process Window for Void Free Thermoset Composites*. Polymer Composites, 2001. **22**(1): p. 22-31.
8. Ruiz, E., V. Achim, S. Soukane, F. Trochu, and J. Breard, *Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites*. Composites Science and Technology, 2006. **66**(3-4): p. 475-486.
9. Yousefi, A., P.G. Lafleur, and R. Gauvin, *Kinetic Studies of Thermoset Cure Reactions: a Review*. Polymer Composites, 1997. **18**(2): p. 157-168.
10. Baley, C., Y. Grohens, F. Busnel, and P. Davies, *Application of interlaminar tests to marine composites. Relation between glass fibre/polymer interfaces and interlaminar properties of marine composites*. Applied Composite Materials, 2004. **11**(2): p. 77-98.
11. Ruiz, E. and F. Trochu, *Comprehensive Thermal Optimization of Liquid Composite Molding to Reduce Cycle Time and Processing Stresses*. Polymer Composites, 2005. **26**(2): p. 209-230.
12. Verrey, J., M.D. Wakeman, V. Michaud, and J.A.E. Manson, *Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan*, in *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2006. p. 9-22.

13. Gonzalez-Romero, V.M. and C.W. Macosko, *Process Parameters Estimation for Structural Reaction Injection-Molding and Resin Transfer Molding*. Polymer Engineering and Science, 1990. **30**(3): p. 142-146.
14. Liu, S.-J., C.-H. Hsu, and C.-Y. Chang, *Parametric Characterization of the Thin-Wall Injection Molding of Thermoplastic Composites*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2002. **21**(11): p. 1027-1041.
15. Liu, S.-J. and Y.-S. Chen, *The manufacturing of thermoplastic composite parts by water-assisted injection-molding technology*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2004. **35**(2): p. 171-180.
16. Trochu, F., E. Ruiz, V. Achim, and S. Soukane, *Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006. **37**(6): p. 890-902.
17. Ruiz, E. and F. Trochu, *Numerical Analysis of Cure Temperature and Internal Stresses in Thin and Thick Rtm Parts*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2005. **36**(6): p. 806-826.
18. Mayer, K.U., *A numerical model for multicomponent reactive transport in variably saturated porous media*. 1999, University of Waterloo (Canada). p. Ph.D.
19. Bruschke, M.V. and S.G. Advani, *A Finite-Element Control Volume Approach to Mold Filling in Anisotropic Porous-Media*. Polymer Composites, 1990. **11**(6): p. 398-405.

20. Davé, R.S. and A.C. Loos, *Processing of composites*. Progress in polymer processing. 2000, Munich, Cincinnati: Hanser Publishers ; Hanser/Gardner Publications. xviii, 480 p.
21. Cash, J.R. and A.H. Karp, *Variable order Runge-Kutta method for initial value problems with rapidly varying right-hand sides*. ACM Transactions on Mathematical Software, 1990. **16**(3): p. 201-222.
22. Press, W.H., *Numerical recipes : the art of scientific computing*. 3rd ed. 2007, Cambridge, UK ; New York: Cambridge University Press. xxi, 1235 p.
23. Voller, V.R., S. Peng, and Y.F. Chen, *Numerical solution of transient, free surface problems in porous media*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1996. **39**(17): p. 2889-2906.
24. Boushel, C., *Conception et développement d'un système d'acquisition et de contrôle à distance pour la fabrication de matériaux composites*, in *Génie mécanique*. 2009, École Polytechnique: Montreal. p. 108.
25. Edu Ruiz, F. Waffo, J. Owens, C. Billotte, and F. Trochu, *Modeling of Resin Cure Kinetics for Molding Cycle Optimization*, in *FPCM8 International Conference on Flow Processes in Composite Materials*. 2006: Mines de Douai, France.
26. Broyer, E. and C.W. Macosko, *HEAT TRANSFER AND CURING IN POLYMER REACTION MOLDING*. RCA Technical Notes, 1976: p. 563-566.
27. Mijovic, J., *CURE KINETICS OF NEAT VERSUS REINFORCED EPOXIES*. Journal of Applied Polymer Science, 1986. **31**(5): p. 1177-1187.

28. Kamal, M.R., *Thermoset characterization for moldability analysis*. 1974. **14**(3): p. 239-231.
29. Lam, P.W.K., H.P. Plaumann, and T. Tran, *Improved kinetic model for the autocatalytic curing of styrene-based thermoset resins*. *Journal of Applied Polymer Science*, 1990. **41**(11-12): p. 3043-3057.
30. Karkanias, P.I., I.K. Partridge, and D. Attwood, *Modelling the Cure of a Commercial Epoxy Resin for Applications in Resin Transfer Moulding*. *Polymer International*, 1996. **41**(2): p. 183-191.
31. Li, Y.F., S.G. Shen, Y.F. Liu, and J.G. Gao, *Kinetics of 4,4'-Diaminodiphenylmethane Curing of Bisphenol-S Epoxy Resin*. *Journal of Applied Polymer Science*, 1999. **73**(9): p. 1799-1803.
32. Han, S., W.G. Kim, H.G. Yoon, and T.J. Moon, *Kinetic Study of the Effect of Catalysts on the Curing of Biphenyl Epoxy Resin*. *Journal of Applied Polymer Science*, 1998. **68**(7): p. 1125-1137.
33. Ruiz, E. and F. Trochu, *Thermomechanical Properties During Cure of Glass-Polyester Rtm Composites: Elastic and Viscoelastic Modeling*. *Journal of Composite Materials*, 2005. **39**(10): p. 881-916.
34. Pichaud, S., X. Duteurtre, A. Fit, F. Stephan, A. Maazouz, and J.P. Pascault, *Chemorheological and Dielectric Study of Epoxy-Amine for Processing Control*. *Polymer International*, 1999. **48**(12): p. 1205-1218.
35. Kiuna, N., C.J. Lawrence, Q.P.V. Fontana, P.D. Lee, T. Selerland, and P.D.M. Spelt, *A Model for Resin Viscosity During Cure in the Resin Transfer Moulding*

Process. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(11): p. 1497-1503.

36. Ivankovic, M., L. Incarnato, J.M. Kenny, and L. Nicolais, *Curing Kinetics and Chemorheology of Epoxy/Anhydride System*. *Journal of Applied Polymer Science*, 2003. **90**(11): p. 3012-3019.

4 CHAPITRE 4 - DÉVELOPPEMENT D'UN OUTIL DE CARATÉRISATION DE RÉSINE THERMODURCISSABLE POUR LES BESOINS INDUSTRIELS

4.1 Présentation du chapitre

Pour être en mesure d'utiliser les outils développés dans les chapitres précédant à leur plein potentiel, il est nécessaire de fournir des moyens pour caractériser adéquatement les matériaux composites pendant la fabrication. Dans les laboratoires scientifiques, l'étude de la cinétique de polymérisation des résines thermodurcissables se fait dans un environnement contrôlé à l'aide d'un appareil de mesures nommé calorimètre différentiel à balayage ou DSC. Les mesures se font alors par des experts sur des échantillons de résine de très petites masses (quelques milligrammes), trop petits pour y inclure un renfort fibreux. Le DSC ne permet donc pas de représenter intégralement les phénomènes thermiques présents dans la mise en forme de pièces composites. Par exemple, il ne permet pas d'étudier les interactions entre la résine et les fibres, ni même de représenter les échanges entre la pièce composite et le moule. En bref, industriellement, le DSC est limité. Afin d'implémenter l'optimisation dans l'industrie des composites, il est nécessaire de fournir des outils de caractérisation simples et robustes pouvant fournir une information globale du procédé étudié.

En sens, ce chapitre résume le développement d'un nouvel outil à mi-chemin entre la simulation et la pratique pour aider à la compréhension des phénomènes thermiques dans les matériaux composites y compris la cinétique de polymérisation des résines. De

façon générale, il s'agit d'un circuit autonome lié à un PC pouvant effectuer des commandes pour le contrôle de température tout en recueillant des informations sur les flux de chaleur.

4.2 Résumé

Ce chapitre se veut un résumé du travail qui a été fait sous ma supervision depuis le début du projet. Des informations plus détaillées sur l'interface logicielle sont disponibles dans le mémoire de maîtrise de Chakib Boushel. Des informations sur les algorithmes de contrôle dans la future thèse de François Lebel. Enfin, divers rapports de stage fourniront le reste des détails le rapport de stage d'Yves Gauthier, ceux de Mohamed Boudour et le rapport de projet intégrateur III d'Alexandre Poulin.

4.3 Introduction

Tous les jours, sans même s'en rendre compte, nous sommes amenés à contrôler la température. De l'ajustement des thermostats de la maison, aux réglages de l'air climatisé, à la cuisson des aliments, nous le faisons régulièrement de façon naturelle. Néanmoins, peu d'entre nous comprenons vraiment les phénomènes impliqués. Dans le quotidien, cela n'a pas beaucoup d'impact. Par contre, lors de la mise en forme de matériaux composites, cela revêt une importance capitale. En effet, un changement de quelques degrés de température peut faire la différence entre un projet rentable ou non, une pièce adéquate ou défectueuse. Pour comprendre les phénomènes d'échanges thermiques, certains se fient principalement sur leur expérience, d'autres sur les

simulations numériques. De façon spontanée, les manufacturiers préfèrent le réel au virtuel et ont peu tendance à étudier et utiliser les modèles numériques.

L'objectif général de ce projet est de développer un outil de contrôle thermique à mi-chemin entre la simulation virtuelle et la fabrication réelle de pièce. De façon plus spécifique, ceci consiste à la conception et au développement d'un mini-moule de contrôle thermique permettant l'évaluation de la cinétique de réactions de résines thermodurcissables. Contrairement aux outils scientifiques généralement utilisés (DSC), cet outil est développé pour répondre spécifiquement aux conditions opérationnelles et aux besoins de l'industrie des composites. Cet appareil permet de détecter (voir caractériser) l'empreinte thermique de cuisson des résines thermodurcissables et d'en retirer une information visuelle.

4.4 Concept de mini-moule thermique et sommaire du travail réalisé

Pour ce faire, dans un premier temps, une série d'étapes et leurs sous-objectifs ont été fixés. De façon sommaire, la première étape du projet a établi la pertinence du concept à l'aide d'une étude de faisabilité. Cette étape a consisté à rassembler les connaissances mécaniques, électroniques et informatiques nécessaires pour s'assurer de mener à terme le projet. Dans cette étape, un moule rudimentaire a été conçu. Pour lire la température ainsi que les flux de chaleur, une librairie de communication avec les modules de la compagnie Thermoflux a été réalisée. Enfin, un circuit électrique de chauffage simple contrôlé par ordinateur a été développé. Ceci a permis d'obtenir des premiers résultats. De plus, ceci a permis de raffiner les objectifs de la suite du projet et nous assurer de posséder les connaissances suffisantes à la réalisation de ce dernier.

Dans une deuxième étape, un schéma électrique de contrôle plus précis et sécuritaire a été développé. Nous avons profité de cette étape pour ajouter un circuit de refroidissement. Aussi, pour permettre une plus grande flexibilité et réduire les coûts du montage, nous avons conçu un circuit capable de lire les thermocouples et les capteurs de flux de chaleur directement sans devoir recourir aux modules électroniques commerciaux.

En parallèle avec la phase deux, une supervision des travaux de maîtrise de Chakib Boushel a permis d'améliorer l'interface logiciel. En effet, pour accroître les possibilités de collaboration entre les scientifiques et les industriels à travers le monde, ce dernier a implémenté un logiciel graphique permettant la communication et le contrôle à distance par l'entremise du réseau IP. Aussi, une collaboration avec François Lebel, étudiant au doctorat, a permis d'interfacer et d'améliorer sa librairie de contrôle.

Enfin, dans une troisième étape, la conception du moule s'est vue améliorée. Cette fois, l'isolation, le récipient et les capteurs ont été revus et analysés par Alexandre Poulin lors de son projet intégrateur 3, sous la supervision de François Lebel et moi-même avec l'aide du technicien Alex Bourgeois.

Voici donc un résumé du travail réalisé dans ce projet :

- Phase 1 : Étude de faisabilité, création d'un prototype
(Supervision du stage d'Yves Gauthier)
 - Contrôler de façon approximative (± 5 % de la consigne) la température d'un échantillon et recueillir des données préliminaires de température et de flux.
 - Concevoir un mini moule.

- Instrumenter le mini-moule : thermocouples et senseurs de flux de chaleur.
 - Développer un circuit électrique.
 - Développer une librairie C++ et un programme informatique.
 - Interfacer les modules de la compagnie Thermoflux avec le C++.
 - Effectuer des essais.
- Phase 2 : Améliorer l'électronique.
(Supervision du stage de Mohamed Boudour et du stage d'Aymen Souissi)
 - Amélioration du circuit de puissance pour le chauffage
 - Découpler correctement la source du contrôle.
 - Programmation d'un microcontrôleur.
 - Concevoir un boîtier pour l'électronique.
 - Ajouter un circuit de refroidissement.
 - Concevoir un circuit électrique pour lecture des capteurs de flux de façon indépendante.
 - Trouver un convertisseur A/D avec une résolution d'au moins 16 bits.
 - Changer de microcontrôleur.
 - Passage de la programmation d'assembleur au langage C.
 - Concevoir un nouveau boîtier plus grand pour l'électronique.
 - Effectuer des essais.
 - En parallèle à la phase 2 : Améliorer des outils informatiques

- Concevoir une interface de communication et de contrôle à travers le réseau IP.

(Supervision de la maîtrise de Chakib Boushel)

- Étudier les différentes librairies informatiques.
 - Effectuer un choix de technologie.
 - Implémenter un logiciel architecture client/serveur.
- Développer une librairie de contrôle.

(Collaboration avec François Lebel, étudiant au doctorat)

- Contrôleurs Bang-Bang
 - Contrôleur hystérésis
 - Contrôleur simple, type PID
 - Contrôleur à logique floue
- Phase 3 : Améliorer la mécanique et la conception du moule
- (Supervision du projet intégrateur III d'Alexandre Poulin, en collaboration avec François Lebel, étudiant au doctorat)
- Développer le prototype virtuel.
 - Créer les dessins Catia.
 - Concevoir un assemblage pour éviter les dommages potentiels dus au débordement de résine.
 - Encapsuler les capteurs de flux.
 - Encapsuler l'élément chauffant.
 - Joints pour le récipient de résine.

- Incorporer un échangeur de chaleur au circuit de refroidissement.
- Permettre de positionner des capteurs de flux de part et d'autre de l'échantillon.
- Améliorer l'isolation.
- Effectuer des essais.

4.5 Détail du travail réalisé

4.5.1 Étape 1 : Étude de faisabilité

La première étape fut d'effectuer une étude de faisabilité. L'objectif était alors de prouver la viabilité du projet. Dans cette étape, il était important de démontrer que nous possédions tous les outils et connaissances nécessaires à la réalisation du projet à l'intérieur de délais raisonnables.

Ce projet proposait de créer un nouveau produit à partir de zéro. Il a donc fallu s'assurer que nous possédions suffisamment de connaissances pour les parties mécanique, électronique et informatique. Nous avons jugé, considérant les projets préalablement réalisés, que l'expertise la plus susceptible de compromettre le projet concernait la partie électronique. En effet, très peu d'électronique avait été faite avant dans le laboratoire de la Chaire des Composites à Haute Performance (CCHP). Le peu d'expérience que nous disposions concernait de très petits projets qui consistaient principalement à relier des senseurs à des modules achetés. D'autre part, la CCHP, établie à l'intérieur du département de génie mécanique de l'École Polytechnique de Montréal, possède une connaissance pointue au niveau des conceptions mécaniques. Par conséquent, dans ce

domaine, nos techniciens possèdent toutes les compétences et outils nécessaires à la réalisation des idées des plus exigeantes. En plus, au fil des ans, la CCHP a développé une expérience informatique importante. En effet, le laboratoire a conçu et réalisé une librairie d'éléments finis en langage de programmation C++. Cette librairie est maintenant commercialisée par une compagnie française *ESI group*. Enfin, nous avons acquis une expertise de communication et contrôle machine-ordinateur grâce au projet d'injection à l'aide de machine de traction.

4.5.1.1 Moule

Avec l'aide du stagiaire Yves Gauthier, un prototype a donc été développé. Ce dernier devait démontrer le plus rapidement possible que nous étions en mesure de réaliser un circuit électronique fournissant la puissance à l'élément chauffant contrôlé à l'aide d'un ordinateur personnel. Par conséquent, un moule simple a été créé. La Figure 4.1 montre le schéma du prototype de moule.

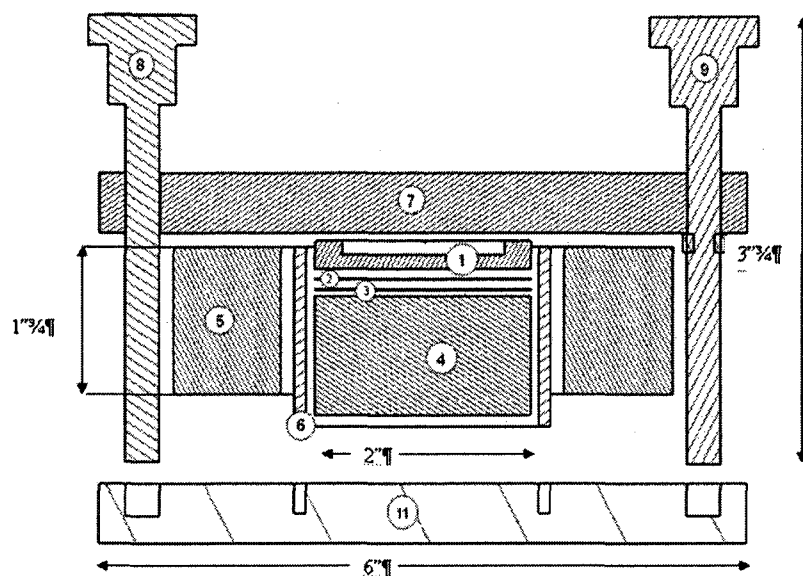


Figure 4.1 - Moule prototype.

Le Tableau 4.1 démontre les fournisseurs et les numéros de référence des pièces utilisées.

Tableau 4.1 - Fournisseurs et numéros de pièces du moule prototype

N°	Fonction	Fournisseur	N° de série
1	Contenant de résine en aluminium	Fait sur mesure	-
2	Capteur Thermoflux ⁵	Thermoflux	30x30 L20
3	Plaque chauffante électrique	Omega	KHR-2/10
4	Isolant en plâtre	CCHP	-
5	Tuyau isolant en fibre de verre	Mc Master	5556k58
6	Tuyau d'assemblage en aluminium	Mc Master	4561T6
7	Couvercle en aluminium et silicone	Mc Master	9526k521
8	Vis en métal	Mc Master	6079k18
9	Vis en métal	Mc Master	6079k18
10	Écrou en métal	Mc Master	93061A117
11	Socle en aluminium et silicone	Mc Master	9526k521

La Figure 4.2 montre des photos du prototype fabriqué. La partie technique de la découpe et de l'assemblage a été réalisée par le technicien Yazid Belkhir.

⁵ Thermoflux Technologies SA, Rue Galilée 6, CH-1400, Yverdon-Les-Bains

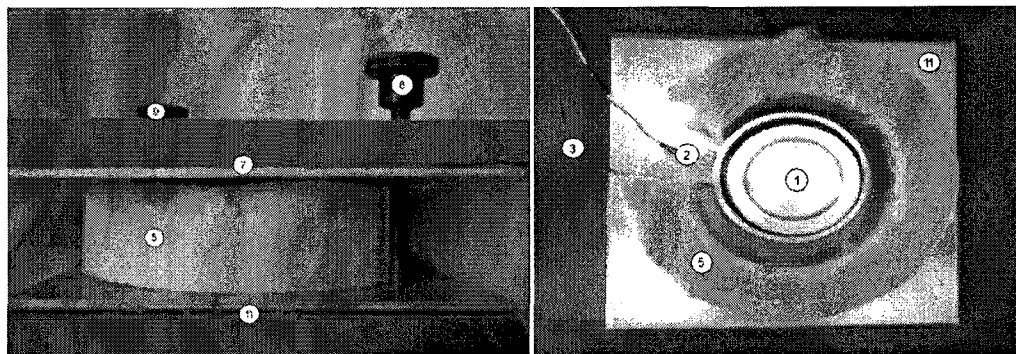


Figure 4.2 - Photos du moule prototype fabriqué.

4.5.1.2 Circuit électrique

Pour contrôler la puissance de l'élément chauffant, nous avons décidé d'opter pour une conception de modulation de largeur d'impulsions (MLI) ou *pulse width modulation (PWM)*. L'avantage du PWM est sa grande efficacité et simplicité. En effet, l'idée derrière un PWM est d'envoyer une série d'impulsions basculant simplement la sortie complètement éteinte à complètement ouverte. Sur un circuit capacitif ou inductif, comme un élément chauffant, la tension prend un certain temps à se stabiliser. En fait, ce type d'élément joue le rôle d'un filtre passe-bas coupant les hautes fréquences. Par conséquent, en jouant très rapidement sur l'ouverture et la fermeture du circuit, il est possible de contrôler le niveau de tension effectif à un certain pourcentage de la tension maximale. Par exemple, avec une tension de 120V pour un ratio de 50 %, le circuit oscillera constamment entre l'ouverture et la fermeture de manière à stabiliser la tension aux alentours de 60V. Plus la vitesse d'oscillation sera rapide et plus le filtre équivalent sera important, plus la tension se stabilisera près des 60V demandés. La Figure 4.3 en montre un exemple. Au début, le rapport cyclique est faible. Par conséquent, la sortie modulée est beaucoup plus souvent basse que haute. Ceci entraîne la sortie filtrée à un

niveau près de zéro. Lorsque le rapport cyclique est inversé, la sortie modulée est beaucoup plus souvent haute que basse. La sortie filtrée augmente.

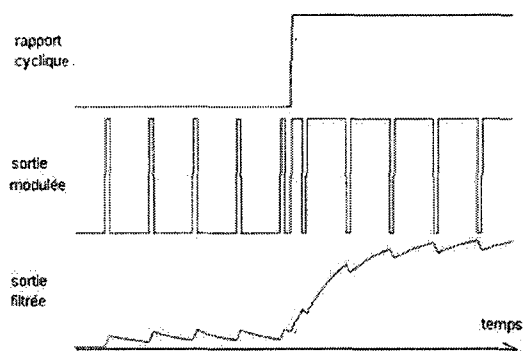


Figure 4.3 - Schéma descriptif de la modulation de longueur d'impulsions.

La réalisation d'un tel circuit est assez simple. La Figure 4.4 montre le schéma du circuit réalisé.

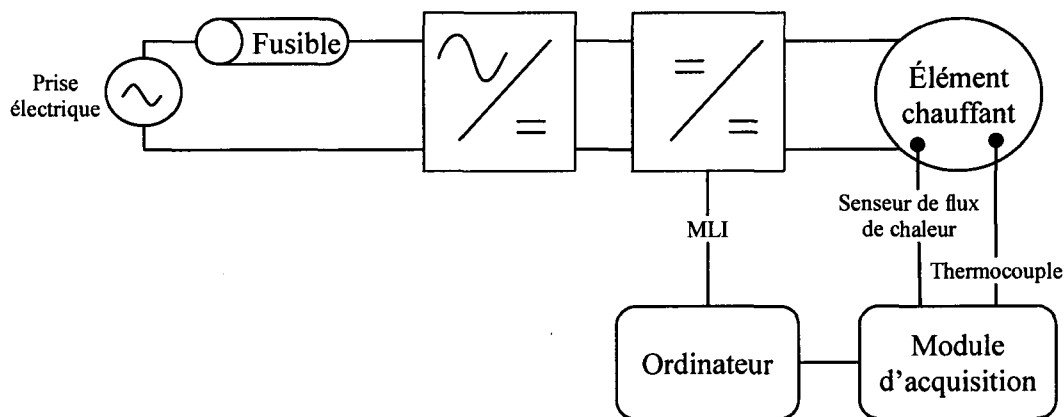


Figure 4.4 - Schéma du circuit de chauffage.

Ce circuit est composé d'un redresseur suivi d'un hacheur de puissance relié à l'élément chauffant. Le rôle du redresseur est de convertir le courant alternatif (AC) vers un courant directionnel (DC). Pour ce faire, nous avons opté pour un schéma classique comportant un pont de diodes, ou pont de Greatz, suivi d'un filtre capacitif : résistance-

condensateur (RC). Le temps de décharge d'un condensateur est égal à $R \cdot C$. Pour redresser un courant alternatif, il est généralement conseillé que ce temps de décharge soit au moins cinq fois supérieur au temps de cycle. Au Québec, la fréquence est de 60hz. Par conséquent, il est judicieux d'avoir un temps de décharge supérieur à 83.3ms ($5 \cdot 1/60$). Une valeur de condensateur de 22uF et une résistance de 360k Ω ont été choisies et répondent largement à ce critère avec un temps de près de 8 secondes.

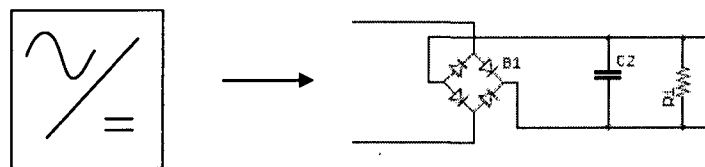


Figure 4.5 - Schéma électrique du redresseur.

Le hacheur, Figure 4.6, est composé d'un transistor PNP commuté par l'entremise d'un optocoupleur. Lorsqu'une tension logique haute (5V) est appliquée à ce dernier, celui-ci permet au courant de circuler par la grille du transistor. Par conséquent, le courant est circulé au travers de l'élément chauffant. Le rôle de l'optocoupleur, parfois aussi nommé photocoupleur, est d'isoler physiquement deux sections d'un schéma électrique. Par exemple, il serait dangereux pour l'ordinateur d'être relié directement à la source d'Hydro-Québec. L'idée de l'optocoupleur est d'utiliser une source lumineuse pour activer ou désactiver un circuit. Par conséquent, il n'y a pas de liens électriques physiques directs entre les deux sections. Quant au rôle de la diode, elle est appelée : diode de roue libre. Il s'agit d'une protection permettant au courant de circuler en sens inverse lorsque le transistor est fermé. En effet, les éléments inductifs se chargent d'une énergie qui est restituée au circuit lorsque ces derniers arrêtent d'être chargés. Cette

énergie doit être dissipée. Sans la diode de roue libre, elle n'aurait d'autres choix que de remonter vers le transistor et peut-être endommager le circuit. Un élément chauffant résistif ne possède pas une inductance très forte (comme par exemple un moteur), mais il s'agit là d'une bonne précaution à prendre.

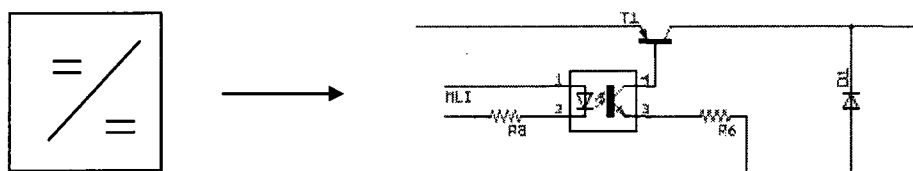


Figure 4.6 - Schéma électrique du hacheur électrique.

Le Tableau 4.2 énumère les pièces utilisées dans le schéma prototype ainsi que leur numéro de série.

Tableau 4.2 - Numéros de pièces du schéma électrique de chauffage

Pièce	Numéro de série
Pont diode	RS404L
Condensateur	UVZ2F220MHD
Résistances 220 kΩ et 44 kΩ	RES-WDC-10X
Résistance 600 Ω	OX561KE
Transistor PNP	2SA1837
Opto-coupleur	PC851XJ0000F
Diode haute tension	HER301

La Figure 4.7 montre une photo du prototype réalisé. Puisque nous avons déjà en notre possession un code de communication par port série, le premier prototype a consisté à contrôler le circuit de chauffage directement par l'ordinateur à partir d'un port série. En d'autres termes, le rapport cyclique est fourni directement par les bits transmis sur le port série.

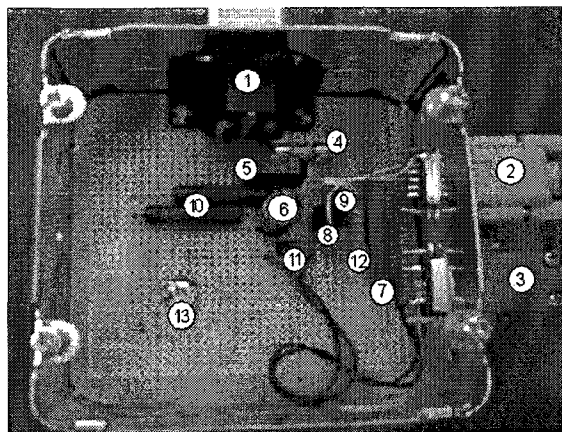


Figure 4.7 - Photo du circuit électrique de chauffage prototype.

4.5.1.3 Tests

Pour les premiers tests, nous avons choisi de contrôler la température du moule sans résine. Le premier algorithme que nous avons testé est un contrôleur étatique, ou à états. Premièrement, une consigne est imposée par l'utilisateur. Pour chaque rafraîchissement, une lecture de la température à l'aide des modules ADDA est effectuée. À ce moment, si la température est inférieure à la consigne, le rapport cyclique est augmenté. Si elle est supérieure, le rapport cyclique est diminué. La Figure 4.8 montre les résultats obtenus pour une consigne de 100°C.

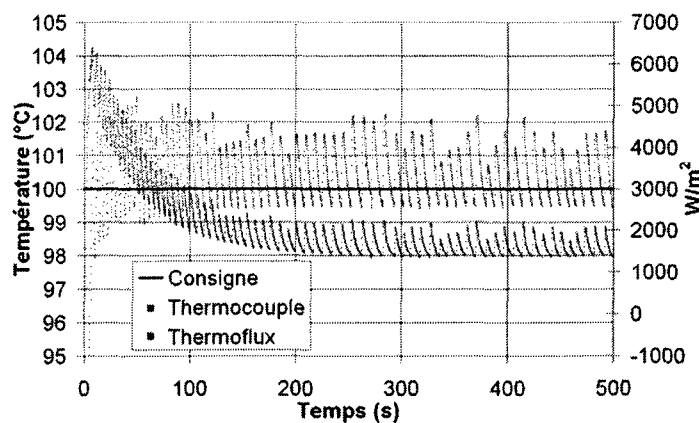


Figure 4.8 - Résultats premier prototype, Isotherme à 100°C avec un contrôle à 2 états (on/off).

Avec ce type de contrôleur, il est possible de constater que la température contrôlée, bien que très oscillante, varie de moins de 3°C. Ceci est suffisant pour répondre au premier objectif qui avait été fixé à 5 % de la consigne. Malgré tout, en ajoutant plus de niveau d'état, par exemple inférieur ou supérieur de 5 %, 10 %, 15 % à la consigne, il a été démontré qu'il est possible de diminuer l'amplitude des oscillations. La Figure 4.9 et la Figure 4.10 montre le résultat d'un contrôleur à neuf états pour une isotherme de 100°C et pour une rampe de température de 10°C par minute respectivement.

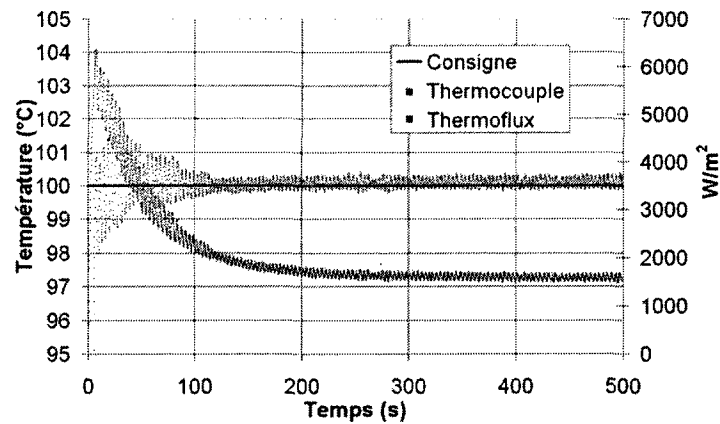


Figure 4.9 - Résultats premier prototype, Isotherme à 100°C avec un contrôle à 9 états.

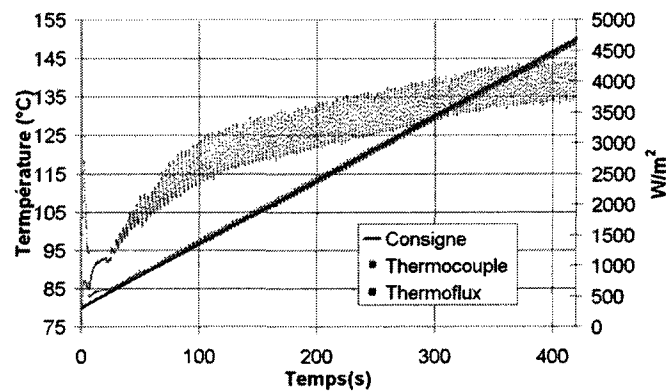


Figure 4.10 - Résultats premier prototype, Rampe de 80°C à 150°C à 10°C/min.

Cette fois, les oscillations sont beaucoup moins importantes. Toutefois, il persiste encore des oscillations. Celles-ci sont principalement liées à l'utilisation directe du port série pour établir le rapport cyclique.

En résumé, même s'il persiste un bruit considérable, le contrôle à neuf états permet d'obtenir des résultats préliminaires satisfaisants pour l'étude de faisabilité. À l'aide de ce premier schéma, il est démontré que nous pouvons envisager de contrôler la

température à l'aide de l'ordinateur. De plus, il a été démontré que nous avons toutes les ressources nécessaires à la réalisation de ce projet. Ceci répond positivement aux objectifs de la première étape.

4.5.1.4 Test avec résine

Pour mettre à l'essai, nous avons néanmoins choisi de tester un mélange de résine à base d'époxy, dont les proportions massiques des autres composantes sont : 80phr de MTHPA et 1,5phr de catalyseur THI DHI. Cette résine a fait l'objet de plusieurs essais documentés avec la DSC Q1000 de Texas Instrument. Elle peut donc servir de référence. Les détails du matériel et du protocole sont disponibles dans le rapport d'Yves Gauthier. La Figure 4.11 montre les résultats obtenus.

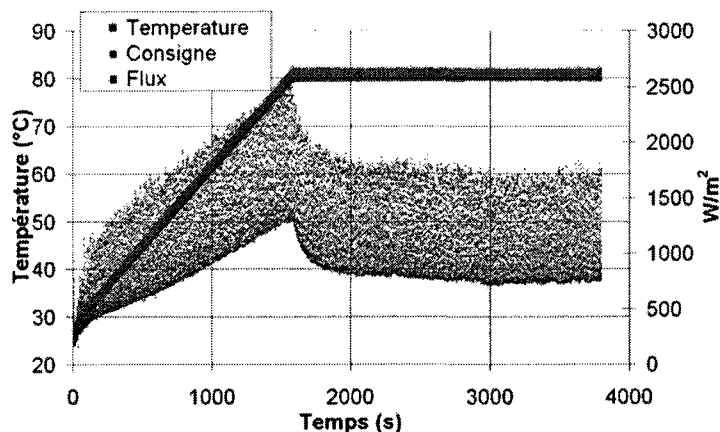


Figure 4.11 - Résultats premier prototype, Essai résine époxy, rampe à 2°C/min, suivi d'une isotherme à 80°C.

Les résultats pour le flux sont considérablement bruités. On note une légère baisse du flux de 3000 à 3500 secondes, mais elle n'est toutefois pas significative en raison de l'importance du bruit. Sans grande surprise, ceci nous empêche de voir la chaleur dégagée par l'exothermie de la polymérisation de la résine car celle-ci est noyée à

l'intérieur de ce bruit. Cependant, il est possible de constater que la température de consigne est relativement bien respectée.

Encore une fois, une très grande partie du bruit noté sur le flux provient du fait que le rapport cyclique est fourni directement par le port série. Cette solution est loin d'être optimale, mais nous a permis de démontrer la faisabilité du projet. Aussi, cela nous a permis d'aller de l'avant à la phase deux du projet : l'amélioration du design électrique.

4.5.2 Étape 2 : Amélioration du design électrique

Pour améliorer le contrôle en température et avoir un flux beaucoup plus constant, le circuit électrique a été repensé. Cette fois, le but était d'arriver à un design beaucoup plus précis et robuste. Le schéma est présenté à la Figure 4.12. Nous avons donc choisi d'incorporer un régulateur avant l'élément chauffant. Comme le démontre la Figure 4.13, le rôle du régulateur est de lisser la tension. Pour obtenir un signal DC, le courant passe d'abord par le pont de diode. À sa sortie, le signal AC est positif uniquement. Puis, le filtre RC aplanit le signal une première fois. Néanmoins, un filtre RC n'aplatit pas parfaitement le signal, il reste encore de petites oscillations (*ripples*). C'est pourquoi il est suivi d'un régulateur de tension. Dans notre cas, nous avons choisi le STR30130 qui régule une tension à 130V.

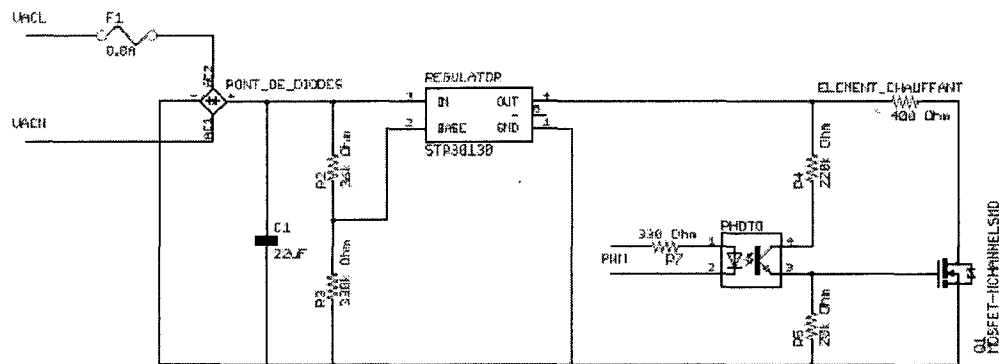


Figure 4.12 - Circuit électronique de puissance.

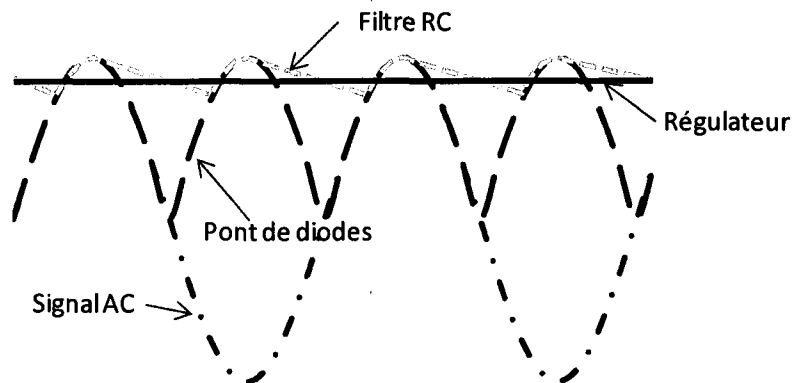


Figure 4.13 - Signal AC-> signal AC positif -> signal filtré RC -> signal filtré régulateur (DC).

De plus, pour améliorer le contrôle, nous avons choisi d'ajouter un microprocesseur possédant directement une sortie PWM. Le premier microprocesseur que nous avons utilisé est le ATMEGA8515. Il s'agit d'un microprocesseur très rudimentaire. Il fait l'objet d'un cours durant la formation en génie électrique à la Polytechnique. La sortie PWM est sur 8 bits et donc 256 valeurs. Par conséquent, il est possible de contrôler le rapport cyclique à plus ou moins 0.4 % de la tension maximale (130V).

La Figure 4.14 montre le schéma reliant le microprocesseur. Dans ce schéma, nous avons aussi ajouté un écran et des boutons pour le débogage.

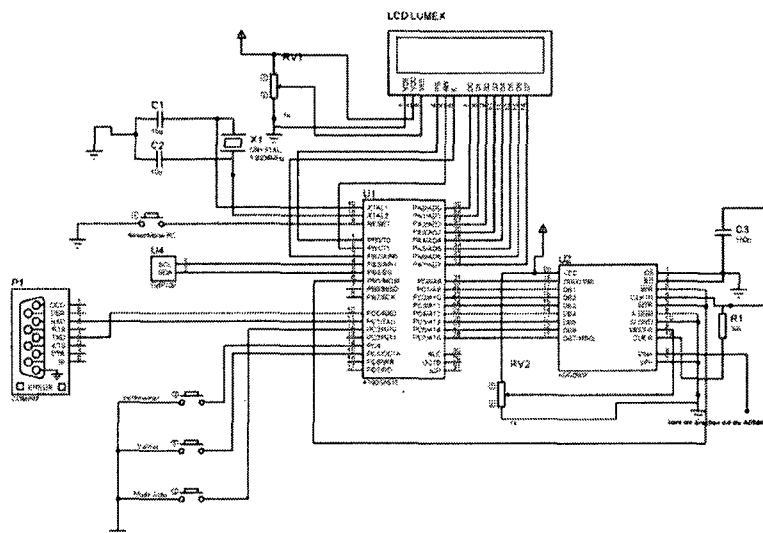


Figure 4.14 - Schéma électrique du microprocesseur.

La Figure 4.15 montre la photo du circuit électrique réalisé.

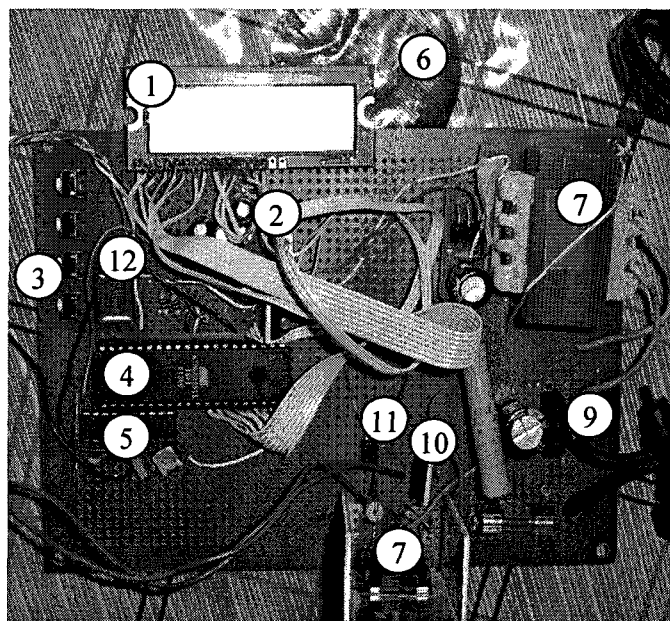


Figure 4.15 - Photo circuit électrique soudé.

Le Tableau 4.3 présente la légende.

Tableau 4.3 - Pièces du circuit électronique de puissance.

N°	Pièce
1	LCD
2	RS232
3	bouton
4	Micro
5	ADC
6	Élément chauffant
7	Alimentation
8	Régulateur
9	Pont de diodes
10	Mosfet
11	Optocoupleur
12	Cristal

La Figure 4.16 montre un exemple de résultats après le remodelage du schéma électrique. Il est possible de constater que le bruit sur le flux est de beaucoup diminué. Ceci s'explique principalement par l'utilisation de la sortie PWM du microprocesseur. Lorsque le port série était utilisé, le ratio était mal contrôlé. En effet, lors des lectures de température et de flux sur le module ADDA de la compagnie Thermoflux, l'ordinateur est bloqué pour attendre la réponse. Pour chaque lecture, il s'agit en moyenne d'une attente de 25ms, donc environ 50ms pour deux lectures (flux, température). Par conséquent, durant cette attente, le rapport PWM était erroné. Ceci causait des oscillations importantes sur la commande. L'utilisation du PWM intégré au microprocesseur a réglé ce problème.

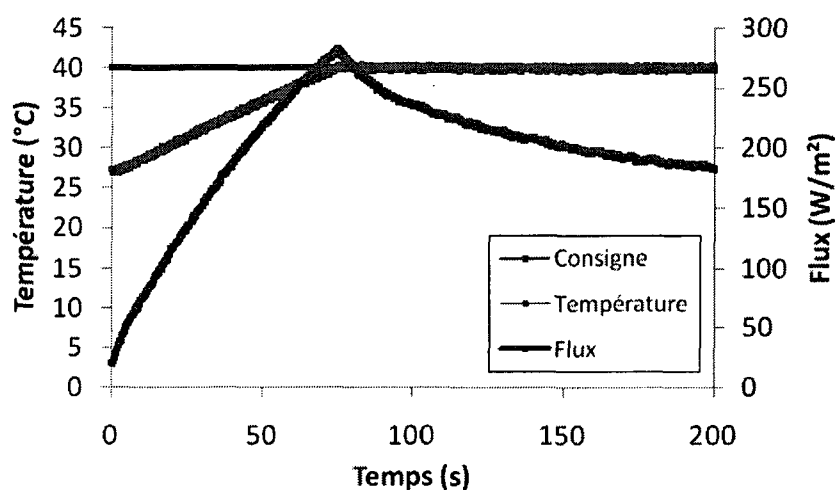


Figure 4.16 - Résultats circuit électrique modifié.

La réalisation de ce circuit nous a permis d'anticiper qu'il ne faudrait que peu d'effort supplémentaire pour effectuer la lecture des thermocouples et des senseurs de flux de chaleur directement par l'utilisation du microprocesseur. Après discussions et analyses, nous avons décidé d'aller de l'avant dans ce sens.

Deux étapes sont nécessaires pour lire un thermocouple. Tout d'abord, il faut effectuer ce qui est appelé la compensation de soudure froide. Un thermocouple retourne une tension en fonction d'une différence de température entre deux matériaux. À l'origine, un des deux matériaux du thermocouple était plongé à un bout dans un bassin d'eau froide avec des glaçons. Ceci donnait comme référence 0°C. Par conséquent, la tension pouvait être interprétée directement. Toutefois, ce n'était pas très pratique. Maintenant, la température ambiante est mesurée et une tension est ajoutée à celle du thermocouple. Ensuite, celle-ci est linéarisée suivant la norme ASTM Standard E230-87 pour obtenir la température. La Figure 4.17 montre le schéma équivalent de la pièce AD595 qui

effectue toutes ces opérations pour retourner sur les pattes 8 et 9 une tension de $10\text{mV}/^{\circ}\text{C}$.

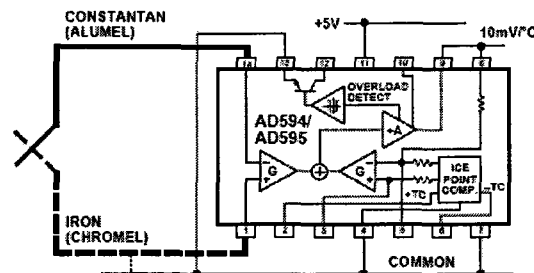


Figure 4.17 - Pièce électronique AD595 pour lecture de thermocouple type K.

Les capteurs de flux de chaleur retournent une tension très faible pouvant varier de quelques microvolts à quelques millivolts. Pour avoir une résolution suffisante couvrant cette gamme de tension, nous avons décidé d'opter pour un microprocesseur plus puissant, le ADuC845. Ce microprocesseur intègre deux convertisseurs numériques de 24bits, une sortie PWM de 16bits en plus d'une multitude d'autres fonctionnalités. La Figure 4.18 présente le schéma-bloc de ce microcontrôleur.

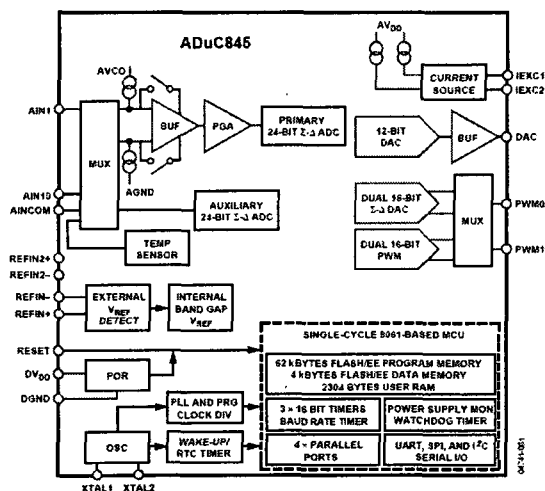


Figure 4.18 - Schéma-bloc ADuC845.

Aussi, pour accélérer le temps de développement, nous avons opté pour l'achat de la planche de développement (*development board*) de l'ADuC845. Afin de réduire les coûts au maximum, nous avons aussi opté pour les capteurs HFS-4 de flux de la compagnie Omega. La température maximum d'utilisation de ces capteurs est de 150°C. La Figure 4.19 démontre que notre montage à faible coût donne sensiblement les mêmes résultats que ceux obtenus à l'aide des outils commerciaux et capteurs de flux de la compagnie Thermoflux, beaucoup plus chers.

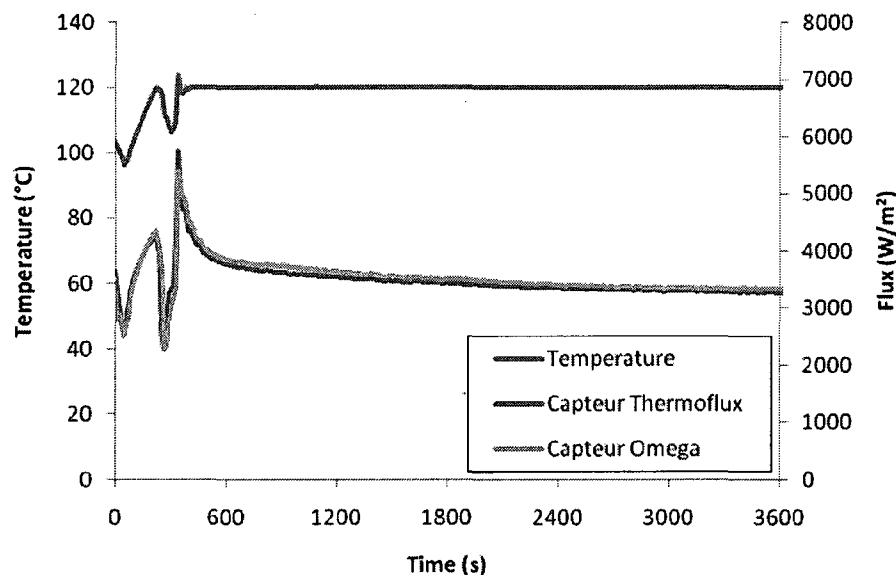


Figure 4.19 - Comparaison flux des capteurs de flux de chaleur de la compagnie Omega et Thermoflux.

Comme sécurité, nous avons décidé de concevoir un boîtier en fibre de verre pour y renfermer tous les éléments en plus d'acheter une prise à disjoncteur différentiel. Pour finir, il est important de noter que les schémas électriques ont été conçus, développés et réalisés dans le cadre d'un travail scientifique exclusivement, ils devront éventuellement être revus et certifiés. Pour améliorer la qualité visuelle de l'ensemble, un espace pour

l'écran LK204-7T-1U a été incorporé au boîtier lors de sa conception (voir Figure 4.20).

La fabrication du boîtier fut entreprise par le technicien Alex Bourgeois.

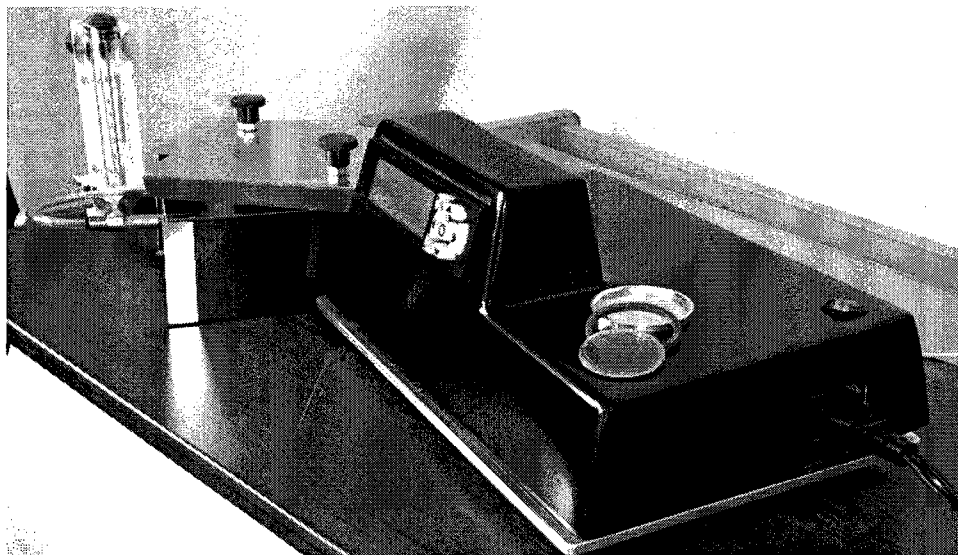


Figure 4.20 - Photo du boîtier en fibre de verre pour sécuriser les composantes électroniques.

4.5.3 En parallèle avec l'étape 2 : Améliorer des outils informatiques

La Figure 4.21 montre l'interface cliente réseau pour le système d'acquisition et de contrôle. Elle repose sur la technologie *.Net Remoting* et a été développée à l'intérieur du cadre de la maîtrise de Chakib Boushel. Cette fenêtre contient une zone d'affichage des signaux d'acquisition, une zone concernant le journal des événements, une zone de clavardage et une zone indiquant les noms des clients connectés. Elle permet entre autres à plusieurs usagers d'interagir à travers le réseau IP pour collaborer à distance.

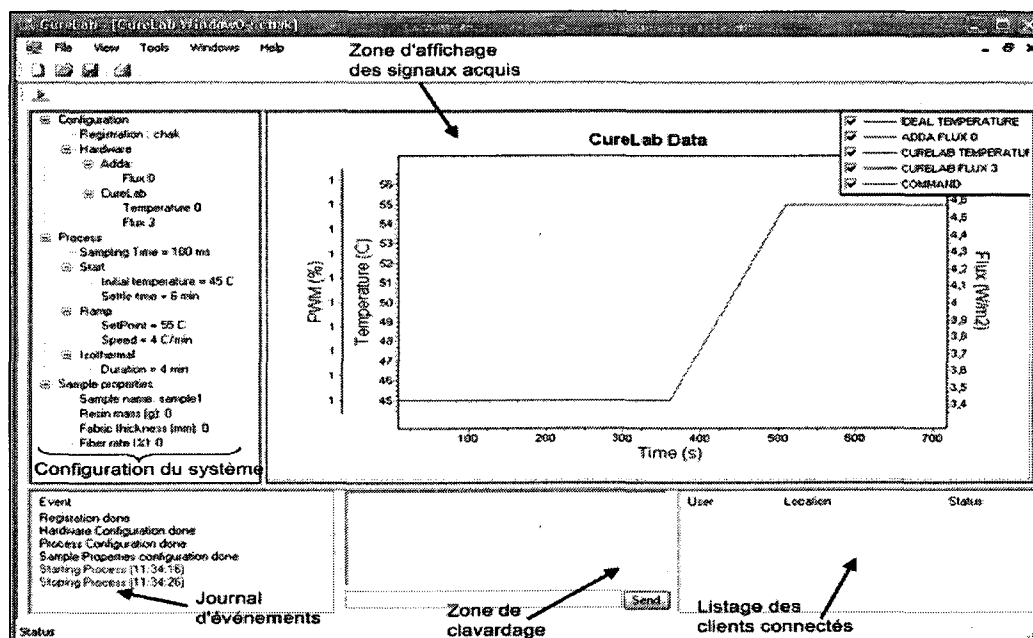


Figure 4.21 - Capture d'écran du client réseau pour le contrôle du mini-four thermique.

4.5.4 Étape 3 : Amélioration du design du moule

Plusieurs détails ont été ajoutés par rapport au prototype lors de la conception du moule. La Figure 4.22 montre une vue de coupe du nouveau design. La légende est disponible dans le Tableau 4.4. Ce nouveau design permet d'obtenir un capteur de part et d'autre de l'échantillon. Aussi, les capteurs sont encapsulés à l'intérieur d'une pochette. Par conséquent, ceci limite de beaucoup les dégâts causés par un débordement de résine. Enfin, un échangeur de chaleur a été incorporé directement sous l'élément chauffant de façon à faire circuler l'air pour permettre un refroidissement rapide.

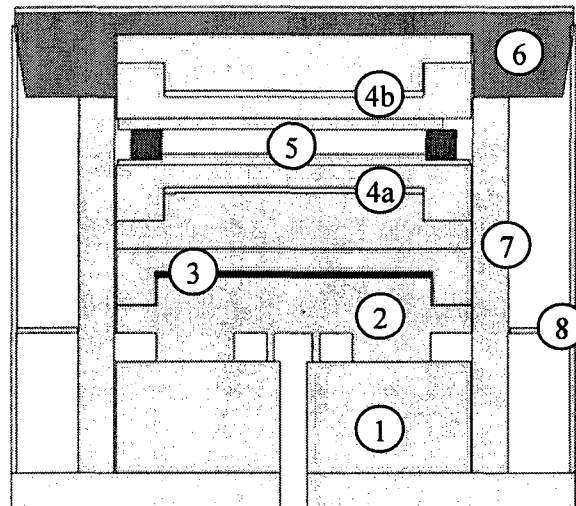


Figure 4.22 - Conception du moule.

Tableau 4.4 - Légende conception du moule

N°	Fonction
1	Bloque d'isolation
2	Échangeur de chaleur
3	Élément chauffant
4 (a et b)	Capsule pour contenir les capteurs de flux
5	Capsule pour contenir l'échantillon
6	Couvercle d'isolation
7	Tuyau de guidage
8	Plaque de garde

4.6 Conclusion

En conclusion, un circuit électrique de chauffage contrôlé par un microprocesseur communiquant avec un ordinateur a été développé. Ce circuit est autonome : il peut lire directement les capteurs de flux de chaleur et les thermocouples. Aussi, un boîtier pour l'électronique ainsi qu'un mini-moule pour les échantillons ont été réalisés. Un logiciel avec une interface réseau IP de type clients/serveur a été conçu. Cette interface a été conçue pour permettre une collaboration à distance efficace permettant de rejoindre les spécialistes à travers le monde pour diagnostiquer rapidement les problèmes, voir

optimiser les designs. Enfin, tout le projet a été pensé dans l'optique d'une utilisation industrielle. Il sera donc intéressant de recueillir dans le futur les impressions des usagers industriels.

Il reste encore quelques améliorations possibles à l'outil. Entre autres, les algorithmes de contrôles pourront être grandement améliorés au fur et à mesure que les travaux du doctorant François Lebel avanceront. Il serait possible aussi sans grande modification d'adapter le moule pour faire des mesures de conductivité thermique.

4.7 Annexes

4.7.1 Détails sur la communication série

Voici le schéma électrique nécessaire pour la communication série. Il s'agit du schéma standard du MAX232.

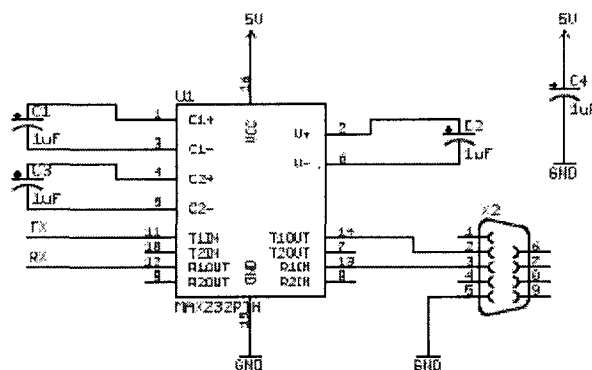


Figure 4.23 - Schéma communication pour série.

4.7.2 Détails concernant l'écran LCD

L'écran LK204-7T-1U de *Matrix Orbital* comporte une matrice alphanumérique 4 lignes par 20 colonnes. Chaque caractère est décrit par une matrice de cinq pixels de large par

huit pixels de haut. En plus, trois diodes électroluminescentes trois couleurs, ainsi qu'un clavier tactile de sept touches sont intégrés à l'écran. Un boîtier pour l'écran est aussi disponible. La dimension du boîtier est de 144 x 38 mm.

La communication avec l'écran peut se faire en mode RS232 ou I2C. À l'achat, l'écran vient en mode RS232. Cependant, par choix de design, l'écran doit être mis en mode I2C. Dans notre design, le port RS232 de l'ADUc845 sert à communiquer avec l'ordinateur. Pour mettre l'écran LCD est mode I2C :

IMPORTANT : LES TROIS PONTS (RÉSISTANCES DE 0 OHM) À L'ARRIÈRE DU BOÎTIER DOIVENT ÊTRE DÉSOUDÉS ET DEUX D'ENTRES EUX RESOUDÉS SUR LES POINTS I2C.

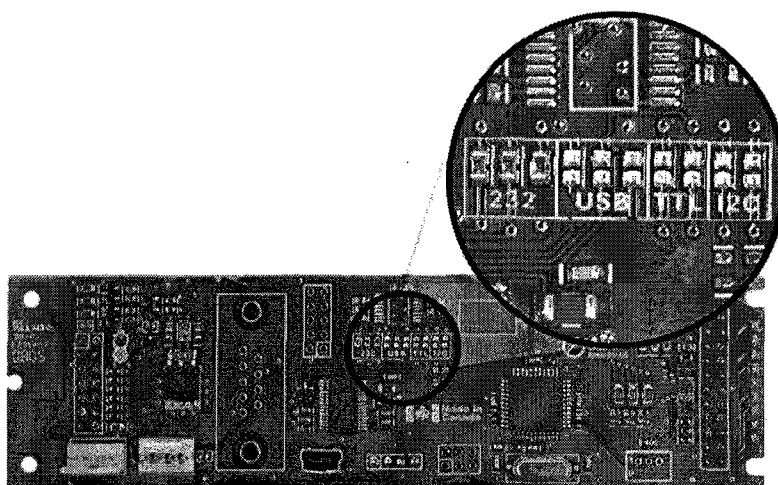


Figure 4.24 - Activation du protocole I²C pour l'écran LK204-7T-1U.

L'écran est connecté à l'aide du connecteur tel qu'illustré à la Figure 4.25. La patte 1 est le VCC. La patte 2 est la ligne d'horloge. La patte 3 est la ligne de données. La patte 4 est la mise à la terre.

IMPORTANT : NE PAS OUBLIER DE METTRE LES RÉSISTANCES PULL-UP SUR SCLOCK ET SDATA.

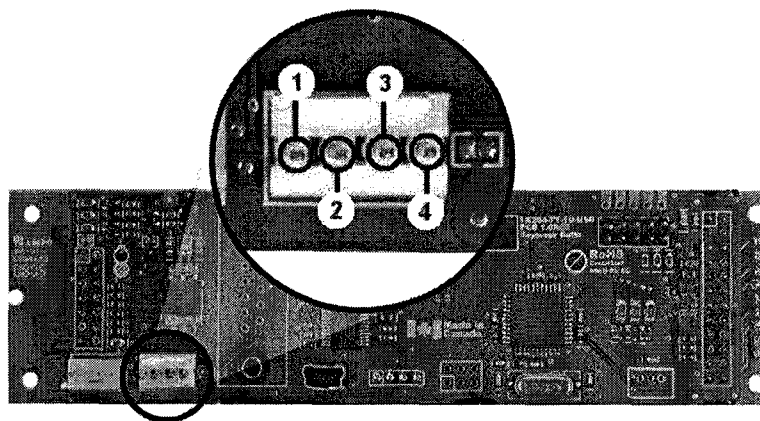


Figure 4.25 - Connexion à l'écran LK204-7T-1U

4.7.3 Interface I²C

L'interface I²C, *inter integrated circuit*, permet la communication entre plusieurs composants. Seulement deux canaux (fils) sont requis pour la communication et permettent à plusieurs composants d'y être connectées. La vitesse de communication peut dépasser les 100kbit/s, ce qui en fait une interface de choix.

L'I²C utilise un mode communication série. Cette interface a été développée par Phillips pour permettre à plusieurs maîtres (*masters*) et esclaves (*slaves*) de communiquer à l'aide de seulement deux canaux de communication (horloge, donnée). Le maître est responsable de l'horloge. Il doit générer un pulse sur la ligne horloge pour chaque bit à transférer. La ligne *data* est utilisée autant pour la réception que la transmission. Pour assurer l'échange de données, la ligne *data* doit rester stable chaque

fois que la ligne horloge est au niveau haut. Le changement de la donnée au moment où la ligne horloge est au niveau haut est vu comme le début et la fin d'un message.

La séquence d'envoi pour le transfert de données est la suivante :

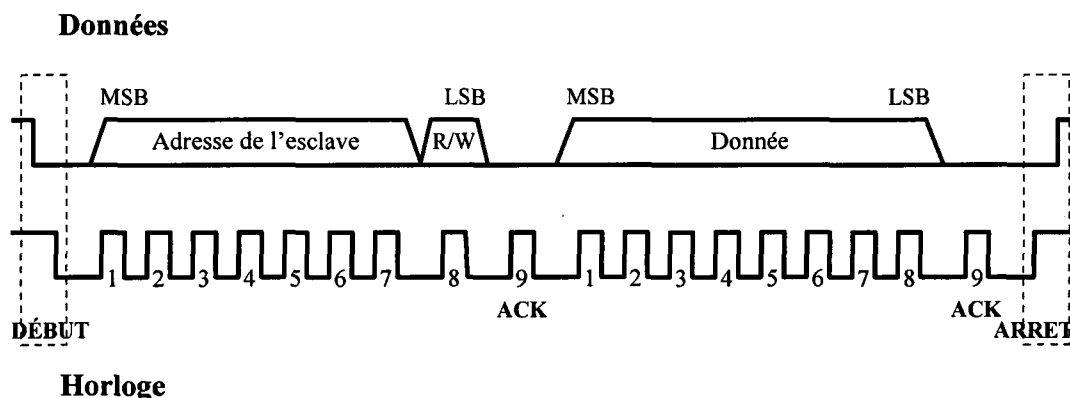


Figure 4.26 - Séquence d'envoi pour le transfert de données par I²C.

Condition de début, adresse sur 7 bits, bit de lecture ou écriture, bit réponse de donnée reçue, Nx (8 bits de donnée, un bit de donnée reçue), condition d'arrêt.

4.7.3.1 Condition de début

La condition de début est simplement une transition haut-bas sur la ligne de donnée alors que la ligne d'horloge est maintenue au niveau haut. Comme pour l'horloge, c'est la composante maîtresse qui doit générer cette condition.

4.7.3.2 Adresse de la composante esclave

Il s'agit d'une adresse sur 7 bits. Les données sont transférées en commençant par le bit le plus significatif. L'esclave répond uniquement si son adresse correspond à l'adresse envoyée sur la ligne de données. Le bit 8 indique le sens de la transmission du message.

Un niveau bas indique que le maître écrit des données qui doivent être lues par l'esclave.

Un niveau haut indique que le maître lira les données fournies par l'esclave.

4.7.3.3 Bit de contrôle (*Acknowledge*)

Le bit de contrôle indique que l'esclave a bien reçu l'information. Un niveau bas sur la ligne signifie que le message a été reçu. Ce bit de contrôle est présent à toutes les neuf pulsations de l'horloge. Pour ce faire, le maître doit relâcher la ligne de données pour pouvoir effectuer une lecture.

4.7.3.4 Transfert de données

Chaque bit sur la ligne *data* doit rester stable chaque fois que la ligne horloge est au niveau haut. À la suite de chaque paquet de 8 bits, un bit de contrôle est ajouté.

4.7.3.5 Condition d'arrêt

La condition de début est simplement une transition bas-haut sur la ligne de donnée alors que la ligne d'horloge est maintenue au niveau haut. Comme pour la condition de début, c'est la composante maîtresse qui doit générer cette condition.

4.7.3.6 Mise en œuvre sur le microcontrôleur Adu845

L'interface I2C est intégrée sur le microcontrôleur Adu845 et passe par le registre I2CCON.

Tableau 4.5 - Registre I2CCON du microcontrôleur Adu845.

bit	Mnémonique	Description
7	MDO	Lorsque la sortie est activée (MDE = 1), ce bit est copié sur la ligne de données
6	MDE	Une valeur haute indique que la ligne de données est réquisitionnée pour une écriture par le maître. Une valeur basse indique que la ligne est libérée pour une lecture.
5	MCO	Horloge
4	MDI	Si le bit de sortie est désactivé (MDE = 0), le niveau de la donnée est transféré sur ce bit à la suite d'un pulse d'horloge.
3	I2CM	Indique si le microcontrôleur est en mode maître (1) ou en mode esclave (0)
2	I2CRS	Reset
1	I2CTX	Indique la direction du transfert. Un niveau haut indique que le maître procède à une lecture.
0	I2CI	Interruption, ce bit est haut chaque fois qu'un bit de donnée est transmis ou reçu.

REM : Noter qu'une résistance « pull-ups » doit être ajoutée sur chacun des canaux SCLOCK et SDATA.

4.7.3.7 Exemple de code

```

//*****
// *
// * I2C test communication : Adu845→Lk204
// *
// * Copyright(C)2009 Vincent Achim
// *****/
//
//Vincent Achim, copyright 2008
#include <stdio.h>
#include <ioADuC845.h>

#define LED P3_bit.T0

#define AUTO_SCROLL_ON 0x51
#define AUTO_SCROLL_OFF 0x52
#define CLEAR_SCREEN 0x58

#define AUTO_LINE_WRAP_ON 0x43

```

```

#define AUTO_LINE_WRAP_OFF 0x44

#define GO_HOME 0x48

#define MOVE_CURSOR_BACK 0x4C
#define MOVE_CURSOR_FOWARD 0x4D

#define UNDERLINE_CURSOR_ON 0x4A
#define UNDERLINE_CURSOR_OFF 0x4B

#define BLINKING_CURSOR_ON 0x53
#define BLINKING_CURSOR_OFF 0x54

void I2C_startbit()
{
    I2CCON_bit.MDE = 1; //Enable SDATA pin as an output

    //Generate a transition HIGH-LOW with Clock HIGH
    I2CCON_bit.MDO = 1; //Make sure the clock line is high
    I2CCON_bit.MCO = 1; //Set the clock high
    I2CCON_bit.MDO = 0; //Make data transition
    I2CCON_bit.MCO = 0; //Clock the line
}

void I2C_stopbit()
{
    I2CCON_bit.MDE = 1; //Enable SDATA pin as an output

    //Generate a transition LOW-HIGH with Clock HIGH
    I2CCON_bit.MDO = 0; //Make sure the clock line is low
    I2CCON_bit.MCO = 1; //Set the clock high
    I2CCON_bit.MDO = 1; //Make data transition
    I2CCON_bit.MCO = 0; //Clock the line
}

unsigned char I2C_sendbyte(unsigned char c)
{
    I2CCON_bit.MDE = 1; //Enable SDATA pin as an output
    I2CCON_bit.MCO = 0; //Make sure the clock line is low

    for(unsigned int i=0; i<8; ++i){
        I2CCON_bit.MDE = 1; //Enable SDATA pin as an output
        I2CCON_bit.MDO = ((c & (0x80>>i))==0)?0:1;

        I2CCON_bit.MCO = 1; //Clock to send bit
        I2CCON_bit.MCO = 0;
    }

    I2CCON_bit.MDE = 0; //Release the line for acknowledge
    I2CCON_bit.MCO = 1; //Send the clock for an acknowledge

    unsigned char ret = I2CCON_bit.MDI;
    I2CCON_bit.MCO = 0; //Clear the clock

    return ret;
}

const unsigned char SLAVE_ADDRESS = 0x50;

```

```

void I2C_send_cmd(unsigned char cmd)
{
    I2C_startbit();
    I2C_sendbyte(SLAVE_ADDRESS);
    I2C_sendbyte(0xFE);
    I2C_sendbyte(cmd);
    I2C_stopbit();
}

void I2C_senddata(unsigned char c)
{
    I2C_startbit();
    I2C_sendbyte(SLAVE_ADDRESS);
    I2C_sendbyte(c);
    I2C_stopbit();
}

void I2C_send_str(unsigned char size, unsigned char* str)
{
    I2C_startbit();
    I2C_sendbyte(SLAVE_ADDRESS);
    for(unsigned char i=0; i<size; ++i){
        I2C_sendbyte(str[i]);
    }
    I2C_stopbit();
}

void main (void)
{
    LED = 0;
    I2CCON_bit.I2CM = 1; //Master mode

    I2C_send_cmd(CLEAR_SCREEN);

    while(1){
        unsigned char str[] = "
                                "vincent.achim@
                                "                                polymtl.ca"
                                ";

        I2C_send_str(80,str);
        LED ^= 1;
    };
}

```

5 DISCUSSION GÉNÉRALE

La première étape vers une fabrication réfléchie des composites consiste à comprendre les éléments de la mise en forme, à en saisir les nuances et à établir les possibilités d'amélioration. À cette étape, il est préférable de ratisser large pour s'assurer d'avoir une vision globale de la problématique. Le but de ce travail étant de répertorier l'ensemble des connaissances scientifiques sur la mise en forme des composites par moulage liquide. Ce répertoire numérisé fournit alors à un utilisateur une première compréhension des enjeux et conditions idéales pour la mise en forme des composites.

De la même manière, en modélisation, la première étape consiste à obtenir une idée grossière des phénomènes en utilisant les simulations les plus simples possibles comme celles démontrées dans le troisième chapitre de cette thèse. Ceci permet de comprendre la globalité et déterminer rapidement les enjeux importants. Éventuellement, lorsque la conception prend forme, les modèles sont alors raffinés seulement là où cela est nécessaire vers les simulations plus complexes telles que présentées dans le deuxième chapitre. De cette manière, il est possible d'épargner un temps précieux. De plus, ceci permet de mieux cerner les nuances des modèles complexes et d'en tirer davantage d'informations utiles. Cette façon optimise non seulement l'utilisation des résultats de simulation, mais aussi le temps requis pour les obtenir. Concevoir des méthodes et outils efficaces pour y parvenir est au cœur de cette thèse et relève de la science appliquée. Celle-ci à mi-chemin entre la science fondamentale et la production industrielle.

En science fondamentale, le but est de comprendre, le moyen est de produire. À l'opposé, en industrie, le but est de produire, le moyen est de comprendre. Par conséquent, en science fondamentale, comme en industrie, ces deux aspects font partie intégrante du quotidien. Néanmoins malgré le commun du vocabulaire, leur signification et leurs implications sont nettement différentes. D'un point de vue philosophique, il s'agit là de deux langages complètement différents. Ainsi, un véritable travail de traduction est nécessaire pour allier ces deux visions.

En effet, en abordant un problème du point de vue scientifique, l'analyse s'effectue au niveau des détails et de la précision. Des cas tests sont alors conçus et produits dans le but de comprendre les tendances, d'expliquer des phénomènes et de confirmer les modèles. Le temps pour y parvenir est de seconde importance.

À l'inverse, en industrie, le temps est un facteur capital. Le but premier de la modélisation est alors de réduire les coûts de développement et de production. En ce sens, modéliser n'est pas une finalité, mais un moyen pour atteindre un but. Chaque simulation représente donc un investissement à rentabiliser. Puisqu'un résultat numérique à lui seul ne produira jamais de pièces réelles, il doit permettre de détecter les problèmes le plus rapidement possible avant qu'ils ne se produisent.

Durant l'application des méthodes scientifiques pour résoudre des problèmes d'ingénierie, la performance s'évalue par la précision des résultats en fonction du temps requis pour les obtenir. Le travail de la science appliquée est de fournir des outils pour réaliser les meilleurs compromis. C'est un travail ardu et de longue haleine qui est encore peu valorisé tant au niveau scientifique qu'au niveau industriel. En effet, la

finalité de la science appliquée, n'est ni de fournir les détails, ni de produire des pièces, mais de proposer des solutions de manière à réunir efficacement les deux. Cela nécessite de comprendre aussi bien les détails des phénomènes que les enjeux globaux liés à la production pour en proposer des traductions simplifiées de part et d'autre.

Ainsi, la science appliquée demande une connaissance très vaste. Aussi, plusieurs années d'effort sont requises pour trouver un équilibre entre les détails et la globalité. Enfin, sachant que les résultats seront critiqués de part et d'autre, peu osent s'y aventurer. Néanmoins, pour les passionnés, il s'agit d'une aventure des plus enrichissantes et tous ceux qui s'attaquent à cette tâche s'en retrouvent inévitablement grandis.

Un aspect important de la science appliquée consiste à bien comprendre les sources d'incertitudes pour proposer des outils les mieux adaptés possibles. Par exemple, dans le domaine des composites, malgré la meilleure expertise du monde, les paramètres caractérisés dans les modèles comporteront toujours une certaine forme d'incertitude. En effet, la nature intrinsèque des matériaux fibres-résines entraîne à elle seule une variation. En y incluant des manipulations extérieures, les estimations deviennent d'autant plus importantes. Par conséquent, mêmes les modèles les plus pointus ne parviennent pas à refléter en tout temps les résultats des expériences réelles avec exactitude. Toutefois, l'idéal scientifique tente sans cesse de démontrer de telles prouesses. En effet, pour prouver le bien fondé et la véracité des modèles, les scientifiques procèdent souvent par observations. Ainsi, la validation des modèles s'appuie en général sur la comparaison avec l'expérience. Pour ce faire, les paramètres

des modèles sont inévitablement ajustés pour s'y conformer. Il est alors prouvé que les tendances prédites sont valables et que le modèle y est précis au moins lorsque la réponse est connue. Toute la difficulté consiste alors à comprendre les limitations de la solution et à établir le seuil de risque acceptable. Cependant, ce dernier point est très rarement expliqué et par conséquent souvent mal compris. Cela contribue à une mauvaise perception de la modélisation tout en créant des attentes utopiques. Ces attentes se transforment alors rapidement en insatisfactions, puis en frustrations. Éventuellement, ces frustrations s'accumulent suffisamment pour laisser croire que les modèles scientifiques ne sont pas adaptables en industrie. En temps de crise économique, ceci est particulièrement ressenti et ce sentiment est d'autant amplifié. Par conséquent, une fois développés et validés, les outils et modèles scientifiques ont tout avantage à être traduits adéquatement pour s'assurer de répondre spécifiquement aux besoins industriels d'application.

Suivant ce constat, cette thèse s'est donc attaquée à développer des méthodes et des outils permettant d'obtenir et d'interpréter correctement le plus rapidement possible des résultats de modélisation.

5.1 Retour sur la méthodologie employée

Suite à plusieurs années d'étude et de collaboration, il a été réalisé que ce sont souvent les concepts de base même qui sont mal compris ou font simplement défaut. Par conséquent, pour commencer, une très large gamme d'informations générales sur le procédé de fabrication par injection sous renfort a été analysée pour en condenser les outils essentiels à la compréhension. Les meilleurs ouvrages de références ont été

répertoriés et cités. Ce faisant, les renseignements essentiels ont été extraits de plus d'une vingtaine de livres. Aussi, les informations importantes de plus de 300 publications scientifiques, considérées parmi les plus pertinentes, ont été synthétisées et regroupées au fur et à mesure d'une lecture de plus 1150 références similaires. Cette thèse fournit donc une information globale avec des repères pouvant être facilement détaillés. Le premier chapitre intitulé « revue de littérature » est plus qu'une simple revue sur les sujets abordés dans cette thèse. En fait, il se veut le premier outil proposé en vue de la fabrication réfléchie des composites. D'ailleurs, grâce aux connaissances acquises et une collaboration avec le personnel de la bibliothèque de Polytechnique de Montréal, une méthode d'archivage adaptée aux besoins de la Chaire des Composites à Haute Performance (CCHP) a été développée. Enfin, pour s'adresser au plus grand nombre de lecteurs possibles, le premier chapitre a été rédigé en ne considérant aucune connaissance préalable sur les composites et la modélisation. Par conséquent, un lecteur averti est invité à sauter de section en section selon ses besoins.

Ensuite, plusieurs niveaux de modélisation ont été considérés. En commençant par les modèles numériques les plus précis, cette thèse propose graduellement des niveaux supplémentaires de simplifications. Le but ultime étant de traduire les modèles de la science fondamentale vers la science appliquée. À chacune des étapes, les algorithmes sont revus et modifiés pour offrir davantage de résultats utilisables rapidement par les industriels.

Par exemple, après une analyse poussée des algorithmes scientifiques pour le remplissage de moules, une nouvelle méthode de prédiction a été proposée. Cette

méthode combine les avantages de deux méthodes traditionnelles, soit la méthode des éléments finis explicites et la méthode de Monte-Carlo. Il a été démontré que cette nouvelle méthode accélère d'environ quatre fois la vitesse des simulations par rapport à la plus rapide des méthodes extraites de la littérature et de plusieurs ordres de grandeur par rapport à la méthode standard usuelle. Ceci a été obtenu tout en respectant une erreur inférieure à cinq pourcent sur les temps analytiques de remplissage. En considérant uniquement les variabilités intrinsèques des matériaux, cette erreur est acceptable et non significative. Bref, cette nouvelle méthode constitue une première étape qui permet d'adapter les algorithmes scientifiques actuels vers les besoins de l'industrie. Elle permet d'obtenir plus rapidement des résultats sans affecter la qualité des informations recueillies. Elle met l'emphasis sur la justesse plutôt que la précision. Ceci permet de simuler rapidement à l'aide d'un ordinateur personnel standard le cas d'un maillage industriel. Cela permet d'effectuer la simulation d'un plus grand nombre de scénarios et ainsi évaluer plus adéquatement les risques. En ce sens, elle permet une meilleure rentabilité des simulations.

Suite à ce travail, le raisonnement a été poussé davantage. Toujours dans l'optique de fournir le maximum d'information rapidement, une nouvelle méthodologie pour délimiter le domaine de faisabilité d'un procédé a été proposée. Cette méthodologie fait appel à des solutions analytiques, semi-analytiques et numériques simplifiées pour résoudre plusieurs centaines de milliers de scénario en une fraction de seconde. Ce faisant, les résultats sont compilés et le diagramme de « moulabilité » est alors créé, puis progressivement raffiné. La création d'un tel diagramme effectue une partie du travail

d'analyse des résultats en fournissant visuellement une information intelligible de diverses stratégies du procédé. Il regroupe sous un même graphique l'ensemble des contraintes. Le passage entre plusieurs vues permet alors d'optimiser les paramètres du scénario rapidement en incorporant le retour « *feedback* » de l'utilisateur. La méthodologie ainsi proposée aide à vulgariser les modèles et leurs implications. Ceci permet de discerner plus adéquatement leurs avantages et favorise leurs utilisations dans la pratique.

Enfin, pour comprendre et modéliser, il n'est pas nécessaire de recourir exclusivement aux simulations numériques. En effet, plusieurs phénomènes peuvent être simulés simplement en utilisant des essais à échelles réduites. Par exemple, le mini moule thermique expliqué dans cette thèse sert à comprendre les phénomènes de cuisson. Pour ce faire, cet outil est instrumenté de divers capteurs (thermocouples et senseurs de flux de chaleur). Il permet d'effectuer des cycles de cuisson sur de petits échantillons de composites pour en simuler les réactions. La conception complète de ce simulateur incluant la partie informatique, électrique et mécanique offre une souplesse permettant d'effectuer les tests le plus près possible des conditions de fabrication de la pièce format réel. Il permet de recueillir une information globale intéressante sur les phénomènes thermiques tout en simplifiant les manipulations d'appareils tels que le calorimètre différentiel à balayage utilisé par les scientifiques. Enfin, il aide à comprendre directement les données recueillies des capteurs sur les moules réels. Durant le développement et les tests d'un nouveau procédé, il sera toujours intéressant d'utiliser ce type d'appareil pour réduire au maximum les coûts.

5.2 Contribution scientifiques

Les contributions scientifiques de cette thèse sont nombreuses. Particulièrement au niveau de la science appliquée.

Premièrement, un énorme travail de vulgarisation a été effectué pour permettre aux néophytes de comprendre en moins de soixante dix pages la majorité des enjeux liés à la fabrication de matériaux composites :

- Les sections 1.1 à 1.3 ont servi à définir le procédé de moulage par transfert de résine (RTM).
- La section 1.4 à introduire les concepts nécessaires à la modélisation.
- Les sections 1.5 et 1.6 à introduire les outils disponibles pour la caractérisation et le suivi de procédé.
- Les sections 1.7 et 1.8 ont discuté des méthodes d'optimisation.
- Enfin, la section 1.9 a permis de démontrer les difficultés liées à l'optimisation numérique, notamment en ce qui concerne les temps de calculs énormes qui sont requis.

Deuxièmement, les meilleurs algorithmes issus de la littérature concernant la modélisation du remplissage en RTM ont tous été implémentés et étudiés. Cette étude a permis de faire ressortir les avantages et les inconvénients de chacune d'entre elles. Cela a mené directement à la proposition d'une nouvelle méthode hybride qui allie robustesse et rapidité et a débouché sur le premier article de cette thèse.

Troisièmement, un logiciel d'optimisation sous contrainte a été conçu. Les modèles complexes ont été vulgarisés et simplifiés. Enfin, une nouvelle méthodologie a été

proposée pour analyser en temps réel plusieurs scénarios de procédés. Cela a débouché sur le deuxième article de cette thèse.

Quatrièmement, un nouvel outil de caractérisation a été développé. Cet outil permet d'analyser l'ensemble des phénomènes thermiques à l'intérieur des moules. Pour permettre un plus grand rayonnement et d'avantage de collaboration entre les scientifiques et les industriels, cet outil a été développé avec une interface web.

En résumé, plusieurs nouvelles méthodes en science appliquée ont été développées. Une série d'adaptation d'outils et de modèles scientifiques ont été proposés pour répondre davantage aux problèmes d'ingénierie de développement et production rapide à moindre coût. Pour y parvenir, tous les efforts de cette thèse se sont concentrés à rendre plus attrayante la modélisation en visant à réduire les temps tout en favorisant la compréhension. Ce travail a été effectué avec l'idée en tête d'aider à prévoir les erreurs pour permettre d'en éviter le plus possible. Considérant les coûts impliqués dans la fabrication de pièces composites, si la démarche proposée dans cette thèse ne permet d'éviter ne serait-ce qu'une seule erreur supplémentaire, l'industrie canadienne s'en trouvera gagnante.

Finalement, cette thèse s'inscrit à l'intérieur d'une démarche entreprise depuis quelques années par la Chaire des Composites à Hautes Performances (CCHP) pour répondre de façon plus directe aux besoins des partenaires industriels. Un des objectifs de la chaire est de compléter la boucle entre le développement fondamental scientifique et la production de masse. D'ailleurs un nouveau laboratoire possédant des instruments de tailles industrielles est actuellement à finir d'être monté. Nul doute que les outils

développés dans cette thèse contribueront aux raisonnements des méthodes à mettre en place. Enfin, une série de travaux connexes ont été effectués notamment sur l'analyse des perméabilités et le développement d'un nouveau procédé Polyflex plus rapide et moins coûteux. Une fois ce procédé pleinement fonctionnel, il sera intéressant d'analyser quels outils pourront être adaptés spécifiquement pour répondre aux besoins de ce procédé.

6 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Cette thèse a démontré un large éventail de façons d'incorporer la modélisation dans l'industrie des composites. Il a été démontré que plusieurs outils scientifiques peuvent être adaptés pour répondre plus adéquatement aux besoins industriels d'ingénierie. Le chapitre 2 a démontré qu'il est possible de réduire les temps de simulation de remplissage de plus de trois ordres de grandeur en sacrifiant moins de cinq pourcents de la précision. Le chapitre 3 quant à lui a démontré qu'il est possible de vulgariser les résultats de modélisation à l'aide du diagramme de « moulabilité ». Pour ce faire, les modèles ont été simplifiés à leur plus simple expression. Aussi, un logiciel a été conçu de manière à automatiser la génération de tels diagrammes. Enfin, le chapitre 4 a décrit les étapes d'un projet de conception d'un outil de modélisation à mi-chemin entre la simulation numérique et la fabrication de pièces réelles. Il permet d'analyser sur un montage réduit les échanges thermiques moule/résine pour en comprendre le comportement. Cet appareil permet d'utiliser un échantillon restreint, mais significatif de résine ce qui facilite de beaucoup les manipulations. Enfin, l'interface client/serveur du logiciel d'acquisition et de contrôle permet lorsque nécessaire de recourir en temps réel à l'expertise de spécialistes à travers le monde. En résumé, cet outil offre une nouvelle possibilité de collaboration entre les scientifiques et les industriels.

Bref, ce document a proposé une série d'outils adaptant les concepts scientifiques pour répondre spécifiquement aux besoins industriels. Plusieurs degrés de modélisation sont proposés pour favoriser l'essor de la modélisation dans l'industrie des composites à

commencer par la diminution du temps de calcul éléments finis, en passant par le diagramme de « moulabilité » permettant un traitement intuitif et visuel des résultats, jusqu'au mini-moule de simulation thermique. Bref, ce travail espère promouvoir une fabrication moins fondée sur l'intuition essais-erreurs et plus sur l'intelligence et la compréhension.

Finalement, mon passage au CCHP a permis de :

- Superviser et diriger plusieurs stagiaires en plus de la maîtrise de deux étudiants :
 - Bruno Croteau-Labouly : « Caractérisation combinée de la perméabilité et de la compaction des renforts fibreux dans les procédés de fabrication des composites par infusion » ;
 - Chakib Boushel : « Conception et développement d'un système d'acquisition et de contrôle à distance pour la fabrication de matériaux composites ».
- Développer un logiciel graphique pour l'analyse de moulabilité.
 - modèle analytique et semi-analytique (écoulement-cuisson);
 - traitement parallèle analyses/données;
- Développer un nouveau modèle de remplissage rapide basé sur la combinaison du remplissage explicite et les simulations Monte-Carlo.
 - développer un code de remplissage implicites éléments finis;
 - développer un code de remplissage explicites éléments finis;

- développer un code de remplissage Monte-Carlo;
- développer un code de remplissage Lattice-Boltzmann;
- développer un code de remplissage d'un coup « one-shot ».
- Développer un nouvel appareil pour étudier la cinétique des résines basée sur les senseurs de flux de chaleur.
 - Interfacer les modules et capteurs de la compagnie Thermoflux.
 - Programmer des microcontrôleurs.
 - Développer le matériel électronique pour :
 - lire des capteurs thermocouples et flux de chaleur;
 - contrôler la température d'un mini-moule

Cette thèse s'est penchée sur quelques problèmes spécifiques concernant entre autre la diminution des temps de simulation. À partir de l'analyse des modèles physiques, un nouvel algorithme de remplissage a été proposé. Aussi, pour diminuer les temps de calculs, il serait intéressant d'explorer d'avantage les possibilités de la partie informatique. Entre autres, la résolution parallèle des équations apparaît comme un incontournable.

Aussi, le nouvel algorithme hybride de remplissage a été testé sur des cas isothermes. Dans le futur, il serait intéressant d'effectuer les mêmes analyses sur des cas non-isothermes pour confirmer les avantages de performance de cet algorithme.

Enfin, plusieurs nouveaux algorithmes de contrôle pourront être analysés sur le mini-moule thermique.

7 BIBLIOGRAPHIE

- Abraham, D. and R. McIlhagger (1998). "Investigations Into Various Methods of Liquid Injection to Achieve Mouldings With Minimum Void Contents and Full Wet Out." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 29(5-6): 533-539.
- Advani, S. G. and E. M. Sozer (2003). *Process modeling in composites manufacturing*. New York, Marcel Dekker.
- Akbulut, M. and F. O. Sonmez (2008). "Optimum design of composite laminates for minimum thickness." *Computers & Structures* 86(21-22): 1974-1982.
- Antonucci, V., M. Giordano, A. Cusano, J. Nasser and L. Nicolais (2006). "Real time monitoring of cure and gelification of a thermoset matrix." *Composites Science and Technology* 66(16): 3273-3280.
- Antonucci, V., M. Giordano, L. Nicolais and G. Di Vita (2000). "A Simulation of the Non-Isothermal Resin Transfer Molding Process." *Polymer Engineering and Science* 40(12): 2471-2481.
- Auger, P. (1969). *Encyclopédie internationale des sciences et des techniques*. Paris, Groupe des Presses de la cité : Larousse, distributeur exclusif pour l'étranger.
- Bailleul, J. L., D. Delaunay, Y. Jarny and T. Jurkowski (2001). "Thermal Conductivity of Unidirectional Reinforced Composite Materials-Experimental Measurement as a Function of State of Cure." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 20(1): 52-64.

- Bailleul, J. L., G. Guyonvarch, B. Garnier, Y. Jarny and D. Delaunay (1996). "Identification of Glass Fiber Thermosetting Resins Composites Thermal Properties. Application to the Optimization of Molding Processes." *Revue Generale De Thermique* 35(409): 65-77.
- Bailleul, J. L., V. Sobotka, D. Delaunay and Y. Jamy (2003). "Inverse Algorithm for Optimal Processing of Composite Materials." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 34(8): 695-708.
- Bailon, J.-P. and J.-M. Dorlot (2000). *Des matériaux*. [Montréal], Presses internationales Polytechnique.
- Baley, C., Y. Grohens, F. Busnel and P. Davies (2004). "Application of interlaminar tests to marine composites. Relation between glass fibre/polymer interfaces and interlaminar properties of marine composites." *Applied Composite Materials* 11(2): 77-98.
- Ballata, W. O., S. M. Walsh and S. Advani (1999). "Determination of the transverse permeability of a fiber preform." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 18(16): 1450-1464.
- Batycky, R. P. and H. Brenner (1997). "Thermal macrotransport processes in porous media. A review." *Advances in Water Resources* 20(2-3): 95-110.
- Bear, J. (1972). *Dynamics of fluids in porous media*. New York, American Elsevier Pub. Co.

- Bechet, E., E. Ruiz and F. Trochu (2003). "Adaptive mesh generation for mould filling problems in resin transfer moulding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34(9): 813-834.
- Bechet, E., E. Ruiz, F. Trochu and J. C. Cuilliere (2004). "Re-Meshing Algorithms Applied to Mould Filling Simulations in Resin Transfer Moulding." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 23(1): 17-36.
- Beck, J. V., L. S. Yao, E. American Society of Mechanical, M. Winter, E. American Society of Mechanical and D. Heat Transfer (1982). *Heat transfer in porous media*. New York, American Society of Mechanical Engineers.
- Behrens, R. A. (1983). *Transient domain free surface flows and their applications to mold filling (contact line)*. United States -- Delaware, University of Delaware.
- Behrens, R. A., M. J. Crochet, C. D. Denson and A. B. Metzner (1988). "Transient free-surface flows: fluid advancing through a bed of cylinders." *AIChE Journal* 34(11): 1894-1902.
- Bejan, A. and A. D. Kraus (2003). *Heat transfer handbook*. New York, J. Wiley.
- Bernard, J. M. (2006). "Conforming and nonconforming finite element methods for solving the Darcy's equations." *Nonlinear Analysis: Real World Applications* 7(4): 789-812.
- Bernstein, J. R. and J. W. Wagner (1997). "Fiber optic sensors for use in monitoring flow front in vacuum resin transfer molding processes." *Review of Scientific Instruments* 68(5): 2156-2157.

- Bickerton, S., H. C. Stadtfeld, K. V. Steiner and S. G. Advani (2001). "Design and Application of Actively Controlled Injection Schemes for Resin-Transfer Molding." *Composites Science and Technology* 61(11): 1625-1637.
- Bikas, A., N. Pantelelis and A. Kanarachos (2002). "Computational tools for the optimal design of the injection moulding process." *Journal of Materials Processing Technology* 122(1): 112-126.
- Bird, R. B., W. E. Stewart and E. N. Lightfoot (2002). *Transport phenomena*. New York, Toronto, Wiley.
- Boccard, A., W. I. Lee and G. S. Springer (1995). "Model for Determining the Vent Locations and the Fill Time of Resin Transfer Molds." *Journal of Composite Materials* 29(3): 306-333.
- Boushel, C. (2009). *Conception et développement d'un système d'acquisition et de contrôle à distance pour la fabrication de matériaux composites. Génie mécanique*. Montreal, École Polytechnique. Master: 108.
- Boyard, N., M. Vayer, C. Sinturel, R. Erre and D. Delaunay (2003). "Analysis and Modeling of PVTX Diagram of an Unsaturated Polyester Resin, Thermoplastic Additive, and Mineral Fillers Blend." *Journal of Applied Polymer Science* 88(5): 1258-1267.
- Boyard, N., M. Vayer, C. Sinturel, R. Erre and D. Delaunay (2004). "Modeling PVTX Diagrams: Application to Various Blends Based on Unsaturated Polyester - Influence of Thermoplastic Additive, Fillers, and Reinforcements." *Journal of Applied Polymer Science* 92(5): 2976-2988.

- Breard, J., Y. Henzel, F. Trochu and R. Gauvin (2003). "Analysis of Dynamic Flows Through Porous Media. Part I: Comparison Between Saturated and Unsaturated Flows in Fibrous Reinforcements." *Polymer Composites* 24(3): 391-408.
- Broyer, E. and C. W. Macosko (1976). "HEAT TRANSFER AND CURING IN POLYMER REACTION MOLDING." *RCA Technical Notes*: 563-566.
- Bruschke, M. V. and S. G. Advani (1990). "A Finite-Element Control Volume Approach to Mold Filling in Anisotropic Porous-Media." *Polymer Composites* 11(6): 398-405.
- Bruschke, M. V. and S. G. Advani (1991). "RTM - filling simulation of complex 3-dimensional shell-like structures." *Sampe Quarterly-Society for the Advancement of Material and Process Engineering* 23(1): 2-11.
- Bruschke, M. V. and S. G. Advani (1994). "A numerical approach to model nonisothermal viscous-flow through fibrous media with free surfaces." *International Journal for Numerical Methods in Fluids* 19(7): 575-603.
- Caba, A. C., D. Rattazzi, R. Batra and A. C. Loos (1999). "Verification of a simulation model for resin film infusion of complex shaped composite structures." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 18(16): 1465-1478.
- Cai, Z. (1992). "Simplified mold filling simulation in resin transfer molding." *Journal of Composite Materials* 26(17): 2606-2630.
- Cai, Z. (1995). "Analysis of the non-viscous flow effect in liquid molding process." *Journal of Composite Materials* 29(2): 257-278.

- Calado, V. M. A. and S. G. Advani (1996). "Effective Average Permeability of Multi-Layer Preforms in Resin Transfer Molding." *Composites Science and Technology* 56(5): 519-531.
- Cash, J. R. and A. H. Karp (1990). "Variable order Runge-Kutta method for initial value problems with rapidly varying right-hand sides." *ACM Transactions on Mathematical Software* 16(3): 201-222.
- Castro, F. (2006). "Effective mould release for RTM processes." *Reinforced Plastics* 50(10): 30-31.
- Chan, A. W. (1991). Modeling of resin impregnation during the manufacture of polymer composites. United States -- Ohio, University of Cincinnati.
- Chan, A. W. and S. T. Hwang (1991). "Modeling of the impregnation process during resin transfer molding." *Polymer Engineering and Science* 31(15): 1149-1156.
- Chan, A. W. and S. T. Hwang (1992). "Modeling nonisothermal impregnation of fibrous media with reactive polymer resin." *Polymer Engineering and Science* 32(5): 310-318.
- Chan, A. W. and R. J. Morgan (1993). "Tow impregnation during resin transfer molding of bidirectional nonwoven fabrics." *Polymer Composites* 14(4): 335-340.
- Chang, W. (1998). "Parallel computations of 3D flows in resin transfer molding." *Journal of Mechanical Science and Technology* 12(5): 999-1010.
- Chang, W. and N. Kikuchi (1994). An adaptive remeshing method in the simulation of resin transfer molding (RTM) process.

- Chang, W. and N. Kikuchi (1995). "Analysis of nonisothermal mold filling process in resin transfer molding (RTM) and structural reaction injection-molding (SRIM)." *Computational Mechanics* 16(1): 22-35.
- Chen, Y. F., K. A. Stelson and V. R. Voller (1997). "Prediction of Filling Time and Vent Locations for Resin Transfer Molds." *Journal of Composite Materials* 31(11): 1141-1161.
- Chen, Y. F., V. R. Voller and K. A. Stelson (1996). "Time-implicit fixed and deforming grid solutions for compression mold filling." *Polymer Composites* 17(3): 414-422.
- Collins, R. E. (1961). *Flow of fluids through porous materials*. New York, London, Reinhold Pub. Corp. Chapman & Hall.
- Comas-Cardona, S., S. Ziaee and S. G. Advani (2002). "Spatially Homogeneous Gelation in Liquid Composite Molding." *Polymer Engineering and Science* 42(8): 1667-1673.
- Coussy, O. (1991). *Mécanique des milieux poreux*. Paris, Technip.
- Coussy, O. (1995). *Mechanics of porous continua*. Chichester, Toronto, Wiley.
- Critchlow, G. W., R. E. Litchfield, I. Sutherland, D. B. Grandy and S. Wilson (2006). "A review and comparative study of release coatings for optimised adhesion in resin transfer moulding applications." *International Journal of Adhesion and Adhesives* 26(8): 577-599.
- Crolet, J.-M. (2000). *Computational methods for flow and transport in porous media*. Dordrecht, The Netherlands, Kluwer Academic.

- Crosby, P. A., G. R. Powell, G. F. Fernando, C. M. France, R. C. Spooncer and D. N. Waters (1996). "In situ cure monitoring of epoxy resins using optical fibre sensors." *Smart Materials & Structures* 5(4): 415-428.
- Cusano, A., G. Breglio, M. Giordano, A. Calabro, A. Cutolo and L. Nicolais (2000). "An optoelectronic sensor for cure monitoring in thermoset-based composites." *Sensors and Actuators A: Physical* 84(3): 270-275.
- Cusano, A., P. Capoluongo, A. Cutolo and M. Giordano (2006). "Chirped fiber-Bragg grating as self-temperature referenced strain sensor in nonisothermal thermoset processing." *Ieee Sensors Journal* 6(1): 111-117.
- Dai, F. H., S. Y. Du, B. M. Zhang and D. F. Wan (2004). "A new method to track resin flow fronts in mold filling simulation of RTM process." *Journal of Materials Science & Technology* 20(3): 335-340.
- Dai, F. H., B. M. Zhang and S. Y. Du (2004). "Analysis of upper- and lower-limits of fill time in resin transfer mold filling simulation." *Journal of Composite Materials* 38(13): 1115-1136.
- Danisman, M., G. Tuncol, A. Kaynar and E. M. Sozer (2007). "Monitoring of resin flow in the resin transfer molding (RTM) process using point-voltage sensors." *Composites Science and Technology* 67(3-4): 367-379.
- Darby, R. (1976). *Viscoelastic fluids an introduction to their properties and behavior*. New York, M. Dekker.
- Davé, R. S. and A. C. Loos (2000). *Processing of composites*. Munich, Cincinnati, Hanser Publishers ; Hanser/Gardner Publications.

- Dawood, T. A., R. A. Sheno and M. Sahin (2007). "A procedure to embed fibre Bragg grating strain sensors into GFRP sandwich structures." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(1): 217-226.
- Deb, M. K., M. P. Reddy, R. S. Mayavaram and C. E. Baumann (1999). "Finite element analysis of three-dimensional RTM process." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 18(11): 968-978.
- Demaria, C., E. Ruiz and F. Trochu (2007). "In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part II: Prediction model and numerical simulations." *Polymer Composites* 28(6): 812-827.
- Devillard, M., K.-T. Hsiao, A. Gokce and S. G. Advani (2003). "On-Line Characterization of Bulk Permeability and Race-Tracking During the Filling Stage in Resin Transfer Molding Process." *Journal of Composite Materials* 37(17): 1525-1541.
- Doering, C. R. (1995). *Applied analysis of the Navier-Stokes equations*. Cambridge Angleterre, Cambridge University Press.
- Dominauskas, A., D. Heider and J. J. W. Gillespie (2007). "Electric time-domain reflectometry distributed flow sensor." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(1): 138-146.
- Dominauskas, A., D. Heider and J. W. Gillespie (2003). "Electric time-domain reflectometry sensor for online flow sensing in liquid composite molding

- processing." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34(1): 67-74.
- Dullien, F. A. L. (1979). *Porous media : fluid transport and pore structure*. New York, Academic Press.
- Dumont, J., É. Colpron, R. Couture, P. Hinse, R. Turmel and C. Desmarais (1998). *Modification des propriétés du sirop d'érable pour des applications spécifiques par la modification biochimique de la sève*, Centre ACER: 12.
- Dupuy, J., J. Adami and A. Maazouz (2005). "Kinetic Modeling of an Unsaturated Polyester Resin Using Two Complementary Techniques: Near Infrared Spectroscopy and Heat Flux Sensors." *Polymer Engineering and Science* 45(6): 846-856.
- Dybbbs, A. and R. V. Edwards (1984). *New look at porous media fluid mechanics - darcy to turbulent*, Newark, DE, USA, Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, Neth.
- Edu Ruiz, F. Waffo, J. Owens, C. Billotte and F. Trochu (2006). *Modeling of Resin Cure Kinetics for Molding Cycle Optimization*. FPCM8 International Conference on Flow Processes in Composite Materials. Mines de Douai, France.
- Eom, Y., L. Boogh, V. Michaud and J. A. Manson (2001). "A Structure and Property Based Process Window for Void Free Thermoset Composites." *Polymer Composites* 22(1): 22-31.
- Erdal, O. and F. O. Sonmez (2005). "Optimum design of composite laminates for maximum buckling load capacity using simulated annealing." *Composite Structures* 71(1): 45-52.

- Eum, S. H., K. Kageyama, H. Murayama, K. Uzawa, I. Ohsawa, M. Kanai, S. Kobayashi, H. Igawa and T. Shirai (2007). "Structural health monitoring using fiber optic distributed sensors for vacuum-assisted resin transfer molding." *Smart Materials & Structures* 16(6): 2627-2635.
- Ferland, P. (1994). *Simulation numérique non isotherme du procédé de moulage par transfert de résine (RTM)*, Ecole polytechnique de Montréal, département de génie mécanique: 154 p.
- Franco Correia, V. M., C. M. Mota Soares and C. A. Mota Soares (2003). "Buckling optimization of composite laminated adaptive structures." *Composite Structures* 62(3-4): 315-321.
- Freese, C. E. and S. M. Walsh (1998). "An a priori grid permutation for isothermal flow models." *Polymer Composites* 19(6): 759-767.
- Friedrichs, B. (1993). *Modeling of three-dimensional flow fields in injection and resin transfer molding processes*. United States -- Delaware, University of Delaware.
- Friedrichs, B. and S. I. Guceri (1995). "A hybrid numerical technique to model 3-D flow fields in resin transfer molding processes." *Polymer Engineering and Science* 35(23): 1834-1851.
- Gao, D. M., F. Trochu and R. Gauvin (1995). "Heat transfer analysis of non-isothermal resin transfer molding by the finite element method." *Materials and Manufacturing Processes* 10(1): 57-64.
- García, J. A., L. Gascón and F. Chinesta (2003). "A fixed mesh numerical method for modelling the flow in liquid composites moulding processes using a volume of

fluid technique." *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 192(7-8): 877-893.

Gauvin, R. and M. Chibani (1988). *Modelization of the clamping force and mold filling in resin transfer molding*, Washington, D.C., USA, Publ by SPI.

Gauvin, R., M. Chibani and P. Lafontaine (1986). *Modeling of pressure distribution in resin transfer molding*, New York, NY, USA, SPI.

Gauvin, R. and F. Trochu (1993). "Comparison Between Numerical and Experimental Results for Mold Filling in Resin Transfer Molding." *Plastics Rubber and Composites Processing and Applications* 19(3): 151-157.

Gauvin, R. and F. Trochu (1998). "Key Issues in Numerical Simulation for Liquid Composite Molding Processes." *Polymer Composites* 19(3): 233-240.

Ghiasi, H., D. Pasini and L. Lessard (2008). "Constrained globalized Nelder-Mead method for simultaneous structural and manufacturing optimization of a composite bracket." *Journal of Composite Materials* 42(7): 717-736.

Gokce, A., K. T. Hsiao and S. G. Advani (2002). "Branch and Bound Search to Optimize Injection Gate Locations in Liquid Composite Molding Processes." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 33(9): 1263-1272.

Gonzalez-Romero, V. M. and C. W. Macosko (1990). "Process Parameters Estimation for Structural Reaction Injection-Molding and Resin Transfer Molding." *Polymer Engineering and Science* 30(3): 142-146.

- Gou, J. H., C. Zhang, Z. Y. Liang, B. Wang and J. Simpson (2003). "Resin Transfer Molding Process Optimization Using Numerical Simulation and Design of Experiments Approach." *Polymer Composites* 24(1): 1-12.
- Gourichon, B., C. Binetruy and P. Krawczak (2006). "A new numerical procedure to predict dynamic void content in liquid composite molding." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 37(11): 1961-1969.
- Griffiths, P. R. and J. A. De Haseth (2007). *Fourier transform infrared spectrometry*. Hoboken, NJ, Wiley-Interscience.
- Hammami, A., R. Gauvin and F. Trochu (1998). "Modeling the Edge Effect in Liquid Composites Molding." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 29(5-6): 603-609.
- Han, K. R., S. L. Jiang, C. Zhang and B. Wang (2000). "Flow Modeling and Simulation of Scrimp for Composites Manufacturing." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 31(1): 79-86.
- Han, S., W. G. Kim, H. G. Yoon and T. J. Moon (1998). "Curing Reaction of Biphenyl Epoxy Resin With Different Phenolic Functional Hardeners." *Journal of Polymer Science Part a-Polymer Chemistry* 36(5): 773-783.
- Han, S., W. G. Kim, H. G. Yoon and T. J. Moon (1998). "Kinetic Study of the Effect of Catalysts on the Curing of Biphenyl Epoxy Resin." *Journal of Applied Polymer Science* 68(7): 1125-1137.
- Hayajneh, M. T. (2001). "Sandwich structure delamination of resin transfer molding." *Materials and Manufacturing Processes* 16(1): 27-45.

- Hegg, M. C., A. Ogale, A. Mescher, A. V. Mamishev and B. Minaie (2005). "Remote Monitoring of Resin Transfer Molding Processes by Distributed Dielectric Sensors." *Journal of Composite Materials* 39(17): 1519-1539.
- Heider, D., P. Simacek, A. Dominauskas, H. Deffor, S. Advani and J. J. W. Gillespie (2007). "Infusion design methodology for thick-section, low-permeability preforms using inter-laminar flow media." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(2): 525-534.
- Henne, M., C. Breyer, M. Niedermeier and P. Ermanni (2004). "A New Kinetic and Viscosity Model for Liquid Composite Molding Simulations in an Industrial Environment." *Polymer Composites* 25(3): 255-269.
- Henz, B. J., R. V. Mohan and D. R. Shires (2007). "A hybrid global-local approach for optimization of injection gate locations in liquid composite molding process simulations." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(8): 1932-1946.
- Henz, B. J., K. K. Tamma, R. Kanapady, N. D. Ngo and P. W. Chung (2003). "Process Modeling of Composites by Resin Transfer Molding: Practical Applications of Sensitivity Analysis for Isothermal Considerations." *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow* 13(4): 415-447.
- Hill, K. O. and G. Meltz (1997). "Fiber Bragg grating technology fundamentals and overview." *Journal of Lightwave Technology* 15(8): 1263-1276.

- Horie, K., I. Mita and H. Kambe (1968). "Calorimetric investigation of polymerization reactions -- 1." *Journal of Polymer Science -- Polymer Chemistry Part A-1* 6(9): 2663-2676.
- Hornung, U. (1997). *Homogenization and porous media*. New York, Springer.
- Hsiao, K.-T. and S. Gangireddy (2008). "Investigation on the spring-in phenomenon of carbon nanofiber-glass fiber/polyester composites manufactured with vacuum assisted resin transfer molding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39(5): 834-842.
- Hsiao, K. T. and S. G. Advani (2004). "Flow Sensing and Control Strategies to Address Race-Tracking Disturbances in Resin Transfer Molding. Part I: Design and Algorithm Development." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 35(10): 1149-1159.
- Hsiao, K. T., M. Devillard and S. G. Advani (2004). "Simulation Based Flow Distribution Network Optimization for Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding Process." *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 12(3): S175-S190.
- Hubbert, M. K. and H. Darcy (1969). *The theory of ground-water motion and related papers*. New York, Hafner.
- Hughes, T. J. R., A. Masud and J. Wan (2006). "A stabilized mixed discontinuous Galerkin method for Darcy flow." *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 195(25-28): 3347-3381.

- Ismail, Y. M. and G. S. Springer (1997). "Interactive simulation of resin transfer molding." *Journal of Composite Materials* 31(10): 954-980.
- Ivankovic, M., L. Incarnato, J. M. Kenny and L. Nicolais (2003). "Curing Kinetics and Chemorheology of Epoxy/Anhydride System." *Journal of Applied Polymer Science* 90(11): 3012-3019.
- Jiang, S., Z. Wang, G. Zhou and W. Yang (2007). "An implicit control-volume finite element method and its time step strategies for injection molding simulation." *Computers & Chemical Engineering* 31(11): 1407-1418.
- Jiang, S., L. Yang, S. Alsoliby and G. Zhou (2007). "PCG solver and its computational complexity for implicit control-volume finite-element method of RTM mold filling simulation." *Composites Science and Technology* 67(15-16): 3316-3322.
- Jiang, S. L. and Y. X. Duan (2006). "An interface-update-based implicit algorithm for mold filling simulation of liquid composite molding." *Polymer Composites* 27(3): 271-281.
- Jiang, S. L., C. Zhang and B. Wang (2002). "Optimum Arrangement of Gate and Vent Locations for Rtm Process Design Using a Mesh Distance-Based Approach." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 33(4): 471-481.
- Joshi, S. C., Y. C. Lam and X. L. Liu (2000). "Mass conservation in numerical simulation of resin flow." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 31(10): 1061-1068.
- Jovanovic, V., S. Manoochchri and C. Chassapis (2001). "Parameter estimation for resin transfer molding." *Engineering Computations* 18(7-8): 1091-1107.

- Kamal, M. R. (1974). "Thermoset characterization for moldability analysis." 14(3): 239-231.
- Kanapady, R., K. K. Tamma, M. Baddourah and A. Mark (1998). "High performance computing on a symmetric multiprocessor (SMP) environment for RTM process modeling of large complex structural geometries." *Advances in Engineering Software* 29(3-6): 399-408.
- Kanapady, R., K. K. Tamma and A. Mark (1999). "Highly scalable parallel computational models for large-scale RTM process modeling simulations, Part 1: Theoretical formulations and generic design." *Numerical Heat Transfer Part B-Fundamentals* 36(3): 265-285.
- Kanapady, R., K. K. Tamma and A. Mark (1999). "Highly scalable parallel computational models for large-scale RTM process modeling simulations. Part 2: Parallel formulation theory and implementation." *Numerical Heat Transfer Part B-Fundamentals* 36(3): 287-308.
- Kanapady, R., K. R. Tamma and A. Mark (1999). "Highly scalable parallel computational models for large-scale RTM process modeling simulations, part 3: Validation and performance results." *Numerical Heat Transfer Part B-Fundamentals* 36(4): 351-386.
- Kang, H. K., D. H. Kang, C. S. Hong and C. G. Kim (2003). "Simultaneous monitoring of strain and temperature during and after cure of unsymmetric composite laminate using fibre-optic sensors." *Smart Materials & Structures* 12(1): 29-35.

- Kang, M. K. and W. I. Lee (1999). "A flow-front refinement technique for the numerical simulation of the resin-transfer molding process." *Composites Science and Technology* 59(11): 1663-1674.
- Karkanias, P. I. and I. K. Partridge (2000). "Cure Modeling and Monitoring of Epoxy/Amine Resin Systems. II. Network Formation and Chemoviscosity Modeling." *Journal of Applied Polymer Science* 77(10): 2178-2188.
- Karkanias, P. I., I. K. Partridge and D. Attwood (1996). "Modelling the Cure of a Commercial Epoxy Resin for Applications in Resin Transfer Moulding." *Polymer International* 41(2): 183-191.
- Kas, Y. O. and C. Kaynak (2005). "Ultrasonic (C-scan) and microscopic evaluation of resin transfer molded epoxy composite plates." *Polymer Testing* 24(1): 114-120.
- Kaviany, M. (1995). *Principles of heat transfer in porous media*. New York, Springer.
- Kaynak, C., E. Akgul and N. A. Isitman (2008). "Effects of RTM mold temperature and vacuum on the mechanical properties of epoxy/glass fiber composite plates." *Journal of Composite Materials* 42(15): 1505-1521.
- Kim, S. W., K. J. Lee, J. C. Seferis and J. D. Nam (1997). "Process analysis of resin transfer molding with autoclave-assisted laminate consolidation." *Advances in Polymer Technology* 16(3): 185-197.
- Kiuna, N., C. J. Lawrence, Q. P. V. Fontana, P. D. Lee, T. Selerland and P. D. M. Spelt (2002). "A Model for Resin Viscosity During Cure in the Resin Transfer Moulding Process." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 33(11): 1497-1503.

- Koch, D. L., R. J. Hill and A. S. Sangani (1998). "Brinkman screening and the covariance of the fluid velocity in fixed beds." *Physics of Fluids* 10(12): 3035-3037.
- Kuang, K. S. C. and W. J. Cantwell (2002). "In situ process monitoring of a thermoplastic-based fibre composite using optical fibre sensors." *Smart Materials & Structures* 11(6): 840-847.
- Kueh, S. R. M., R. S. Parnas and S. G. Advani (2002). "A Methodology for Using Long-Period Gratings and Mold-Filling Simulations to Minimize the Intrusiveness of Flow Sensors in Liquid Composite Molding." *Composites Science and Technology* 62(2): 311-327.
- Lam, K. Y. and M. A. Afromowitz (1995). "Fiberoptic Epoxy Composite Cure Sensor .1. Dependence of Refractive-Index of an Autocatalytic Reaction Epoxy System at 850 Nm on Temperature and Extent of Cure." *Applied Optics* 34(25): 5635-5638.
- Lam, K. Y. and M. A. Afromowitz (1995). "Fiberoptic Epoxy Composite Cure Sensor .2. Performance-Characteristics." *Applied Optics* 34(25): 5639-5644.
- Lam, P. W. K., H. P. Plaumann and T. Tran (1990). "Improved kinetic model for the autocatalytic curing of styrene-based thermoset resins." *Journal of Applied Polymer Science* 41(11-12): 3043-3057.
- Lam, Y. C., S. C. Joshi and X. L. Liu (2000). "Numerical simulation of the mould-filling process in resin-transfer moulding." *Composites Science and Technology* 60(6): 845-855.

- Lawrence, J. M., M. Devillard and S. G. Advani (2004). "Design and Testing of a New Injection Approach for Liquid Composite Molding." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 23(15): 1625-1638.
- Lawrence, J. M., P. Fried and S. G. Advani (2005). "Automated Manufacturing Environment to Address Bulk Permeability Variations and Race Tracking in Resin Transfer Molding by Redirecting Flow With Auxiliary Gates." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 36(8): 1128-1141.
- Lawrence, J. M., K. T. Hsiao, R. C. Don, P. Simacek, G. Estrada, E. M. Sozer, H. C. Stadtfeld and S. G. Advani (2002). "An Approach to Couple Mold Design and on-Line Control to Manufacture Complex Composite Parts by Resin Transfer Molding." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 33(7): 981-990.
- Le Riche, R., A. Saouab and J. Breard (2003). "Coupled Compression Rtm and Composite Layup Optimization." *Composites Science and Technology* 63(15): 2277-2287.
- Lee, C. L. and K. H. Wei (2000). "Effect of Material and Process Variables on the Performance of Resin-Transfer-Molded Epoxy Fabric Composites." *Journal of Applied Polymer Science* 77(10): 2149-2155.
- Lee, L. J., W. B. Young and R. J. Lin (1994). "Mold filling and cure modeling of rtm and srim processes." *Composite Structures* 27(1-2): 109-120.
- Lewis, R. W. and B. A. Shrefler (1998). *The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media*. Chichester, England, Toronto, Wiley.

- Li, C., M. Cao, R. Wang, Z. Wang, Y. Qiao, L. Wan, Q. Tian, H. Liu, D. Zhang, T. Liang and C. Tang (2003). "Fiber-optic composite cure sensor: monitoring the curing process of composite material based on intensity modulation." *Composites Science and Technology* 63(12): 1749-1758.
- Li, J., C. Zhang, R. Liang and B. Wang (2005). "Statistical Characterization and Robust Design of Rtm Processes." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 36(5): 564-580.
- Li, S. P. and R. Gauvin (1991). "Numerical-analysis of the resin flow in resin transfer molding." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 10(3): 314-327.
- Li, Y. F., S. G. Shen, Y. F. Liu and J. G. Gao (1999). "Kinetics of 4,4 '-Diaminodiphenylmethane Curing of Bisphenol-S Epoxy Resin." *Journal of Applied Polymer Science* 73(9): 1799-1803.
- Lim, S. T. and W. I. Lee (2000). "An analysis of the three-dimensional resin-transfer mold filling process." *Composites Science and Technology* 60(7): 961-975.
- Lin, M. and F.-K. Chang (2002). "The manufacture of composite structures with a built-in network of piezoceramics." *Composites Science and Technology* 62(7-8): 919-939.
- Lin, M., H. T. Hahn and H. Huh (1998). "A Finite Element Simulation of Resin Transfer Molding Based on Partial Nodal Saturation and Implicit Time Integration." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 29(5-6): 541-550.

- Lin, M. Y., M. J. Murphy and H. T. Hahn (2000). "Resin Transfer Molding Process Optimization." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 31(4): 361-371.
- Lin, M. Y. Y. (1998). A finite element simulation of resin transfer molding, University of California, Los Angeles.
- Lionetto, F., R. Rizzo, V. A. M. Luprano and A. Maffezzoli (2004). "Phase Transformations During the Cure of Unsaturated Polyester Resins." *Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing* 370(1-2): 284-287.
- Litchfield, R. E., G. W. Critchlow and S. Wilson (2006). "Surface cleaning technologies for the removal of crosslinked epoxide resin." *International Journal of Adhesion and Adhesives* 26(5): 295-303.
- Liu, B. C., S. Bickerton and S. G. Advani (1996). "Modelling and Simulation of Resin Transfer Moulding (Rtm) - Gate Control, Venting and Dry Spot Prediction." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 27(2): 135-141.
- Liu, L., B.-M. Zhang, D.-F. Wang and Z.-J. Wu (2006). "Effects of cure cycles on void content and mechanical properties of composite laminates." *Composite Structures* 73(3): 303-309.
- Liu, S.-J. and Y.-S. Chen (2004). "The manufacturing of thermoplastic composite parts by water-assisted injection-molding technology." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 35(2): 171-180.

- Liu, S.-J., C.-H. Hsu and C.-Y. Chang (2002). "Parametric Characterization of the Thin-Wall Injection Molding of Thermoplastic Composites." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 21(11): 1027-1041.
- Liu, X.-L. (2000). "Isothermal flow simulation of liquid composite molding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 31(12): 1295-1302.
- Luersen, M. A. and R. Le Riche (2004). "Globalized Nelder-Mead method for engineering optimization." *Computers & Structures* 82(23-26): 2251-2260.
- Luersen, M. A., R. Le Riche and F. Guyon (2004). "A constrained, globalized, and bounded Nelder-Mead method for engineering optimization." *Structural and Multidisciplinary Optimization* 27(1-2): 43-54.
- Luo, J., Z. Liang, C. Zhang and B. Wang (2001). "Optimum Tooling Design for Resin Transfer Molding With Virtual Manufacturing and Artificial Intelligence." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 32(6): 877-888.
- Luoma, J. A. (1999). Development and applications of explicit numerical algorithms for analysis of free-surface problems in polymer molding processes, University of Minnesota: Ph.D.
- Luoma, J. A. and V. R. Voller (2000). "An explicit scheme for tracking the filling front during polymer mold filling." *Applied Mathematical Modelling* 24(8-9): 575-590.
- Maier, R. S., T. F. Rohaly, S. G. Advani and K. D. Fickie (1996). "A Fast Numerical Method for Isothermal Resin Transfer Mold Filling." *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 39(8): 1405-1417.

- Markicevic, B., D. Heider, S. G. Advani and S. Walsh (2005). "Stochastic Modeling of Preform Heterogeneity to Address Dry Spots Formation in the Vartm Process." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 36(6): 851-858.
- Marsh, G. (2003). "Composites on the road to the big time?" *Reinforced Plastics* 47(2): 33-36.
- Masse, H., E. Arquis, D. Delaunay, S. Quilliet and P. H. Le Bot (2004). "Heat transfer with mechanically driven thermal contact resistance at the polymer-mold interface in injection molding of polymers." *International Journal of Heat and Mass Transfer* 47(8-9): 2015-2027.
- Mathieu, J. P., A. Kastler and P. Fleury (1985). *Dictionnaire de physique*. Paris, Masson. Eyrolles.
- Mathur, R., S. G. Advani and B. K. Fink (2003). "A real-coded hybrid genetic algorithm to determine optimal resin injection locations in the resin transfer molding process." *CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences* 4(5): 587-601.
- Mathur, R., B. K. Fink and S. G. Advani (1999). "Use of Genetic Algorithms to Optimize Gate and Vent Locations for the Resin Transfer Molding Process." *Polymer Composites* 20(2): 167-178.
- Mathur, R., D. Heider, C. Hoffmann, J. W. Gillespie, S. G. Advani and B. K. Fink (2001). "Flow Front Measurements and Model Validation in the Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Process." *Polymer Composites* 22(4): 477-490.

- Mawardi, A. and R. Pitchumani (2004). "Cure Cycle Design for Thermosetting-Matrix Composites Fabrication under Uncertainty." 132(1 - 4): 19-45.
- Mayer, K. U. (1999). A numerical model for multicomponent reactive transport in variably saturated porous media, University of Waterloo (Canada): Ph.D.
- McAdams, W. H. (1954). Heat transmission. New York, Toronto, McGraw-Hill.
- Michaud, D. J. (2000). Simulation-based design optimization and control of thick composite laminates manufactured by resin transfer molding, University of Delaware: Ph.D.
- Michaud, D. J., A. N. Beris and P. S. Dhurjati (2002). "Thick-sectioned RTM composite manufacturing, Part II. Robust cure cycle optimization and control." Journal of Composite Materials 36(10): 1201-1232.
- Michaud, D. J., A. N. Beris and P. S. Dhurjati (2002). "Thick-sectioned RTM composite manufacturing: Part I - In situ cure model parameter identification and sensing." Journal of Composite Materials 36(10): 1175-1200.
- Mijovic, J. (1986). "CURE KINETICS OF NEAT VERSUS REINFORCED EPOXIES." Journal of Applied Polymer Science 31(5): 1177-1187.
- Modi, D., P. Simacek and S. Advani (2003). "Influence of injection gate definition on the flow-front approximation in numerical simulations of mold-filling processes." International Journal for Numerical Methods in Fluids 42(11): 1237-1248.
- Mohan, R. V., N. D. Ngo and K. K. Tamma (1999). "On a Pure Finite-Element-Based Methodology for Resin Transfer Mold Filling Simulations." Polymer Engineering and Science 39(1): 26-43.

- Mohan, R. V., N. D. Ngo and K. K. Tamma (1999). "Three-dimensional resin transfer molding: Isothermal process modeling and explicit tracking of moving fronts for thick geometrically complex composites manufacturing applications - Part 1." *Numerical Heat Transfer Part a-Applications* 35(8): 815-838.
- Mohan, R. V., N. D. Ngo, K. K. Tamma and D. R. Shires (1999). "Three-dimensional resin transfer molding: Isothermal process modeling and implicit tracking of moving fronts for thick, geometrically complex composites manufacturing applications - Part 2." *Numerical Heat Transfer Part a-Applications* 35(8): 839-858.
- Mosella, C. J., J. P. Montecinos and J. A. Ramos-Grez (2008). "Flow and mold filling modeling and simulation to enhance resin transfer molding processes." *Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme* 130(3).
- Mychajluk, G., S. Manoochehri and R. S. Parnas (1996). "Resin Transfer Molding Process Optimization for Minimum Cycle-Time." *Journal of Advanced Materials* 28(1): 9-18.
- Nalla, A. R., M. Fuqua, J. Glancey and B. Lelievre (2007). "A multi-segment injection line and real-time adaptive, model-based controller for vacuum assisted resin transfer molding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(3): 1058-1069.
- Ngo, N. D. (2001). *Computational developments for simulation-based design: Multi-disciplinary flow/thermal/cure/stress modeling, analysis, and validation for processing of composites*, University of Minnesota: Ph.D.

- Ngo, N. D. and K. K. Tamma (2001). "Non-isothermal '2-D flow/3-D thermal' developments encompassing process modelling of composites: flow/thermal/cure formulations and validations." *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 50(7): 1559-1585.
- Ni, J., S. J. Li, X. D. Sun and L. J. Lee (1998). "Mold filling analysis in vacuum-assisted resin transfer molding. Part II: SCRIMP based on grooves." *Polymer Composites* 19(6): 818-829.
- Nielsen, D. and R. Pitchumani (2001). "Intelligent Model-Based Control of Preform Permeation in Liquid Composite Molding Processes, With Online Optimization." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 32(12): 1789-1803.
- Noborio, K. (2001). "Measurement of soil water content and electrical conductivity by time domain reflectometry: a review." *Computers and Electronics in Agriculture* 31(3): 213-237.
- Olivier, P. A. (2006). "A note upon the development of residual curing strains in carbon/epoxy laminates. Study by thermomechanical analysis." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37(4): 602-616.
- Ozyurt, B., P. Mogili, B. Mierau, S. G. Sunol and A. K. Sunol (1996). "A hierarchical approach to simultaneous design of products and processes." *Computers & Chemical Engineering* 20(Supplement 1): S73-S78.
- Pan, X. W., D. K. Liang and D. S. Li (2006). "Optical fiber sensor layer embedded in smart composite material and structure." *Smart Materials & Structures* 15(5): 1231-1234.

- Pandelidis, I. and Q. Zou (1990). "Optimization of Injection-Molding Design .2. Molding Conditions Optimization." *Polymer Engineering and Science* 30(15): 883-892.
- Panitapu, R. K. (2003). Analysis of filling pattern in resin transfer molding, University of South Alabama: M.S.
- Pantelelis, N., T. Vrouvakis and K. Spentzas (2003). "Cure Cycle Design for Composite Materials Using Computer Simulation and Optimisation Tools." *Forschung Im Ingenieurwesen-Engineering Research* 67(6): 254-262.
- Pantelelis, N. G. (2003). "Optimised Cure Cycles for Resin Transfer Moulding." *Composites Science and Technology* 63(2): 249-264.
- Pantelelis, N. G. (2005). "Towards the Dynamic Optimisation for the Cure Control of Thermoset-Matrix Composite Materials." *Composites Science and Technology* 65(7-8): 1254-1263.
- Park, C. H., W. I. Lee, W. S. Han and A. Vautrin (2003). "Weight minimization of composite laminated plates with multiple constraints." *Composites Science and Technology* 63(7): 1015-1026.
- Parnas, R. S. (2000). Liquid composite molding. Munich, Cincinnati, Hanser. Hanser Gardner Publications.
- Phelan, F. R. (1997). "Simulation of the injection process in resin transfer molding." *Polymer Composites* 18(4): 460-476.

- Pichaud, S., X. Duteurtre, A. Fit, F. Stephan, A. Maazouz and J. P. Pascault (1999). "Chemorheological and Dielectric Study of Epoxy-Amine for Processing Control." *Polymer International* 48(12): 1205-1218.
- Pillai, K. M. (1997). Flow modeling in dual scale porous media, University of Delaware: Ph.D.
- Pillai, K. M. (2002). "Governing Equations for Unsaturated Flow Through Woven Fiber Mats. Part 1. Isothermal Flows." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 33(7): 1007-1019.
- Pillai, K. M. and S. G. Advani (1998). "A Model for Unsaturated Flow in Woven Fiber Preforms During Mold Filling in Resin Transfer Molding." *Journal of Composite Materials* 32(19): 1753-1783.
- Pillai, K. M. and S. G. Advani (1998). "Numerical Simulation of Unsaturated Flow in Woven Fiber Preforms During the Resin Transfer Molding Process." *Polymer Composites* 19(1): 71-80.
- Pop, I. I. and D. B. Ingham (2001). Convective heat transfer mathematical and computational modelling of viscous fluids and porous media. Amsterdam, New York, Pergamon.
- Potter, K. (1997). Resin transfer moulding. London, Chapman & Hall.
- Press, W. H. (2007). Numerical recipes : the art of scientific computing. Cambridge, UK ; New York, Cambridge University Press.

- Quirin, J. C. and J. M. Torkelson (2003). "Self-referencing fluorescence sensor for monitoring conversion of nonisothermal polymerization and nanoscale mixing of resin components." *Polymer* 44(2): 423-432.
- Rai, N. and R. Pitchumani (1997). "Optimal Cure Cycles for the Fabrication of Thermosetting-Matrix Composites." *Polymer Composites* 18(4): 566-581.
- Rath, M., J. Döring, W. Stark and G. Hinrichsen (2000). "Process monitoring of moulding compounds by ultrasonic measurements in a compression mould." *NDT & E International* 33(2): 123-130.
- Rattle, F., V. Achim and F. Trochu (2009). "Evolutionary operators for optimal gate location in liquid composite moulding." *Applied Soft Computing* 9(2): 817-823.
- Restrepo, O., K.-T. Hsiao, A. Rodriguez and B. Minaie (2007). "Development of adaptive injection flow rate and pressure control algorithms for resin transfer molding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(6): 1547-1568.
- Rosu, D., C. N. Cascaval, F. Mustata and C. Ciobanu (2002). "Cure Kinetics of Epoxy Resins Studied by Non-Isothermal Dsc Data." *Thermochimica Acta* 383(1-2): 119-127.
- Rudd, C. D. (1997). *Liquid moulding technologies resin transfer moulding, structural reaction injection moulding and related processing techniques*. Cambridge, England, Warrendale, PA, Woodhead Publishing Limited. Society of Automotive Engineers.

- Ruiz, E., V. Achim, S. Soukane, F. Trochu and J. Breard (2006). "Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites." *Composites Science and Technology* 66(3-4): 475-486.
- Ruiz, E., V. Achim and F. Trochu (2007). "Coupled non-conforming finite element and finite difference approximation based on laminate extrapolation to simulate liquid composite molding processes. Part I: Isothermal flow." *Science and Engineering of Composite Materials* 14(2): 85-112.
- Ruiz, E. and F. Trochu (2005). "Comprehensive Thermal Optimization of Liquid Composite Molding to Reduce Cycle Time and Processing Stresses." *Polymer Composites* 26(2): 209-230.
- Ruiz, E. and F. Trochu (2005). "Numerical Analysis of Cure Temperature and Internal Stresses in Thin and Thick Rtm Parts." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 36(6): 806-826.
- Ruiz, E. and F. Trochu (2005). "Thermomechanical Properties During Cure of Glass-Polyester Rtm Composites: Elastic and Viscoelastic Modeling." *Journal of Composite Materials* 39(10): 881-916.
- Ruiz, E. and F. Trochu (2006). "Multi-criteria thermal optimization in liquid composite molding to reduce processing stresses and cycle time." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37(6): 913-924.
- Ruiz, E. and F. Trochu (2007). "Coupled non-conforming finite element and finite difference approximation based on laminate extrapolation to simulate liquid

composite molding processes. Part II: Non-isothermal filling and curing." *Science and Engineering of Composite Materials* 14(2): 113-144.

Sánchez, F., J. A. García, L. Gascón and F. Chinesta (2007). "Towards an efficient numerical treatment of the transport problems in the resin transfer molding simulation." *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 196(21-24): 2300-2312.

Sbirrazzuoli, N. and S. Vyazovkin (2002). "Learning About Epoxy Cure Mechanisms From Isoconversional Analysis of Dsc Data." *Thermochimica Acta* 388(1-2): 289-298.

Scheidegger, A. E. (1974). *The physics of flow through porous media*. Toronto, Buffalo N.Y., University of Toronto Press.

Schmachtenberg, E., J. Schulte zur Heide and J. Töpker (2005). "Application of ultrasonics for the process control of Resin Transfer Moulding (RTM)." *Polymer Testing* 24(3): 330-338.

Schmidt, F. M., P. Lafleur, F. Berthet and P. Devos (1999). "Numerical simulation of resin transfer molding using linear boundary element method." *Polymer Composites* 20(6): 725-732.

Shojaei, A. and S. R. Ghaffarian (2003). "Modeling and Simulation Approaches in the Resin Transfer Molding Process: a Review." *Polymer Composites* 24(4): 525-544.

Shojaei, A., S. R. Ghaffarian and S. M. H. Karimian (2002). "Numerical simulation of three-dimensional mold filling process in resin transfer molding using quasi-

- steady state and partial saturation formulations." *Composites Science and Technology* 62(6): 861-879.
- Shojaei, A., S. R. Ghaffarian and S. M. H. Karimian (2003). "Numerical analysis of controlled injection strategies in resin transfer molding." *Journal of Composite Materials* 37(11): 1011-1035.
- Shojaei, A., S. R. Ghaffarian and S. M. H. Karimian (2003). "Simulation of the three-dimensional non-isothermal mold filling process in resin transfer molding." *Composites Science and Technology* 63(13): 1931-1948.
- Simacek, P. and S. G. Advani (2001). "An Analytic Solution for the Temperature Distribution in Flow Through Porous Media in Narrow Gaps: I - Linear Injection." *Heat and Mass Transfer* 38(1-2): 25-33.
- Simacek, P. and S. G. Advani (2004). "Desirable Features in Mold Filling Simulations for Liquid Composite Molding Processes." *Polymer Composites* 25(4): 355-367.
- Skordos, A. A., P. I. Karkanas and I. K. Partridge (2000). "A dielectric sensor for measuring flow in resin transfer moulding." *Measurement Science & Technology* 11(1): 25-31.
- Sobotka, V. and D. Delaunay (2007). "Analysis and control of heat transfer in an industrial composite mold in RTM polyester automotive process." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 26(9): 881-901.
- Soltani, F. (2000). *Geometry-based modeling of the mold filling process using neural networks*, Stevens Institute of Technology: Ph.D.

- Soukane, S. and F. Trochu (2006). "Application of the level set method to the simulation of resin transfer molding." *Composites Science and Technology* 66(7-8): 1067-1080.
- Sourour, S. and M. R. Kamal (1976). "New apparatus to measure the thermal conductivity and diffusivity of thermoplastic and thermosetting polymers." 16(7): 489-480.
- Sozer, E. M., S. Bickerton and S. G. Advani (2000). "On-Line Strategic Control of Liquid Composite Mould Filling Process." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 31(12): 1383-1394.
- Spalatel-Lazar, M., F. Léné and N. Turbé (2008). "Modelling and optimization of sails." *Computers & Structures* 86(13-14): 1486-1493.
- Spanos, T. J. T. (2002). *The thermophysics of porous media*. Boca Raton, Chapman & Hall/CRC.
- Srinivasagupta, D., B. Joseph, P. Majumdar and H. Mahfuz (2003). "Effect of processing conditions and material properties on the debond fracture toughness of foam-core sandwich composites: process model development." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34(11): 1085-1095.
- Stoven, T., F. Weyrauch, P. Mitschang and M. Neitzel (2003). "Continuous Monitoring of Three-Dimensional Resin Flow Through a Fibre Preform." *Composites Part a-Applied Science and Manufacturing* 34(6): 475-480.

- Su, H. B., L. T. Fan and J. R. Schlup (1998). "Monitoring the process of curing of epoxy/graphite fiber composites with a recurrent neural network as a soft sensor." *Engineering Applications of Artificial Intelligence* 11(2): 293-306.
- Sun, X. (1998). Analysis of vacuum-assisted resin transfer molding, The Ohio State University: Ph.D.
- Sun, X. D., S. J. Li and L. J. Lee (1998). "Mold filling analysis in vacuum-assisted resin transfer molding. Part I: SCRIMP based on a high-permeable medium." *Polymer Composites* 19(6): 807-817.
- Tan, C. P. (1998). Composite manufacturing: Simulation of 3-D resin transfer molding, Stanford University: Ph.D.
- Tan, C. P. and G. S. Springer (1999). "Composite manufacturing: Simulation of 3-D resin transfer molding." *Journal of Composite Materials* 33(18): 1716-1742.
- Tari, M. J. (1998). An improved resin transfer molding process, University of California, Los Angeles: Ph.D.
- Tari, M. J., J. P. Imbert, M. Y. Lin, A. S. Lavine and H. T. Hahn (1998). "Analysis of resin transfer molding with high permeability layers." *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme* 120(3): 609-616.
- Trochu, F., J. F. Boudreault, D. M. Gao and R. Gauvin (1995). "Three-dimensional flow simulations for the resin transfer molding process." *Materials and Manufacturing Processes* 10(1): 21-26.

- Trochu, F., P. Ferland and R. Gauvin (1997). "Functional requirements of a simulation software for liquid molding processes." *Science and Engineering of Composite Materials* 6(4): 209-218.
- Trochu, F. and R. Gauvin (1992). "Limitations of a Boundary-Fitted Finite-Difference Method for the Simulation of the Resin Transfer Molding Process." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 11(7): 772-786.
- Trochu, F., R. Gauvin and D. M. Gao (1993). "Numerical-Analysis of the Resin Transfer Molding Process by the Finite-Element Method." *Advances in Polymer Technology* 12(4): 329-342.
- Trochu, F., R. Gauvin, D. M. Gao and J. F. Boudreault (1994). "RTMFLOT - an integrated software environment for the computer-simulation of the resin transfer molding process." *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 13(3): 262-270.
- Trochu, F., E. Ruiz, V. Achim and S. Soukane (2006). "Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37(6): 890-902.
- Tuccillo, F., V. Antonucci, A. M. Calabro, M. Giordano and L. Nicolais (2005). "Practical and Theoretic Analysis of Resin Flow in Vacuum Assisted Resin Transfer Molding Processes." *Macromolecular Symposia* 228: 201-218.
- Tuncol, G., M. Danisman, A. Kaynar and E. M. Sozer (2007). "Constraints on monitoring resin flow in the resin transfer molding (RTM) process by using thermocouple sensors." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(5): 1363-1386.

- Um, M. K. and W. I. Lee (1991). "A Study on the Mold Filling Process in Resin Transfer Molding." *Polymer Engineering and Science* 31(11): 765-771.
- Urquiza, J. M., D. N'Dri, A. Garon and M. C. Delfour (2006). "A numerical study of primal mixed finite element approximations of Darcy equations." *Communications in Numerical Methods in Engineering* 22(8): 901-915.
- Vaidya, U. K., N. C. Jadhav, M. V. Hosur, J. W. Gillespie and B. K. Fink (2000). "Assessment of Flow and Cure Monitoring Using Direct Current and Alternating Current Sensing in Vacuum-Assisted Resin Transfer Molding." *Smart Materials & Structures* 9(6): 727-736.
- Verrey, J., M. D. Wakeman, V. Michaud and J. A. E. Manson (2006). Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 37: 9-22.
- Visvanathan, K. and K. Balasubramaniam (2007). "Ultrasonic torsional guided wave sensor for flow front monitoring inside molds." *Review of Scientific Instruments* 78(1).
- Voller, V. R. (2004). "A Monte Carlo scheme for tracking filling fronts." *Journal of Computational Physics* 200(2): 399-411.
- Voller, V. R. and Y. F. Chen (1996). "Prediction of filling times of porous cavities." *International Journal for Numerical Methods in Fluids* 23(7): 661-672.
- Voller, V. R. and S. Peng (1995). "An algorithm for analysis of polymer filling of molds." *Polymer Engineering and Science* 35(22): 1758-1765.

- Voller, V. R., S. Peng and Y. F. Chen (1996). "Numerical solution of transient, free surface problems in porous media." *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 39(17): 2889-2906.
- Vose, M. D. (1999). *The simple genetic algorithm : foundations and theory*. Cambridge, Mass., MIT Press.
- Walsh, S. M. and C. E. Freese (1999). "Fluid flow reconstruction modeling with application to liquid molding processes." *Polymer Composites* 20(6): 809-817.
- Wang, B. and Y. Huang (2008). "Interphase formation of a resin transfer molded silica-phenolics composites subjected to dynamic impregnation process." *Applied Surface Science* 254(15): 4471-4478.
- Wang, T. J., L. J. Lee and W. B. Young (1995). "Control-volume finite-element method for mold filling simulation." *International Polymer Processing* 10(1): 82-90.
- Weimer, C. (2003). "Preform-engineering: applied sewing technologies to incorporate part and process functions into dry textile reinforcements." *Composites Science and Technology* 63(14): 2089-2098.
- William, E. L. and E. C. Harvey (1987). "Marching cubes: A high resolution 3D surface construction algorithm." *SIGGRAPH Comput. Graph.* 21(4): 163-169.
- Xugang, Y., Z. Chuck, L. Zhiyong and W. Ben (2004). "Heuristic Algorithm for Determining Optimal Gate and Vent Locations for RTM Process Design." *Journal of Manufacturing Systems* 23(4): 267.

- Yang, J., Y. X. Jia, S. Sun, D. J. Ma, T. F. Shi and L. J. An (2008). "Enhancements of the simulation method on the edge effect in resin transfer molding processes." *Materials Science and Engineering: A* 478(1-2): 384-389.
- Yao, L. S., E. American Society of Mechanical and D. Heat Transfer (1985). *Heat transfer in porous media and particulate flows*. New York, American Society of Mechanical Engineers.
- Yoo, Y. E. and W. I. Lee (1996). "Numerical simulation of the resin transfer mold filling process using the boundary element method." *Polymer Composites* 17(3): 368-374.
- Young, W.-B. and C.-L. Lai (1997). "Analysis of the edge effect in resin transfer molding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 28(9-10): 817-822.
- Young, W. B. (1994). "3-dimensional nonisothermal mold filling simulations in resin transfer molding." *Polymer Composites* 15(2): 118-127.
- Young, W. B. (1994). "A simplified flow model for resin transfer molding of polymer composites." *Journal of Advanced Materials* 25(3): 60-64.
- Young, W. B. (1994). "Gate Location Optimization in Liquid Composite Molding Using Genetic Algorithms." *Journal of Composite Materials* 28(12): 1098-1113.
- Young, W. B., K. Han, L. H. Fong, L. J. Lee and M. J. Liou (1991). "Flow simulation in molds with preplaced fiber mats." *Polymer Composites* 12(6): 391-403.
- Yousefi, A., P. G. Lafleur and R. Gauvin (1997). "Kinetic Studies of Thermoset Cure Reactions: a Review." *Polymer Composites* 18(2): 157-168.

- Yu, H. W. and W. B. Young (1997). "Optimal Design of Process Parameters for Resin Transfer Molding." *Journal of Composite Materials* 31(11): 1113-1140.
- Z. Tadmor, E. B. C. G. (1974). "Flow analysis network (FAN) - A method for solving flow problems in polymer processing." *Polymer Engineering & Science* 14(9): 660-665.
- Zetterlund, P. B. and A. F. Johnson (1996). "A New Method for the Determination of the Arrhenius Constants for the Cure Process of Unsaturated Polyester Resins Based on a Mechanistic Model." *Thermochimica Acta* 289(2): 209-221.
- Zienkiewicz, O. C., R. L. Taylor, J. Z. Zhu, O. C. Zienkiewicz, O. C. Zienkiewicz and O. C. Zienkiewicz (2005). *The finite element method : its basis and fundamentals*. Oxford ; Boston, Elsevier Butterworth-Heinemann.
- Zvetkov, V. L. (2001). "Comparative Dsc Kinetics of the Reaction of Dgeba With Aromatic Diamines. I. Non-Isothermal Kinetic Study of the Reaction of Dgeba With M-Phenylene Diamine." *Polymer* 42(16): 6687-6697.
- Zvetkov, V. L. (2002). "Comparative Dsc Kinetics of the Reaction of Dgeba With Aromatic Diamines. II. Isothermal Kinetic Study of the Reaction of Dgeba With M-Phenylene Diamine." *Polymer* 43(4): 1069-1080.
- Zvetkov, V. L. (2005). "Mechanistic Modeling of the Epoxy-Amine Reaction - Model Derivations." *Thermochimica Acta* 435(1): 71-84.

8 ANNEXES

Annexe I. Listes de publications personnelles

1. **ACHIM, V.**, RUIZ EDU (2009) Review of numerical filling algorithms used in resin transfer molding simulations and new hybrid formulation, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Submitted
2. **ACHIM, V.**, RUIZ EDU (2009) Guiding selection for reduced process development time, *International Journal of Material Forming*, Accepted
3. RATLE, F., **ACHIM, V.**, TROCHU, F. (2009) Evolutionary operators for optimal gate location in liquid composite moulding. *Applied Soft Computing*, 9, 817-823.
4. RUIZ, E., **ACHIM, V.**, TROCHU, F. (2007) Coupled non-conforming finite element and finite difference approximation based on laminate extrapolation to simulate liquid composite molding processes. Part I: Isothermal flow. *Science and Engineering of Composite Materials*, 14, 85-112.
5. TROCHU, F., RUIZ, E., **ACHIM, V.**, SOUKANE, S. (2006) Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37, 890-902.
6. RUIZ, E., **ACHIM, V.**, SOUKANE, S., TROCHU, F., BREARD, J. (2006) Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites. *Composites Science and Technology*, 66, 475-486.

7. **ACHIM, V.**, SOUKANE, S., GAUVIN, R., TROCHU, F. (2006), "Simulation of Articulated Compression Resin Transfer Molding" 8th Int Conf. on Flow Processes in Composite Material (FPCM8)
8. **ACHIM, V.**, SOUKANE, S., GAUVIN, R., TROCHU, F. (2006), "Optimization of Liquid Composite Molding Based On Mold Coefficient Concept", Conf. Canada-Japan
9. RUIZ, E., **ACHIM, V.**, BREARD, J., CHATEL, S., TROCHU, F. (2006), "A Fast Numerical Approach to Reduce Void Formation in Liquid Composite Molding", 8 International Conference on Flow Processes in Composite Materials, Mines de Douai, France
10. JOUBAUD, L., **ACHIM, V.**, TROCHU, F. (2005) Numerical Simulation of Resin Infusion and Reinforcement Consolidation Under Flexible Cover. *Polymer Composites*, 26, 417-427.
11. **ACHIM, V.** (2005) Simulation numérique du procédé vari et ses dérivés. École polytechnique de Montréal - Génie mécanique.
12. RUIZ, E., **ACHIM, V.**, TROCHU, F., BREARD, J. (2005) "Reduction of Void Formation in LCM, a Practical Numerical Approach", Canada Composites International Conf., Vancouver, Canada
13. RUIZ, E., **ACHIM, V.**, TROCHU, F. (2004), "New approaches to accelerate calculations and improve accuracy of numerical simulations in liquid composite molding", 7th Int Conf. on Flow Processes in Composite Material (FPCM-7). July 7-

14. RUIZ, E., **ACHIM, V.**, SOUKANE, S., TROCHU, F., BREARD, J, "Numerical optimization of injection flow rate in RTM to minimize micro/macro voids formation", Journées Scientifiques et Techniques "Mise en Forme des Matériaux Composites", Le Havre, France, Dec. 2-3
15. **ACHIM, V.**, RUIZ, E., SOUKANE, S., TROCHU, F. (2003), "Optimization of flow rate in resin transfer molding (RTM)", JISSE 8, 18-21
16. **ACHIM, V.**, TROCHU, F. (2003), "Numerical simulation with PAM-RTM of vacuum assisted resin infusion (VARI) A manufacturing process of high performance composites.", PUCA 461-466

Annexe II. Information sur les codes transmis à ESI group et incorporer à l'intérieur du logiciel commercial PAM-RTM

During the thesis, the following modules were implemented and transmitted to ESI group in a collaboration agreement with the École Polytechnique de Montréal. These modules were incorporated into the commercial software PAM-RTM. For more information, refer to PAM-RTM user manual.

- Module VoidOpt :
 - Optimization of flow rate in resin transfer molding (RTM) to reduce void formation.
- Module Trigger manager:
 - Control flow by event driven action. For example, it can be use to: close a vent when resin flow outside it, increase pressure when resin reaches a certain point inside the mold, close an injection gate when a certain amount of resin has entered the mold or changing flow rate when the pressure at a certain point step over a certain amount.
- Module OneShot
 - Predict the filling time and the last zone to fill the mold in matters of seconds.
- Module ACRTM
 - Models the articulated compression resin transfer molding process.
- Module GenPort
 - Use genetic algorithm to locate the optimum position of injection gates.

Annexe III. Solutions analytiques pour le CRTM

Les tableaux qui suivent contiennent un résumé de solutions analytiques s'appliquant à chacun de ces écoulements dans le cas d'un contrôle en pression constante P_0 ou en débit constant Q_0 . Les variables r_m , r_{ff} , r_i , x_{ff} , x_m et y_m sont définies à la Figure 8.1.

La variable h représente la hauteur de la cavité.

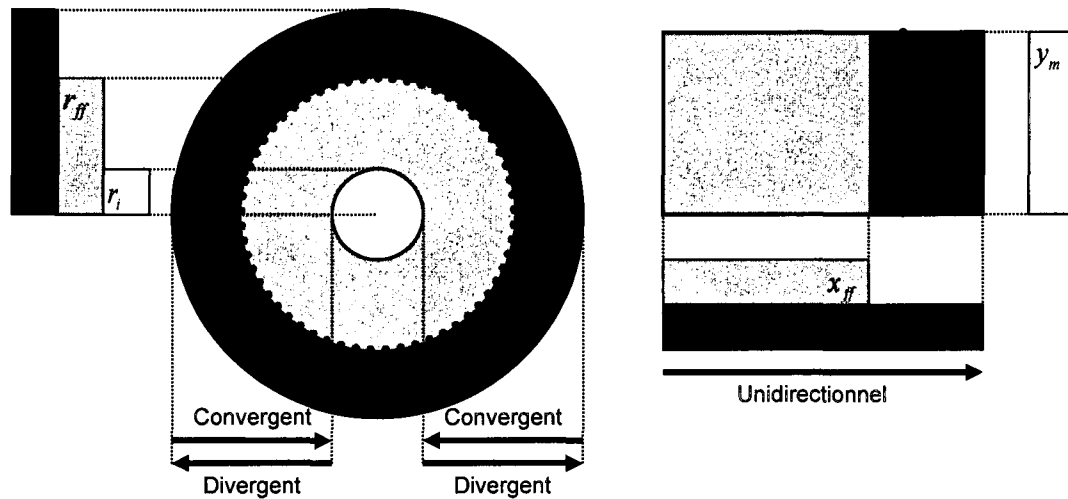


Figure 8.1 - Représentation des écoulements pour les solutions analytiques

Tableau 8.1 - Solutions analytiques RTM, contrôle de l'injection en pression

	Pression	Débit de résine	Temps de remplissage	Force exercée sur le moule
Radial convergent	$P_0 \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}}$	$\frac{2\pi h K}{\mu} \frac{P_0}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}}$	$\frac{\phi \mu}{2 K P_0} \left(r_i^2 \ln \left(\frac{r_m}{r_i} \right) + \frac{r_m^2 - r_i^2}{2} \right)$	$\pi P_0 \left(\frac{r_{ff}^2 - r_m^2}{2 \ln \frac{r_m}{r_{ff}}} + r_m^2 \right)$
Unidirectionnel	$P_0 \left(1 - \frac{x}{x_{ff}} \right)$	$\frac{y_m h K}{\mu} \frac{P_0}{x_{ff}}$	$\frac{\phi \mu}{2 K P_0} x_m^2$	$\frac{P_0}{2} y_m x_{ff}$
Radial divergent	$P_0 \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_i}{r_{ff}}}$	$\frac{2\pi h K}{\mu} \frac{P_0}{\ln \frac{r_{ff}}{r_i}}$	$\frac{\phi \mu}{2 K P_0} \left(r_m^2 \ln \left(\frac{r_m}{r_i} \right) + \frac{r_i^2 - r_m^2}{2} \right)$	$\pi P_0 \left(\frac{r_{ff}^2 - r_i^2}{2 \ln \frac{r_{ff}}{r_i}} - r_i^2 \right)$

Tableau 8.2 - Solutions analytiques RTM, contrôle de l'injection en débit

	Pression	Débit	Temps de remplissage	Force exercée sur le moule
Radial convergent	$\frac{\mu Q_0}{2\pi h K} \ln \frac{r}{r_{ff}}$	Q_0	$\frac{\phi \pi h (r_m^2 - r_i^2)}{Q_0}$	$\frac{\mu Q_0}{2 h K} \left(r_m^2 \ln \left(\frac{r_m}{r_{ff}} \right) + \frac{r_{ff}^2 - r_m^2}{2} \right)$
Unidirectionnel	$\frac{\mu Q_0}{y_m h K} (x_{ff} - x)$	Q_0	$\frac{\phi h x_m y_m}{Q_0}$	$\frac{\mu Q_0}{2 K \phi y_m} x_{ff}^2$
Radial divergent	$\frac{\mu Q_0}{2\pi h K} \ln \frac{r_{ff}}{r}$	Q_0	$\frac{\phi \pi h (r_m^2 - r_i^2)}{Q_0}$	$\frac{\mu Q_0}{2 h K} \left(r_i^2 \ln \left(\frac{r_i}{r_{ff}} \right) + \frac{r_{ff}^2 - r_i^2}{2} \right)$

Tableau 8.3 - Solutions analytiques CRTM, contrôle de l'injection en pression avec fermeture du moule en vitesse

	Pression	Débit	Force exercée sur le moule
Radial conv	$\frac{\mu}{4K} \frac{\dot{h}}{h} \left((r^2 - r_{ff}^2) - (r_m^2 - r_{ff}^2) \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}} \right) + P_0 \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}}$	$-\frac{\pi \dot{h}}{h} \left(2r^2 - \frac{(r_m^2 - r_{ff}^2)}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}} \right) - \frac{2\pi h K P_0}{\mu \ln \frac{r_m}{r_{ff}}}$	$\frac{\pi \mu}{2K} \frac{\dot{h}}{h} \left(\frac{3r_m^4 + r_{ff}^4}{4} - r_{ff}^2 r_m^2 + \left(\frac{r_m^4 - r_{ff}^4}{4} \right) \frac{r_m^2 - r_{ff}^2}{\ln \frac{r_m}{r_{ff}}} \right) + \pi P_0 \left(\frac{r_{ff}^2 - r_m^2}{2 \ln \frac{r_m}{r_{ff}}} + r_m^2 \right)$
1D	$\frac{\mu}{2K} \frac{\dot{h}}{h} (x^2 - x_{ff} x) + P_0 \left(1 - \frac{x}{x_{ff}} \right)$	$-y \dot{h} \left(x - \frac{x_{ff}}{2} \right) + \frac{y h K P_0}{\mu x_{ff}}$	$-\frac{\mu}{12K} \frac{\dot{h}}{h} x_{ff}^3 y_m + \frac{P_0 x_{ff}}{2} y_m$
Radial div	$\frac{\mu}{4K} \frac{\dot{h}}{h} \left((r^2 - r_{ff}^2) - (r_i^2 - r_{ff}^2) \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_i}{r_{ff}}} \right) + P_0 \frac{\ln \frac{r}{r_{ff}}}{\ln \frac{r_i}{r_{ff}}}$	$-\frac{\pi \dot{h}}{h} \left(2r^2 - \frac{(r_i^2 - r_{ff}^2)}{\ln \frac{r_i}{r_{ff}}} \right) - \frac{2\pi h K P_0}{\mu \ln \frac{r_i}{r_{ff}}}$	$\frac{\pi \mu}{2K} \frac{\dot{h}}{h} \left(-\left(\frac{r_{ff}^4 + 3r_i^4}{4} \right) + r_{ff}^2 r_i^2 + \left(\frac{r_{ff}^4 - r_i^4}{4} \right) \frac{r_i^2 - r_{ff}^2}{\ln \frac{r_i}{r_{ff}}} \right) + \pi P_0 \left(\frac{r_{ff}^2 - r_i^2}{2 \ln \frac{r_{ff}}{r_i}} - r_i^2 \right)$

Tableau 8.4 - Solutions analytiques CRTM, contrôle de l'injection en débit et fermeture du moule en vitesse

	Pression	Débit	Force exercée sur le moule
Radial conv.	$\frac{\mu}{4K} \frac{\dot{h}}{h} \left(r^2 - r_{ff}^2 - 2r_m^2 \ln \left(\frac{r}{r_{ff}} \right) \right) + \frac{\mu Q_0}{2\pi h K} \ln \left(\frac{r_{ff}}{r} \right)$	$\pi \frac{\dot{h}}{h} (r^2 - r_m^2) + Q_0$	$\frac{\pi \mu}{2K} \frac{\dot{h}}{h} \left(\frac{3r_m^4 + r_{ff}^4}{4} - r_{ff}^2 r_m^2 - r_m^4 \ln \left(\frac{r_{ff}}{r_m} \right) \right) + \frac{\mu Q_0}{2hK} \left(r_m^2 \ln \left(\frac{r_m}{r_{ff}} \right) + \frac{r_{ff}^2 - r_m^2}{2} \right)$
1D	$\frac{\mu}{2K} \frac{\dot{h}}{h} (x^2 - x_{ff}^2) + \frac{\mu Q_0}{K y_m h} (x_{ff} - x)$	$y_m \frac{\dot{h}}{h} x + Q_0$	$-\frac{\mu}{3K} \frac{\dot{h}}{h} x_{ff}^3 y_m + \frac{\mu Q_0}{2Kh} x_{ff}^2$
Radial div.	$\frac{\mu}{4K} \frac{\dot{h}}{h} \left(r^2 - r_{ff}^2 - 2r_i^2 \ln \left(\frac{r}{r_{ff}} \right) \right) + \frac{\mu Q_0}{2\pi h K} \ln \left(\frac{r_{ff}}{r} \right)$	$\pi \frac{\dot{h}}{h} (r^2 - r_i^2) + Q_0$	$\frac{\mu}{2K} \frac{\dot{h}}{h} \left(-\frac{r_{ff}^4 + 3r_i^4}{4} + r_i^2 r_{ff}^2 + r_i^4 \ln \left(\frac{r_{ff}}{r_i} \right) \right) + \frac{\mu Q_0}{2hK} \left(r_i^2 \ln \left(\frac{r_i}{r_{ff}} \right) + \frac{r_{ff}^2 - r_i^2}{2} \right)$

Annexe IV. Résumé de nombres adimensionnels

Cette annexe comporte un résumé de nombres adimensionnels pour permettre une référence rapide (Extraits de [12, 24, 33]).

Tableau 8.5 - Nombres adimensionnels

Nombre adimensionnel	Définition	Signification
Biot	$Bi = \frac{hL}{k_s}$	<u>convection à la frontière</u> conduction du solide
Brinkman	$Br = \frac{\mu v^2}{k\Delta T}$	<u>dissipation visqueuse</u> conduction due au ΔT
Capillaire	$Ca = \frac{\mu v}{\sigma}$	<u>forces visqueuses</u> tension de surface
Damköhler	$Da = \frac{\phi \rho_r H^2 \Delta H_r}{t_c k \Delta T_c}$	<u>$\partial T / \partial t$ de réaction</u> <u>$\partial T / \partial t$ de conduction</u>
Graetz	$Gz = \frac{\rho c_p v H^2}{kL}$	<u>convection en x</u> conduction en z
Grashof	$Gr = \frac{g \beta L^3 \Delta T}{\mu^2}$	<u>force de poussée</u> force de viscosité
Froude	$Fr = \frac{v^2}{gh}$	<u>forces d'inertie</u> forces de pesanteur
Fourier	$Fo = \frac{\rho c_p H^2}{k}$	<u>taux de chaleur</u> taux d'énergie accumulée
Nombre de gel	$G = \frac{L}{t_r v}$	<u>temps de remplissage</u> temps de cuisson
Nusselt	$Nu = \frac{hL}{k_f}$	<u>convection à la frontière</u> conduction du fluide
Péclet	$Pe = \frac{\rho c_p L v}{k}$	<u>dispersion thermique</u> conduction thermique

Nombre adimensionnel	Définition	Signification
Prandtl	$Pr = \frac{c_p \mu}{k}$	$\frac{\text{diffusivité de quantité de mouvement}}{\text{diffusivité thermique}}$
Rayleigh	$Ra = \frac{c_p L^3 g \beta \Delta T}{\mu k}$	Prandtl $\times$ Grashof
Reynolds	$Re = \frac{\rho L v}{\mu}$	$\frac{\text{Forces d'inertie}}{\text{Forces visqueuses}}$

Annexe V. Analyse du procédé RTM et caractérisation in-situ

Présentation de l'annexe

L'analyse du procédé RTM demande l'intégration de plusieurs connaissances. Elle requière la compréhension de plusieurs phénomènes complexes et l'utilisation d'un ensemble de dispositifs permettant de bien caractériser les matériaux. Afin d'implémenter l'optimisation dans l'industrie des composites, il est nécessaire de fournir des outils simples d'utilisation. Cette annexe décrit les interactions entre le logiciel développé dans le chapitre trois, l'algorithme de remplissage du chapitre deux, l'appareil de mesure du chapitre quatre et l'acquisition de données provenant directement de la chaîne de fabrication. Une approche simple est alors proposée pour résoudre le cas d'une pièce complexe industrielle afin d'en démontrer sa validité.

17th International Conference on Composite Materials,

ICCM-17 (2009), Edinburgh, UK

RTM PROCESS ANALYSIS AND ON-LINE CHARACTERIZATION

Edu Ruiz and Achim, V.

Department of Mechanical Engineering and Chair on Composites of High Performance,

École Polytechnique de Montréal, P.O. Box 6079, Station "Centre-Ville", Montreal,

Canada, H3C 3A7

Research Centre on Plastics and Composites (CREPEC)

Corresponding author's E-mail: vincent.achim@polymtl.ca

Summary:

Resin Transfer Molding (RTM) is a widely used manufacturing technique of composite parts. It involves several complex phenomena: fluid flow, fiber impregnation, resin cure, thermal and rheological variations, etc. The combination of such phenomena and the wide range of processing parameters available in RTM manufacturing, often lead to non-optimum, sometimes inappropriate, processing setups. Selecting the adequate manufacturing conditions (i.e. temperature, pressure or resin formulation) is often a tricky decision mainly based on user's 'know-how'. In this study, a software interface has been developed for helping process engineers in the proper selection of such critical parameters. The approach is intended to help manufacturing specialists in reducing process development time while improving process robustness. The software is also combined with a new data acquisition system allowing quick identification of key

material properties. The data acquisition unit developed in this work is controlled on-line through a web-based software which allows long distance characterization of cure and thermal conductivity of the resin, fibers and mold. To demonstrate the capabilities of the proposed approach, an application example is conducted on an industrial composite part.

Keywords: LCM, composite manufacturing, moldability diagram, optimization

Introduction

Liquid composite molding (LCM) processes have gained significant recognition over the past decades. This is explained by the high specific properties of the manufactured composites combined to relatively low production costs [1]. Within the LCM family, resin transfer molding (RTM) is one of the processes that have received the most industrial attention. A typical RTM manufacturing starts by placing a dry reinforcement inside a rigid mold, after the mold closure, a liquid resin is injected under pressure in order to impregnate the reinforcement. Then, the resin cures and the composite part can be demolded. Many numerical models have been developed to predict each step of the RTM process leading to various commercial software, such as QUIK-FORM and PAM-RTM [2]. Nowadays, such simulation software are widely used by large RTM manufacturers to predict and improve molding conditions. However, before being able to use such software, significant investment must be made in order to gain scientific knowledge on preform shape, impregnation phenomena, rheological behavior, resin polymerization, etc. In practice, the requirement of highly qualified personnel trained in LCM simulation limits the implementation of these numerical tools. Also, a considerable

gap is often observed between mold conception and process simulation due to a lack of scientific information or to the complexity of the numerical approach.

In this study, a simplified approach is proposed to assist qualified personnel in the design of cost-effective manufacturing strategies. Proper injection conditions can be chosen based on the moldability diagram of a composite part made by RTM [3]. In this work, a numerical technique was developed to build such moldability diagram on a virtual environment. According to the physical information provided, different numerical approximation can be used to calculate the boundaries of the moldability diagram. The proposed solution uses a fuzzy logic technique in order to interactively construct the diagram. This allows the user to calculate optimal manufacturing conditions in a short period of time.

The application of numerical solutions is often limited due to a vague knowledge on material properties. In order to construct the moldability diagram, key material properties such as resin cure kinetics or rheological behavior have to be known. In this work, a data acquisition unit has been developed to quickly characterize resin cure and thermal properties. The aim of this system is to reduce characterization time allowing process engineers to scientific material knowledge and obtain accurate simulation results.

Processing parameters and constraints

In RTM manufacturing several processing parameters have a direct and strong influence on the final properties of the part. Such parameters include resin formulation, fibrous reinforcement, part thickness, mold temperature and injection pressure. All these

parameters will impact on cycle time and hence affect the production cost. From a manufacturing point of view, the easiest parameters to be adjusted are the injection pressure (or flow rate) and temperature of the mold. A first attempt to optimize (i.e. minimize) the cycle time would consist in applying the maximum allowable injection pressure at the maximum available mold temperature, transferring the most energy to the resin. This should result in the shortest cycle time. Unfortunately, the maximum pressure and temperature available on the system can violate other constraints. Fiber washout can appear due to high injection pressure, elevated resin flow rates result in non-appropriate impregnation of the fibrous reinforcement, excessive mold temperature can end in resin burnout due to the heat released during cure. The moldability diagram gives a visual understanding of the process constraints showing the limitations of each processing parameter. The moldability diagram can be seen as a rule-based process design which provides a rapid and intuitive selection of appropriate molding parameters. In this study, the following processing parameters were considered: mold temperature, injection pressure, injection flow rate, injection length, resin viscosity, resin catalyst percentage, preform permeability and fiber volume content.

Every composites molding plant has its own distinct characteristics and operating requirements. The most important feature of a molding optimization procedure is the ability to model a wide variety of constraints and configurations that can be operated in the plant. This gives the optimization engine the versatility to search multiple solutions that meet the production needs. Although this solution looks appropriate, it comes at the price of complex and time-consuming characterization of each system in the production

environment. The manufacturing constraints have then to be limited to those mainly affecting the performance of the molding process. In this study, manufacturing constraints are related to the injection equipment and tool, to the fibrous reinforcement and resin used and to manufacturing costs.

The constraints related to production equipments such as injection system, mold, clamping system and oven, are key for true success of the optimization since these equipments are expensive and represent significant investments. As initial guess, some constraints can be considered as inherent of the plant. The upper limit of the clamping system (i.e. hydraulic unit) may be used to fix the maximum allowable internal pressure on the mold. The injection machine will also limit the internal pressure on the mold as well as the maximum and minimum resin flow rates. The mold temperature will be limited by the capabilities of the heating system, the mold material and thermal insulation.

Material design constraints are related to the components of the parts to be manufactured (i.e. fibrous reinforcement and resin). The liquid resin must completely fillup the mold before gelification occurs. This means that mold filling time must be shorter than gel time of the resin at molding temperature. Violation of this constraint leads to an incomplete part impregnation, known as "short shot". During resin injection, a high flow rate may lead to displacement of the fibrous reinforcement known as "fiber washout". Fiber washout depends on the fiber volume content and fiber topology (i.e. short fibers, unidirectional reinforcements, woven, etc), on the mold surface roughness and resin viscosity [4]. Also, due to the double-scale nature of the reinforcement, an important

amount of voids can be trapped within the part during injection [5, 6]. Consequently, the injection flow rate has to be optimized in order to improve part quality [7]. In order to avoid these issues, resin pressure at inlet has to be limited to a maximum (experimentally observed) value. After injection, the resin will cure up to a certain degree, according to the resin formulation and mold temperature [8]. Since this final degree of cure may affect its surface quality during painting or the final mechanical performance of the part [9], the molding condition must be selected in accordance to this relationship. Finally, due to the exothermic nature of the polymerization reaction, the temperature at the core of the part can significantly increase during processing [3]. In some cases, the core temperature can be high enough to degrade the polymer resin and delaminate the composite part. To avoid degradation of the resin, the temperature of the part during processing has to be lower than a critical value.

Economic design constraints are associated to profitability of the process to be optimized. The process engineer has often to deal with a predefined production volume to be done in a certain time frame. This implies that cycle time may be fixed according to the number of production equipments available. If the same injection machine is used on several parts during one cycle time, then the injection time will be limited according to the time needed to setup the injection hose on the next mold [10]. For each of the constraints above mentioned, a safety factor must be applied in order to take into account the variability of the process. This safety factor is usually based on experience and can be critical when optimizing a manufacturing process.

Figure V.1 shows the user interface developed in this work to setup all these constraints in an intuitive manner. This user interface was built reproducing a common industrial environment in which the user is used to work. By selecting the injection machine the user is able to setup the capabilities of the unit in terms of pressure, flow rate, temperature and catalyst percentage. The hydraulic press gives access to the constraints of the clamping system (i.e. maximum clamping force and opening/closing speed). The mold in the press opens the constraints of the molding equipment which include maximum molding temperature and maximum sealing pressure. The two rolls in the rack allow setting the fibrous reinforcement type and physical parameters (i.e. permeability and thermal conductivity). The resin barrel is used to setup the resin properties such as viscosity model, cure kinetics, glass transition temperature and thermal properties. Finally, the part inside the mold gives access to fiber and resin volume contents on it and to the flow behavior (i.e. longitudinal, radial or complex injection).

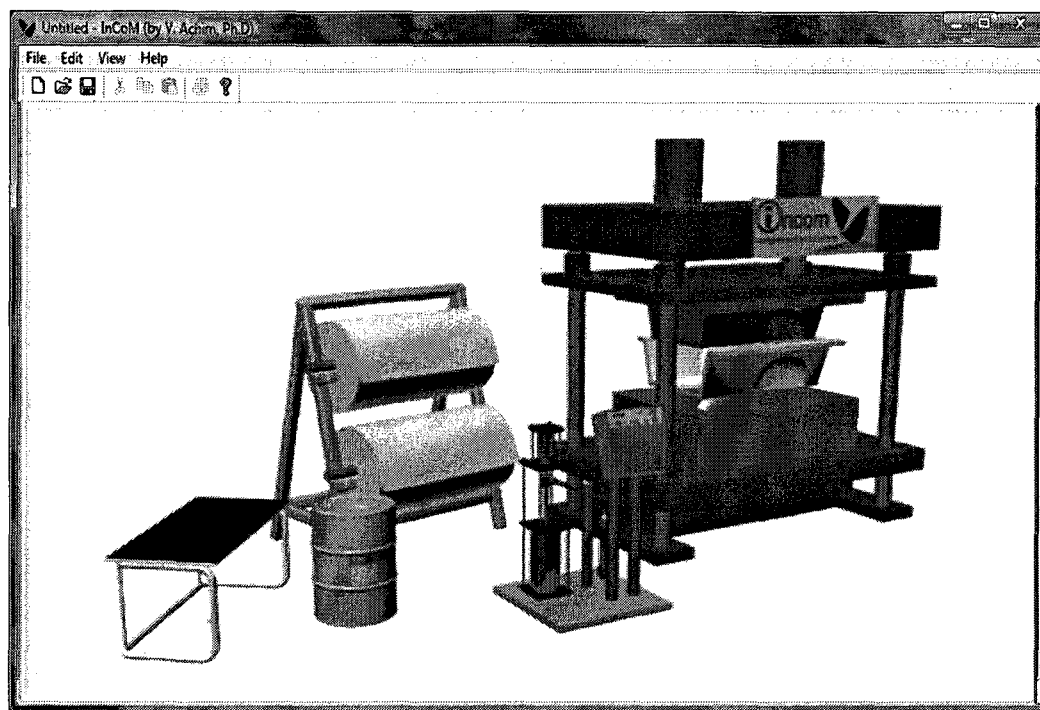


Figure V.1 – User interface developed to intuitively enter all system constraints.

Moldability diagram

To make a proper RTM part, the processing parameters have to be combined in such a way that all previously enumerated constraints are respected. The zone bounded by these constraints determines the *moldability diagram* of the part to be tested [11]. Figure V.2 shows the moldability diagram for an RTM part made of glass fiber and epoxy resin injected at constant pressure. The center of the chart (green color) defines the zone where a successful injection is expected. This area is called the *moldability zone* and is surrounded by all constraints (i.e. short shot, maximum injection pressure, maximum filling time, maximum cycle time and maximum temperature of the system). Selecting a combination of processing parameters outside the moldability zone (red color) will result

in a defective part. The gradient (yellow color) between the moldability zone and its boundaries represents the safety factor considered for each constraint. The minimum cycle time is located at the maximum temperature and injection pressure, point (1). The process cycle with the minimum internal pressure can be obtained on the left corner, point (2). This processing setup enables the thinnest mold design. Finally, the minimum temperature cycle obtained at point (3), represent the cycle that uses the lower energy consumption to make the part.

The moldability diagram can be used to evaluate a selected processing cycle, to test new equipment or to evaluate the impact of modifying the part design. A large moldability zone implies that the molding operation can be successfully carried out over a wider range of conditions. Therefore, the process can be considered as reliable. On the other hand, a small moldability zone implies a non robust processing that may result in several trial-and-error tests. Looking at the moldability diagram is a human instinctive way of globally analyzing the process robustness. Building an experimental moldability diagram requires a huge effort of trial and error and is highly expensive and time consuming [12, 13]. Furthermore the moldability diagram is of more importance in the early stage of the process design when engineers are dealing with multiple choices and looking for some rapid insight. To overcome this difficulty, a numerical solution is proposed in this work to build the moldability diagram based on physical parameters of the part and manufacturing equipment. Combining the numerical solution with a fuzzy logic inference comes out as a fast and efficient way to sketch the moldability diagram of a RTMed part.

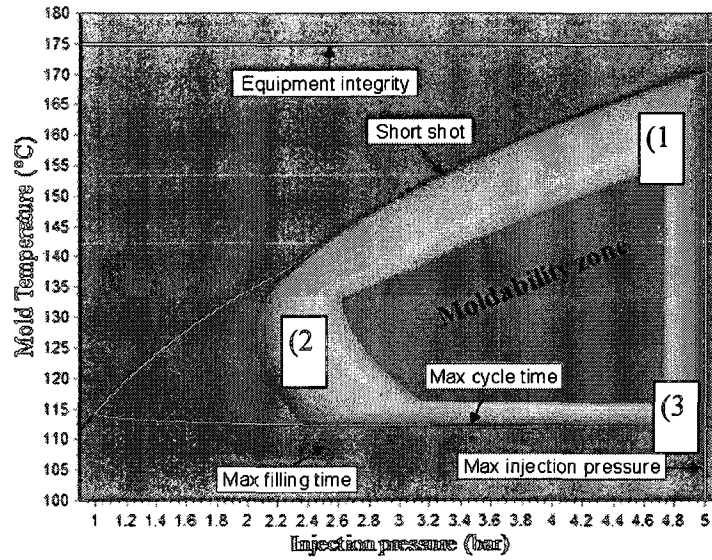


Figure V.2 - Moldability diagram for a glass/epoxy composite part 1m long.

Mathematical models

Darcy's law combined to continuity equation is usually applied to describe the flow evolution in RTM manufacturing [14]:

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = \frac{d\rho}{dt} \quad (1)$$

$$\mathbf{v}_D = -\frac{\mathbf{K} \nabla p}{\mu} \quad (2)$$

where ρ is the resin density, $\mathbf{v}_D$ is Darcy's velocity, $\mathbf{K}$ is the permeability tensor, ∇p the pressure gradient and μ the resin viscosity. The viscosity of the resin varies in time since it is a function of temperature T and degree of polymerization α [15, 16].

$$\mu = f(\alpha, T) \quad (3)$$

The degree of polymerization is also a function of temperature and time and can be modeled using different cure kinetic models [17, 18]:

$$\frac{d\alpha}{dt} = f(\alpha, T) \quad (4)$$

During polymerization, the resin changes its state from liquid to solid. This behavior is associated to the evolution of the glass transition temperature from the monomer to the polymer. Di Benedetto's equation is a wide used approach to relate glass transition temperature and degree of conversion [18]:

$$T_g = T_{g_0} + \frac{(T_{g_\infty} - T_{g_0})\lambda\alpha}{1 - (1 - \lambda)\alpha} \quad (5)$$

where T_{g_0} is the glass transition temperature of the monomer, T_{g_∞} is the glass transition temperature of the fully reacted network and λ is a structure-dependent parameter.

These sets of equations can be solved simultaneously using different numerical methods such as finite difference, finite volume or finite element [19-21]. In order to do real time analysis, the solution of these combined equations has to be fast enough so that few runs can be obtained per CPU second. In this work, a fast one-dimensional approach is used based on adaptive finite volumes to minimize the degree of freedoms required while an adaptative 5th order Runge-Kutta is used for time integration. This numerical approach allows fast evaluations of the full process for simple geometries without the requirement of complex mesh generation. Also, in order to improve the quality of the solution, the

proposed approach can be linked to PAM-RTM solver [2] in order to obtain a more precise evaluation of the resin flow and cure of the specific part to be analyzed.

Physical parameters

In this complex analysis, several physical parameters are required for the numerical calculation to give good agreement with experimental data. Such parameters include resin chemical and rheological properties as well as resin, fibers and mold thermal properties. Resin chemical reaction is usually modeled based on Differential Scanning Calorimetry (DSC) tests, fibers permeability has to be characterized on each principal direction and thermal properties measured using advanced instruments. A full characterization of resin, fibers and mold is usually time consuming taking months to be accomplished. To simplify the implementation of the optimization technique of this work, the developed software has been coupled to different characterization tools allowing fast estimation of physical parameters. As shown in Figure 3, the software input data can be obtained directly from *CureKinetics* and *PermLab* software as well as from a data acquisition unit developed in this work. *CureKinetics* [22] is a computer based software designed for quick and reliable evaluation of the cure kinetics of thermoset resins measured by DSC. It can be used to model chemical reaction of the resin, to model glass transition temperature, to build a gel time predictive equation and to model the effect of catalyst in the cure reaction. *PermLab* [23] is a characterization tool used to measure saturated and non-saturated permeabilities. It allows the creation of permeability models as a function of fiber volume content and shearing of the woven reinforcement.

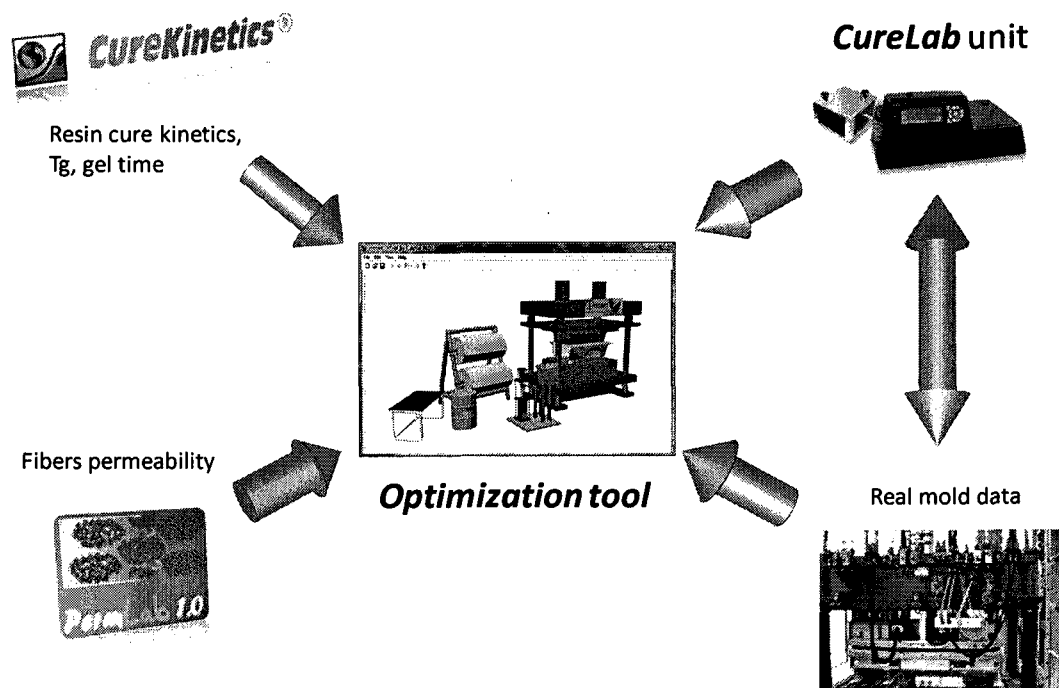


Figure V.3 - Coupling of data modeling software with the optimization tool of this work.

The simplest approximation which can be used when no expert-software are available, is to apply raw data from an existing molding unit. Knowing the part size, average flow behavior and mold temperature, the coefficient K/μ can be roughly estimated from the injection pressure and filling time. Then, the viscosity variation can be evaluated by injecting the part at different mold temperatures and recording the injection time. Resin gelification can also be assessed by visual inspection and recording the time to gel at various temperatures. This rough approximation of physical parameters can be used to

calculate the moldability diagram of the part. However, its application is limited to the range of measured parameters.

Sometimes it is required to accurately study the evolution of the chemical reaction inside the mold, since the presence of fibers, their plastic sizing, demolding agent, or gas in the mold cavity may influence the polymerization reaction. In these cases, where accurate results are essential, data acquisition on the real process seems to be necessary. In this work, a novel data acquisition and control unit named *CureLab* has been developed to characterize resin cure. This hardware is a stand along unit that can be used for fast analysis of resin cure in the presence of fibers and can also be connected to an instrumented mold. As shown in Figure 4, *CureLab* can be coupled to real mold data via thermocouples and heat flux sensors resulting in better estimates of the real filling and curing processes. The use of *CureLab* unit reduces the process characterization time making feasible the application of the moldability diagram to parts.

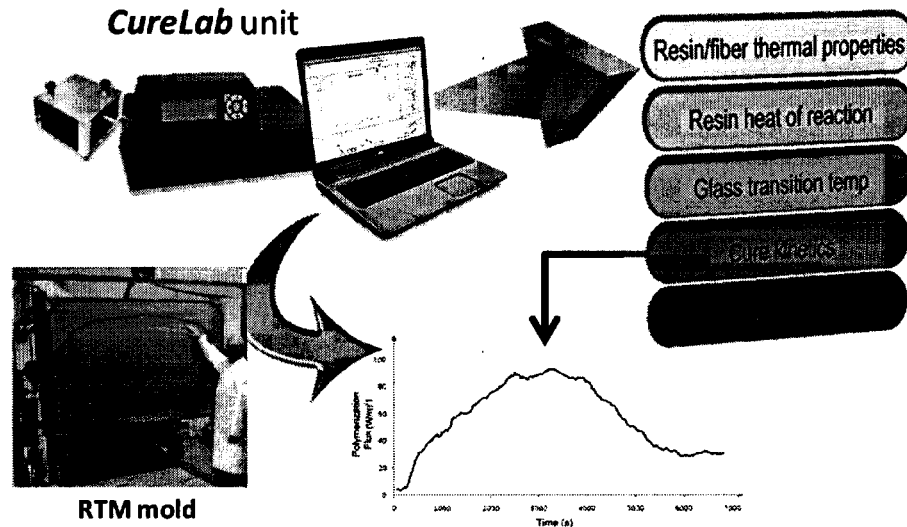


Figure V.4 – *CureLab* data acquisition system developed on this work.

Test case

In order to demonstrate the capabilities of the proposed approach, a test case has been carried out on a complex part. For this test case, an industrial part of 1,5m long composed of glass fibers and epoxy resin has been selected (see Figure 5.a). The glass fibers used for this test case were Rovcloth 2454 fabric from Fiber Glass Industries. The permeability of the reinforcement was of $2e-10m^2$ for a fiber volume content of 40%. The epoxy resin was DER 383 DGBA with an anhydride catalyst of 1phr. The rheological and kinetic models of the resin were taken from [24]. The injection of the part was selected to be at constant pressure from a 5mm hole radius at the center. A numerical process simulation was initially carried out using PAMRTM software to observe the flow behavior. As shown in Figure 5.a, the flow behaves as radial divergent

on the left side of the part while it is more longitudinal on the right side. Since the last point of the mold to be filled is obtained on the left upper corner, a radial flow behavior was chosen as representative of this injection. A distance of 70cm was measured for the flow path length. Based on this assumption, the moldability diagram of the part was constructed using a radial flow and the parameters and models of resin and fibers. The obtained moldability diagram is presented on Figure 6a while Figure 6.b shows that the software is able to highlight the zone of minimum filling time. It is confirmed that the optimal zone is located on the upper right corner of the diagram. In this case, a good injection strategy consists of using an injection pressure around 6bars and a mold temperature around 140°C. Using those parameters, Figure 7 shows the moldability diagram by varying the catalyst concentration instead of the injection pressure. It can be seen that the stemperature could have been set higher by lowering the catalyst concentration around 0.9%. Although conventional RTM injection system offer only integer ratio of 1, 2, 3 or 4phr. Consequently, the design of 1phr seems an appropriate choice. A new simulation with those parameters using PAM-RTM confirmed the correctness of the injection strategies.

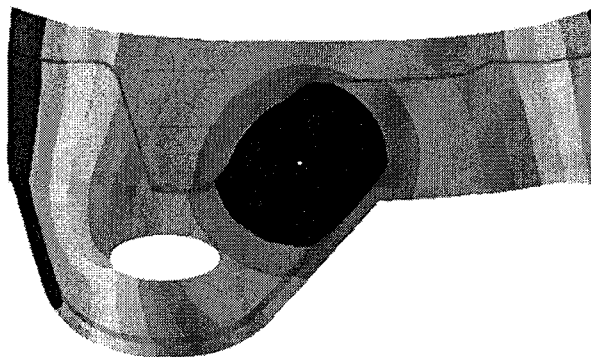


Figure V.5 - Part used for the test case

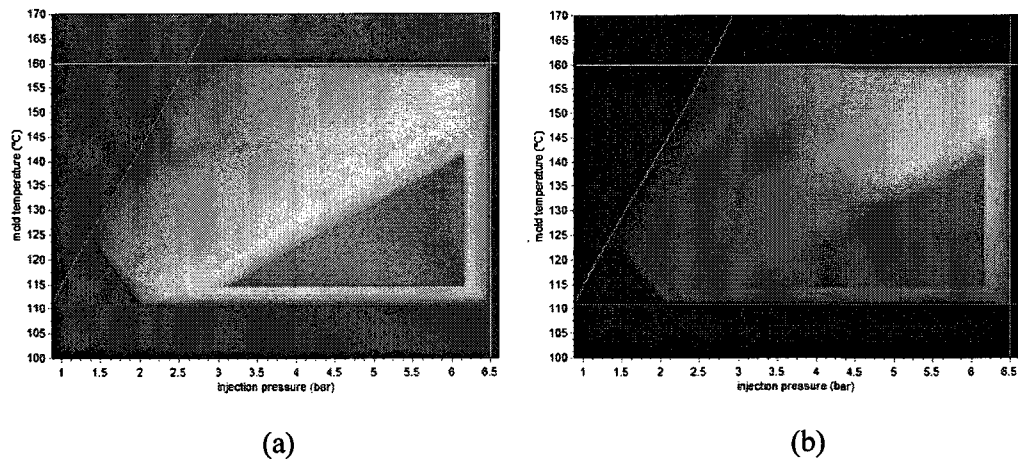


Figure V.6 - Moldability diagram(a) Moldability diagram with highlight on minimum filling time(b)

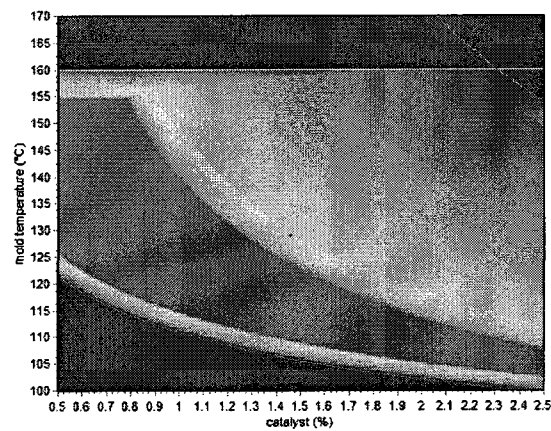


Figure 7. Moldability diagram analyzing catalyst instead of injection pressure.

Conclusions

In this paper, a numerical methodology is proposed to simulate RTM processing. A visual software interface was developed to enable users to define and compare different processing scenarios on a real time environment. It was shown how the *moldability diagram* of a part can be easily constructed with a simplified numerical approach. Also,

it was shown how optimized injection conditions can be obtained by studying the *moldability diagram*. In order to characterize the RTM process, a new characterization unit was developed. This unit is able to communicate to an instrumented mold and calculate physical parameters required for building the *moldability diagram*. Finally, a discussion was given on the advantage of using the *moldability diagram* to improve the processing of RTM parts. Future research efforts are focus on the application of this technique to a real part in order to demonstrate its practical use.

Acknowledgments

The authors are grateful to the National Science and Engineering Research Council of Canada (NSERC) and the Fonds Québécois de Recherche sur la Nature et la Technologie (FQRNT) for their financial support. The authors would also like to thank CREPEC (Center for applied research on polymer and composites) for providing the research infrastructure and equipment.

References

1. Potter, K., *Resin transfer moulding*. 1997, London: Chapman & Hall.
2. ESI-group. [cited; Available from: www.esi-group.com].
3. Ruiz, E. and F. Trochu, *Comprehensive Thermal Optimization of Liquid Composite Molding to Reduce Cycle Time and Processing Stresses*. Polymer Composites, 2005. **26**(2): p. 209-230.
4. Restrepo, O., K.-T. Hsiao, A. Rodriguez, and B. Minaie, *Development of adaptive injection flow rate and pressure control algorithms for resin transfer*

- molding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(6): p. 1547-1568.
5. Breard, J., Y. Henzel, F. Trochu, and R. Gauvin, *Analysis of Dynamic Flows Through Porous Media. Part I: Comparison Between Saturated and Unsaturated Flows in Fibrous Reinforcements*. Polymer Composites, 2003. **24**(3): p. 391-408.
 6. Eom, Y., L. Boogh, V. Michaud, and J.A. Manson, *A Structure and Property Based Process Window for Void Free Thermoset Composites*. Polymer Composites, 2001. **22**(1): p. 22-31.
 7. Ruiz, E., V. Achim, S. Soukane, F. Trochu, and J. Breard, *Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites*. Composites Science and Technology, 2006. **66**(3-4): p. 475-486.
 8. Yousefi, A., P.G. Lafleur, and R. Gauvin, *Kinetic Studies of Thermoset Cure Reactions: a Review*. Polymer Composites, 1997. **18**(2): p. 157-168.
 9. Baley, C., Y. Grohens, F. Busnel, and P. Davies, *Application of interlaminar tests to marine composites. Relation between glass fibre/polymer interfaces and interlaminar properties of marine composites*. Applied Composite Materials, 2004. **11**(2): p. 77-98.
 10. Verrey, J., M.D. Wakeman, V. Michaud, and J.A.E. Manson, *Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan*, in *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2006. p. 9-22.

11. Gonzalez-Romero, V.M. and C.W. Macosko, *Process Parameters Estimation for Structural Reaction Injection-Molding and Resin Transfer Molding*. Polymer Engineering and Science, 1990. **30**(3): p. 142-146.
12. Liu, S.-J., C.-H. Hsu, and C.-Y. Chang, *Parametric Characterization of the Thin-Wall Injection Molding of Thermoplastic Composites*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2002. **21**(11): p. 1027-1041.
13. Liu, S.-J. and Y.-S. Chen, *The manufacturing of thermoplastic composite parts by water-assisted injection-molding technology*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2004. **35**(2): p. 171-180.
14. Trochu, F., E. Ruiz, V. Achim, and S. Soukane, *Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006. **37**(6): p. 890-902.
15. Pichaud, S., X. Duteurtre, A. Fit, F. Stephan, A. Maazouz, and J.P. Pascault, *Chemorheological and Dielectric Study of Epoxy-Amine for Processing Control*. Polymer International, 1999. **48**(12): p. 1205-1218.
16. Kiuna, N., C.J. Lawrence, Q.P.V. Fontana, P.D. Lee, T. Selerland, and P.D.M. Spelt, *A Model for Resin Viscosity During Cure in the Resin Transfer Moulding Process*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2002. **33**(11): p. 1497-1503.
17. Han, S., W.G. Kim, H.G. Yoon, and T.J. Moon, *Kinetic Study of the Effect of Catalysts on the Curing of Biphenyl Epoxy Resin*. Journal of Applied Polymer Science, 1998. **68**(7): p. 1125-1137.

18. Wisanrakkit, G. and J.K. Gillham, *Glass transition temperature (T_g) as an index of chemical conversion for a high- T_g amine/epoxy systems Chemical and diffusion-controlled reaction kinetics*. Journal of Applied Polymer Science, 1990. **41**(11-12): p. 2885-2929.
19. Bruschke, M.V. and S.G. Advani, *A Finite-Element Control Volume Approach to Mold Filling in Anisotropic Porous-Media*. Polymer Composites, 1990. **11**(6): p. 398-405.
20. Ruiz, E. and F. Trochu, *Numerical Analysis of Cure Temperature and Internal Stresses in Thin and Thick Rtm Parts*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2005. **36**(6): p. 806-826.
21. Mayer, K.U., *A numerical model for multicomponent reactive transport in variably saturated porous media*. 1999, University of Waterloo (Canada). p. Ph.D.
22. Edu Ruiz. *CureKinetics*. [cited 2009; Available from: <http://erftcomposites.com/CureKinetics.html>].
23. Edu Ruiz. *PermLab*. [cited 2009; Available from: <http://erftcomposites.com>].
24. Edu Ruiz, F. Waffo, J. Owens, C. Billotte, and F. Trochu, *Modeling of Resin Cure Kinetics for Molding Cycle Optimization*, in *FPCM8 International Conference on Flow Processes in Composite Materials*. 2006: Mines de Douai, France.

Annexe VI. Diapositive de la présentation de la soutenance



ÉCOLE
POLYTECHNIQUE
MONTREAL



Simulation, optimisation et fabrication intelligente des composites par injection

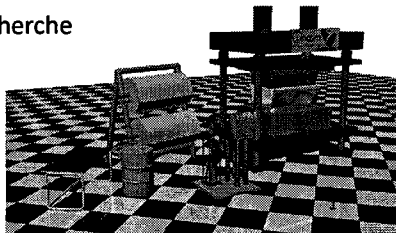
Vincent Achim

en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiae Doctor
19 juin 2009

Membres du jury
M. TRÉPANIÉ Jean-Yves, Ph.D., président
M. RUIZ Eduardo Antonio, Ph.D., membre et directeur de recherche
M. BERTRAND François, Ph.D., membre
M. BICKERTON, Simon, Ph.D., membre



crepec
centre de recherche en plasturgie et composites






Plan de la présentation

- Cursus scientifique
- Introduction
- Problématiques et objectifs de la thèse
- Outils proposés:
 - Simulation de la mise en forme
 - Optimisation du moulage
 - Caractérisation des matériaux
- Conclusion et perspectives



centre de recherche en plasturgie et composites

2




Plan de la présentation

- Cursus scientifique
- Introduction
- Problématiques et objectifs de la thèse
- Outils proposés:
 - Simulation de la mise en forme
 - Optimisation du moulage
 - Caractérisation des matériaux
- Conclusion et perspectives



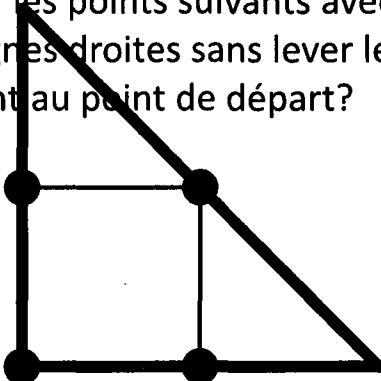
centre de recherche en plasturgie et composites

3




Cursus scientifique

- Comment relier les points suivants avec le minimum de lignes droites sans lever le crayon tout en revenant au point de départ?



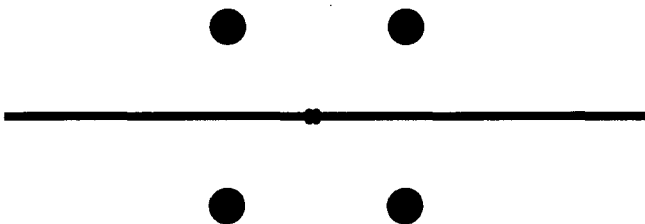


4




Cursus scientifique

- Comment relier les points suivants avec le minimum de lignes droites sans lever le crayon tout en revenant au point de départ?

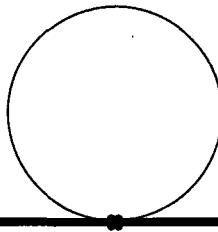




5

Cursus scientifique

- Qu'est-ce qu'une ligne droite?



Un cercle avec un
rayon à l'infini???

Mon cursus scientifique

Baccalauréat génie informatique

Maîtrise génie mécanique

- Directeur F. Trochu
- Simulation du procédé d'infusion
 - CFD, Interaction fluide-structure



Philosophiae Doctor

1. Simulation numérique du procédé d'injection sur renfort
2. Étude des milieux poreux
 - Perméabilité
 - Formation des vides
3. Caractérisation de polymères thermodurcissables
 - Cinétique de polymérisation de résine
4. Fabrication de pièces composites
 - Machine d'injection
5. Optimisation de la mise en forme par RTM

Collaborations

- Collaborations scientifiques
 - Étude des porosités, Prof. J. Bréard, Univ. du Havre
 - Contrôle de machines, F. Lebel (doctorant)
 - Fabrication de ressorts composites, O. Zebdi (doctorat)
 - Caractérisation de renforts, B. Croteau (maîtrise)
 - Étude de la polymérisation de résine, C. Boushel (maîtrise)
- Collaborations industrielles
 - **ESI group**, Codes de calcul de mise en forme
 - **EADS**, Simulation du procédé LRI
 - **Mystère**, Simulation du procédé d'infusion
 - **Thermoflux**, Analyse thermique
 - **LabIntégration**, Contrôle de machine de traction

ÉCOLE
POLYTECHNIQUE
MONTREAL

Le procédé RTM

Cycle du procédé RTM

- Drapage des fibres
- Fermeture de la cavité supérieure
- Connexion du système d'injection
- Injection de la résine sous pression à l'intérieur du moule
- Cuisson de la résine
- Démoulage de la pièce

Système d'injection

Résine sous pression

Fibres

12

centre de recherche en plasturgie et composites

ÉCOLE
POLYTECHNIQUE
MONTREAL

Le procédé RTM

Plusieurs types de phénomènes

Rhéologie	Thermique	Chimie
↓	↓	↓
Imprégnation du renfort fibreux par la résine	Échange de chaleur entre la pièce et le moule	Formation de lien chimique de la résine
		

13

centre de recherche en plasturgie et composites

Plan de la présentation

- Cours scientifique
- Introduction
- Problématiques et objectifs de la thèse
- Outils proposés:
 - Simulation de la mise en forme
 - Optimisation du moulage
 - Caractérisation des matériaux
- Conclusion et perspectives

Problématiques

- Une modélisation appropriée nécessite souvent beaucoup d'efforts
 - Définition du maillage
 - Définition des propriétés
 - Définition des stratégies de fabrication
- Les simulations sur des pièces industrielles sont encore relativement lentes
- Les résultats sont souvent mal compris

Objectif général de la thèse

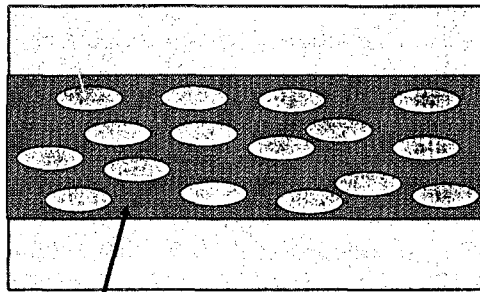
- Développer des outils scientifiques afin de rendre la compréhension de la mise en forme des composites accessible aux pratiques d'ingénierie.
- 3 volets étudiés:
 - Simulation de la mise en forme
 - Caractérisation des matériaux
 - Optimisation de la fabrication

Plan de la présentation

- Coursus scientifique
- Introduction
- Problématiques et objectifs de la thèse
- Outils proposés:
 - Simulation de la mise en forme
 - Optimisation du moulage
 - Caractérisation des matériaux
- Conclusion et perspectives

L'imprégnation des renforts fibreux

Les fibres sont confinées dans le moule



La résine imprègne les fibres

Équations à solutionner

- Équation de Darcy: $\mathbf{v}_D = -\frac{\mathbf{K}}{\mu} \nabla P$
- Équation de Continuité: $\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{v}) = 0$
- Équation de Transport: $\frac{\partial S}{\partial t} + \frac{\mathbf{v}}{\phi} \nabla S = 0$

ÉCOLE POLYTECHNIQUE MONTREAL

GP

Éléments finis

Ω $d\Omega$

Nœud

Élément

$Au = B$

$A^k u^k = B^k$

$\int_{\Omega^k}$

crepec

centre de recherche en plasturgie et composites

20

ÉCOLE POLYTECHNIQUE MONTREAL

GP

Problème à frontière libre

- Déformer le maillage (méthode Lagrangienne)
 - Difficile pour des géométries complexes
- Maillage fixe (méthode Eulérienne)
 - algorithme de déversement

crepec

centre de recherche en plasturgie et composites

21



ÉCOLE
POLYTECHNIQUE
MONTREAL

Schémas numériques



Schéma explicite

[Advani et al. 1991, Trochu et al. 1993]



- La mass de résine à l'intérieur du domaine de calcul est constante

$$\text{div}(\rho \mathbf{v}) = 0$$

Schéma implicite

[Chen et Voller 1995, Mohan et al. 1999]



- La mass de résine à l'intérieur du domaine de calcul augmente

$$-\text{div}(\rho \mathbf{v}) = \frac{\partial \rho}{\partial t}$$



centre de recherche en plasturgie et composites

22

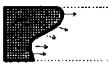


ÉCOLE
POLYTECHNIQUE
MONTREAL

Algorithmes dans la littérature



Schéma explicite



```

graph TD
    A[Résoudre: ∇(K/μ ∇p) = 0] --> B[Déterminer le prochain incrément de temps: Δt = min_{i=1..N} ((1-F_i^0) φ V_i / (∇ · v_i^0))]
    B --> C[Actualiser le remplissage: F_i^1 = F_i^0 + Δt / φ V_i ∇ · v_i^0]
    C --> D{Moule rempli?}
    D -- oui --> E(( ))
    D -- non --> F[Augmenter temps actuel t = t + Δt]
    F --> A
          
```

Schéma implicite



```

graph TD
    A[Résoudre: ∇(K/μ ∇p) = φ (F_i^1 - F_i^0) / Δt] --> B[Actualiser le remplissage: F_i^1 = F_i^0 + Δt / φ V_i ∇ · v_i^0]
    B --> C{Boucle nécessaire si Δt_implicit > Δt_explicit}
    C -- non --> D[Limiter le sur-remplissage: F_i^1 = min(max(0, F_i^1), 1)]
    D --> E{Front stabilisé?}
    E -- oui --> F(( ))
    E -- non --> G[Choisir un incrément de temps]
    G --> A
    B --> H{Moule rempli?}
    H -- oui --> I(( ))
    H -- non --> J[Augmenter temps actuel t = t + Δt]
    J --> A
          
```



centre de recherche en plasturgie et composites

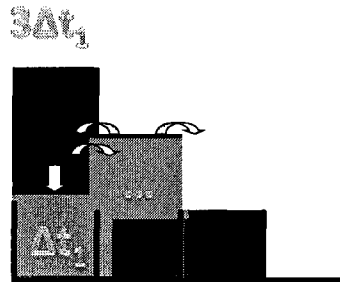
23

Algorithme proposé

- Utilisation de la méthode explicite avec un schéma Monte-Carlo pour l'avancement du front
- Pas limitation sur l'incrément de temps
- Méthode rapide et robuste

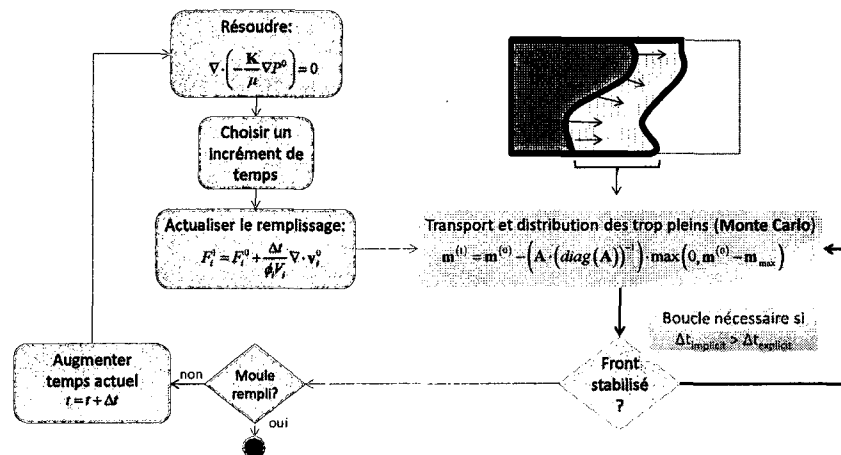
Schema Monte-Carlo

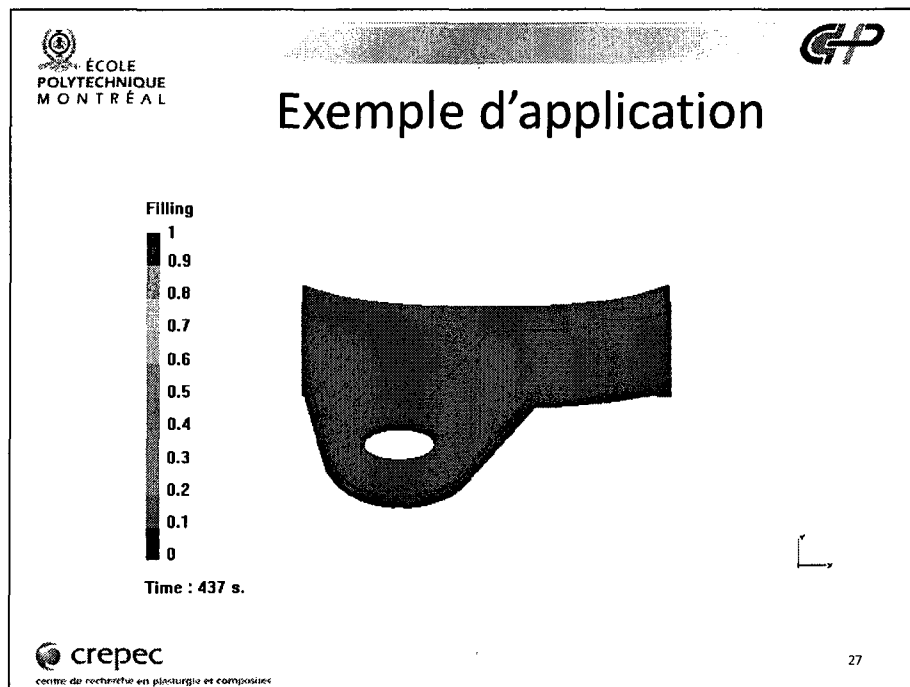
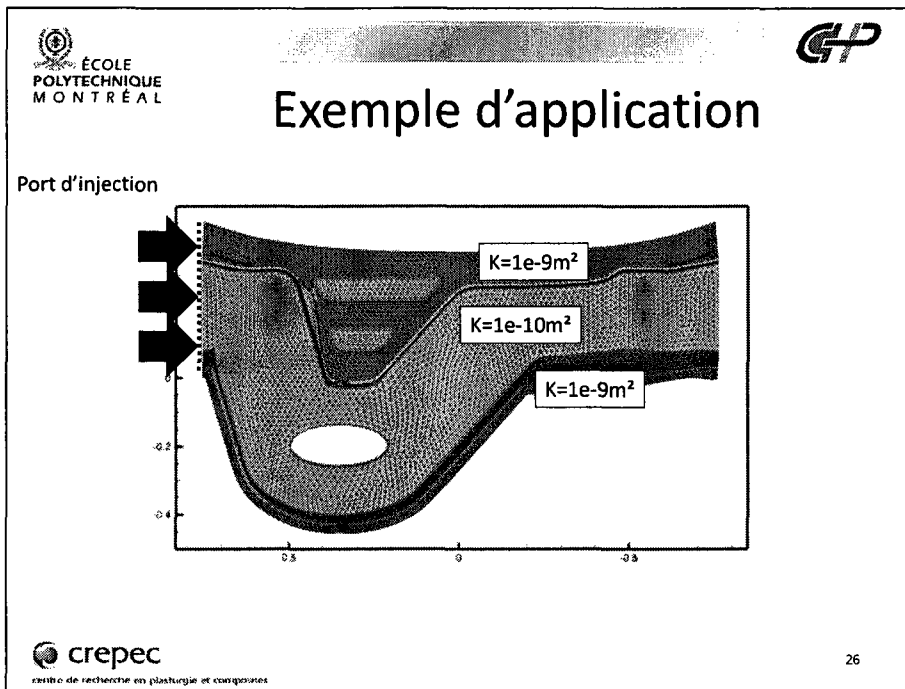
$$m^{(1)} = m^{(0)} - \left(A \cdot \text{diag}(A) \right)^{-1} \cdot \max(0, m^{(0)} - m_{\max})$$

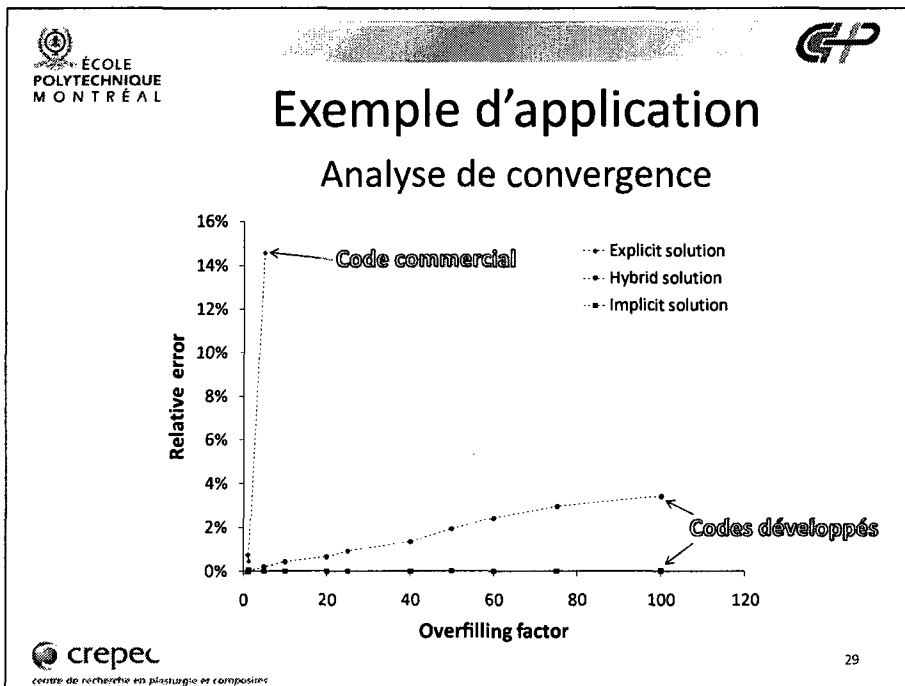
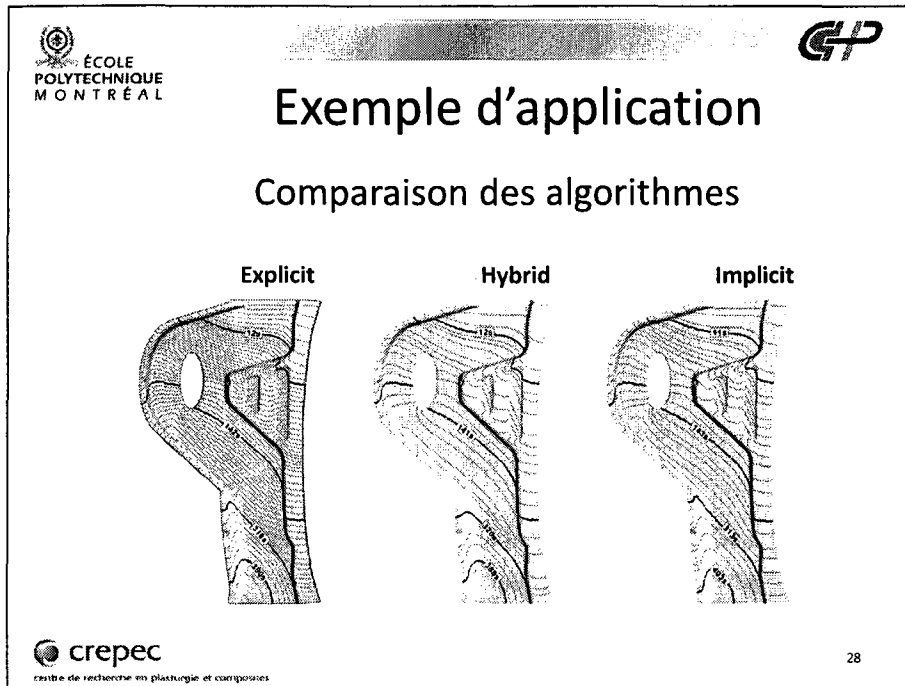


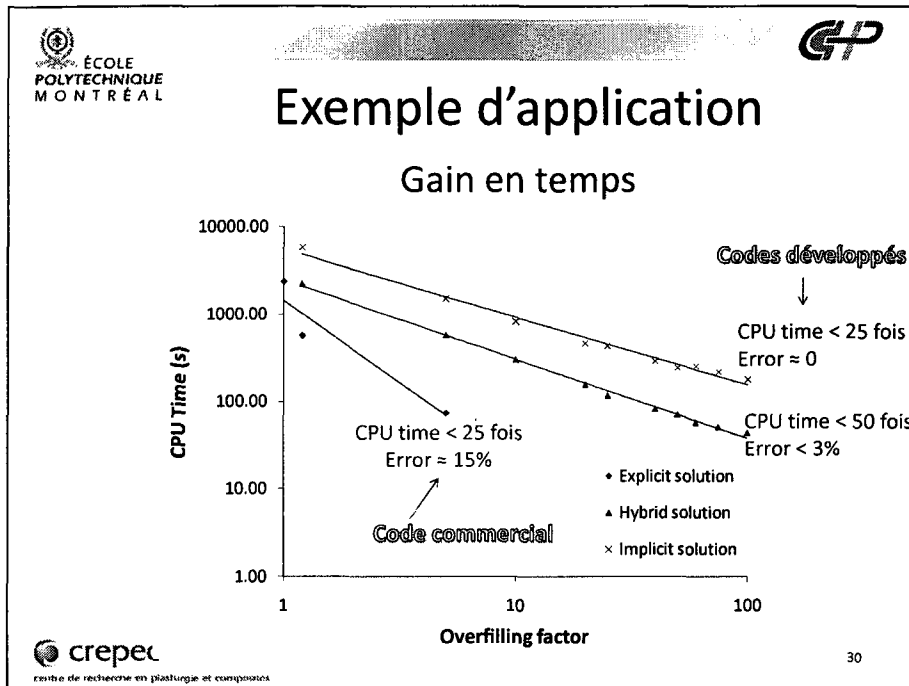
Algorithme proposé

Schéma hybride









ÉCOLE POLYTECHNIQUE MONTREAL

Plan de la présentation

- * Coursus scientifique
- * Introduction
- * Problématiques et objectifs de la thèse
- Outils proposés:
 - Simulation de la mise en forme
 - Optimisation du moulage
 - Caractérisation des matériaux
- * Conclusion et perspectives

crepec

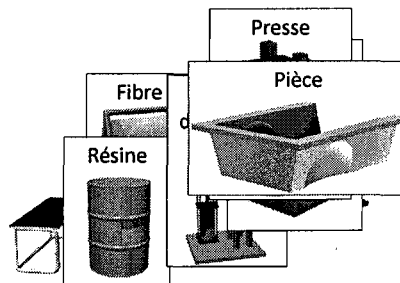
centre de recherche en plâtrerie et composites

31

Optimisation numérique

- Produire une pièce est plus complexe que juste effectuer une seule simulation.
- Que ce passerait-il si on changeait la pression d'injection, la température, le taux de catalyseur?
- Pourrait-on produire la pièce?
- Comment respecter les contraintes de mise en forme?

Contraintes de mise en forme (RTM)



Contraintes:

- Force de fermeture de la presse
- Pression min-max d'injection
- Limite du système de chauffage
- Poids de la pièces
- Lavage des fibres
- Cuisson de la résine prématurée (short shot)
- ...

Solution proposée

- Regrouper toutes ces contraintes à l'intérieur d'un logiciel simple à utiliser grâce à une interface visuelle
- **InCoM** (Intelligent Composites Manufacturing) permet de :
 - Délimiter la zone de faisabilité d'un pièce composite fabriquée par RTM
 - Obtenir les paramètres optimaux de mise en forme

Logiciel InCoM

- Solution de l'écoulement 1D (linéaire, radial)
 - Équation de Darcy
$$v_D = -\frac{K}{\mu} \nabla P$$
- Analyse de la polymérisation
 - Équation de cinétique de polymérisation
$$\frac{d\alpha}{dt} = (K_1 + K_2 \alpha^m)(1-\alpha)^n$$
- Prise en compte des variations rhéologiques
 - Équation de viscosité
$$\mu = A e^{\frac{E_a}{RT}} \left(\frac{\alpha_{gel}}{\alpha_{gel} - \alpha} \right)^{a+b\alpha}$$

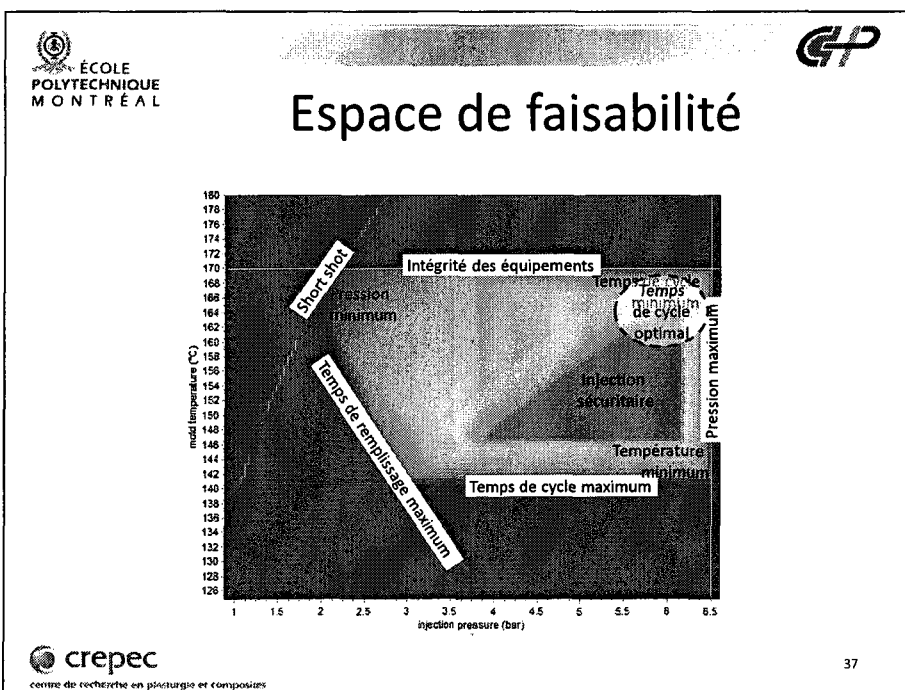

**ÉCOLE
POLYTECHNIQUE
MONTREAL**

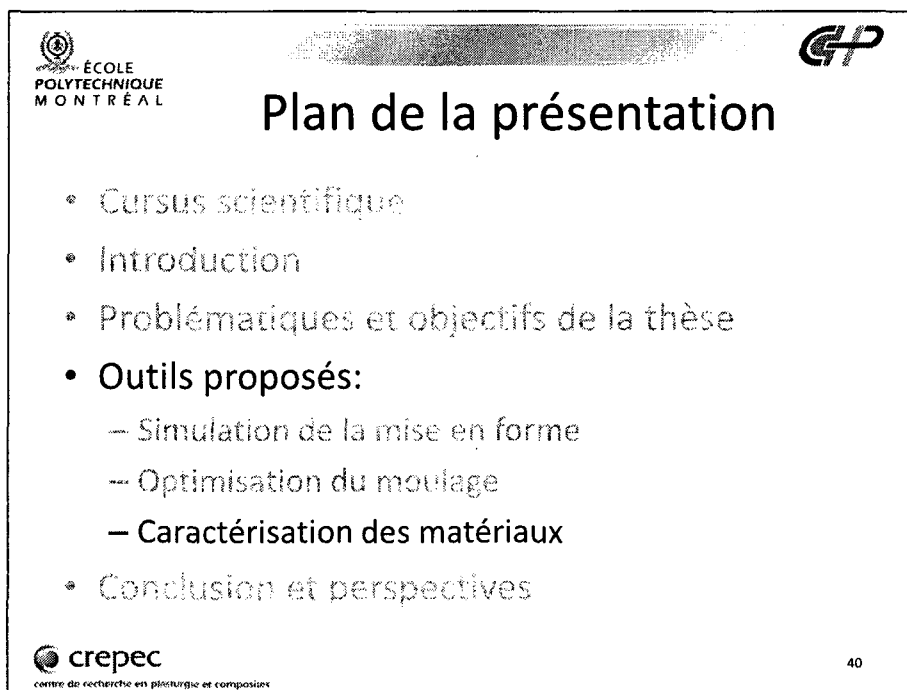
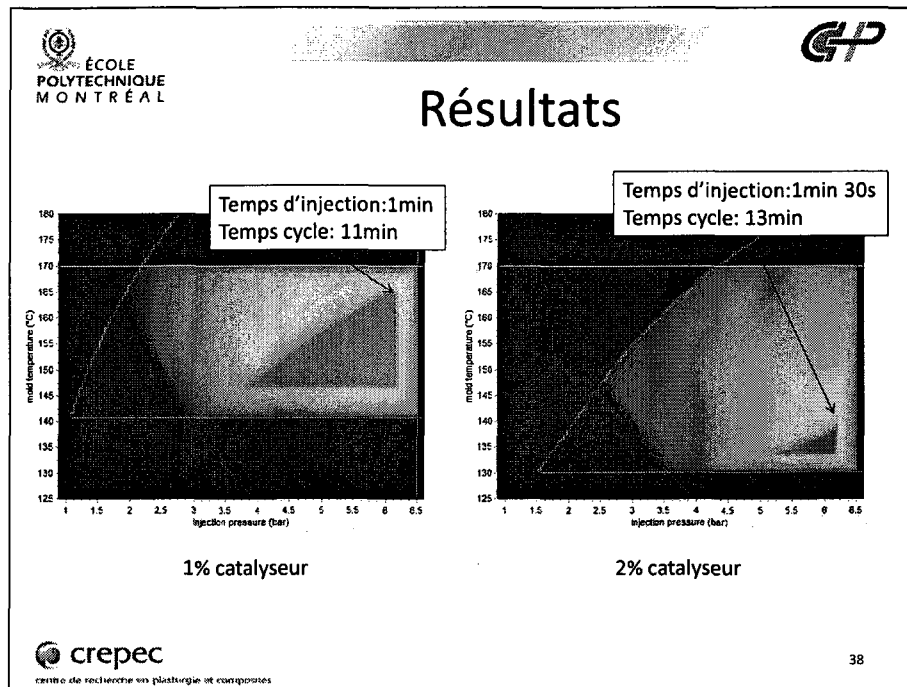


Démonstration


crepec
 centre de recherche en plasturgie et composites

36





Besoins de l'optimisation numérique

Pour que la solution InCoM soit valable
plusieurs de paramètres sont à trouver.

- **Renfort fibreux**

- Perméabilité
- Compaction

Sujet de doctorat: Cristian Demaria



- **Résine**

- Viscosité
- Temps de gel
- Cinétique de réaction

Sujet de doctorat: Edu Ruiz



CureKinetics®

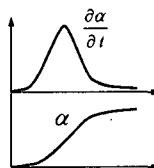
Caractérisation de la polymérisation

- Mesure de la cinétique de polymérisation des thermodurcissables:

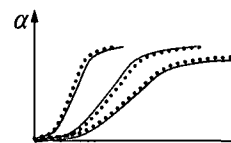
Differential Scanning
Calorimeter (DSC)



DSC data analysis



Kinetic modeling



Unité de caractérisation de la polymérisation - **CureLab**

CureLab est une unité de caractérisation de la cinétique de polymérisation au niveau industrielle

Avantages:

1. Étude des grands échantillons
2. Incorporation des renforts dans l'échantillon
3. Étude rapide des conditions de moulage
4. Connexion à travers le WEB
5. Instrumentation des moules pour une caractérisation in-situ

CureLab unit



CureLab unit



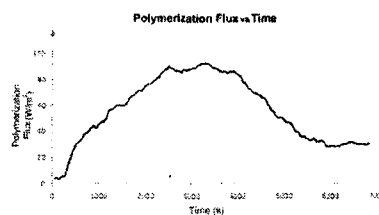
V. Achim : Intégration des capteurs de flux et système de chauffage (électronique)

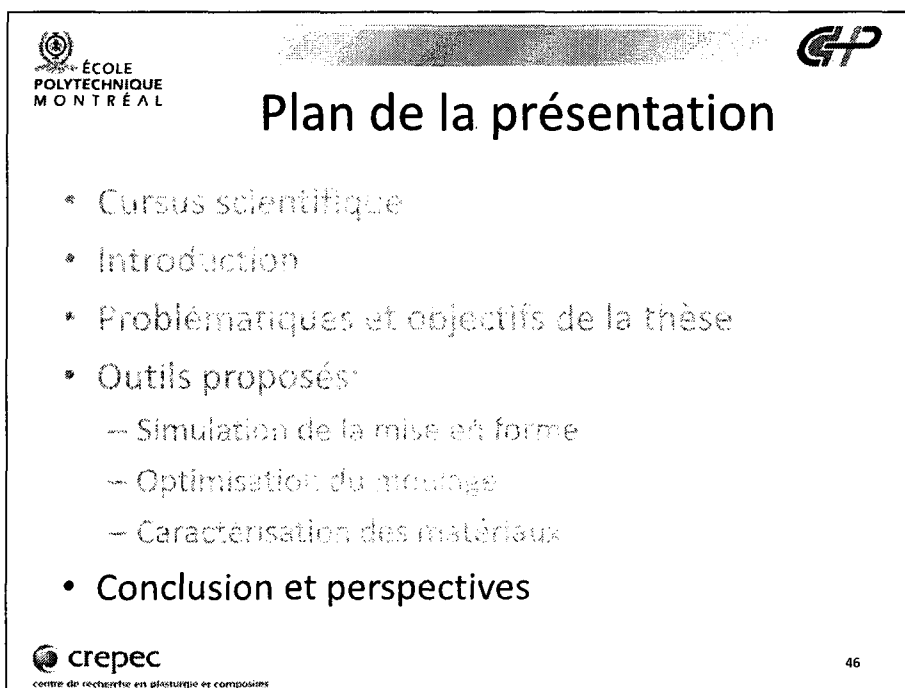
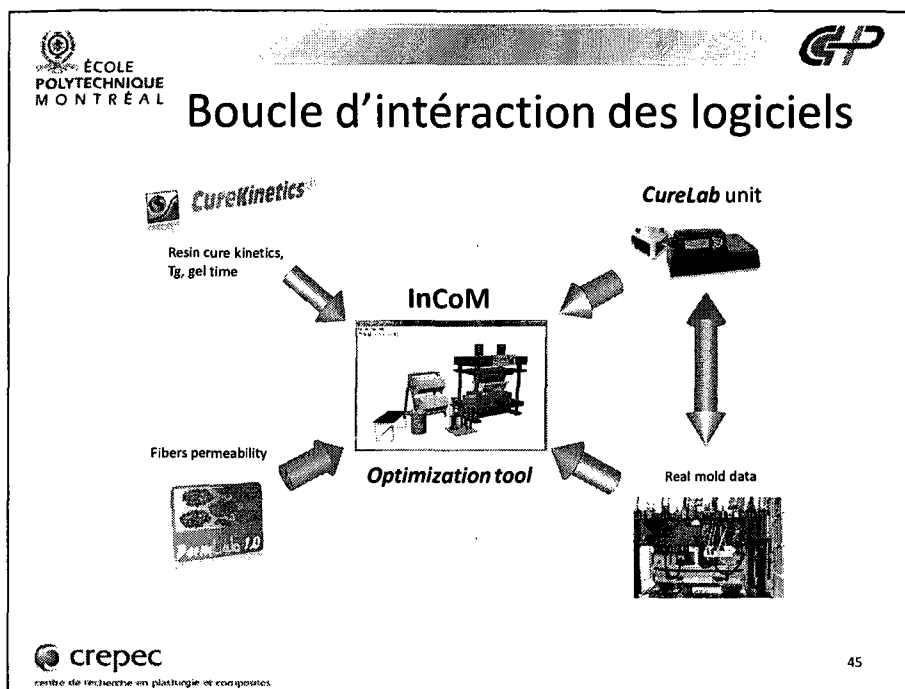


Chakib Boushel: Interface usager et commande à distance (WEB)

François Lebel: contrôle thermique

Résultat typique de la polymérisation d'un thermodurcissable dans **CureLab**





Publications scientifiques

1. **ACHIM, V., RUIZ EDU** (2009) Review of numerical filling algorithms used in resin transfer molding simulations and new hybrid formulation, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. Submitted
2. **ACHIM, V., RUIZ EDU** (2009) Guiding selection for reduced process development time, *International Journal of Material Forming*, Submitted
3. **RATLE, F., ACHIM, V., TROCHU, F.** (2009) Evolutionary operators for optimal gate location in liquid composite moulding. *Applied Soft Computing*, 9, 817-823.
4. **RUIZ, E., ACHIM, V., TROCHU, F.** 2007. "Coupled non-conforming finite element and finite difference approximation based on laminate extrapolation to simulate liquid composite molding processes. Part I: Isothermal flow". *Science and Engineering of Composite Materials*. 14:2. 85-112.
5. **TROCHU, F., RUIZ, E., ACHIM, V., SOUKANE, S.** 2006. "Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization: Selected Contributions from the 7th International Conference on Flow Processes in Composite Materials held at University of Delaware, USA". *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 37:6. 890-902.
6. **RUIZ, E., ACHIM, V., SOUKANE, S., TROCHU, F., BREARD, J.** 2006. "Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites". *Composites Science and Technology*. 66:3-4. 475-486.
7. **JOUBAUD, L., ACHIM, V., TROCHU, F.** 2005. "Numerical Simulation of Resin Infusion and Reinforcement Consolidation Under Flexible Cover". *Polymer Composites*. 26:4. 417-427.
8. **RUIZ, E., ACHIM, V., SOUKANE, S., TROCHU, F.** 2004, "Numerical Simulation of Liquid Composite Molding", *JEC Composites*, 8, 147-149.

Conférences

1. **RUIZ, E., ACHIM, V.**, 2009 "GUIDING SELECTION TOWARD BETTER COMPOSITE MANUFACTURING DESIGN", 17th International Conference on Composite Materials (ICCM17), submitted
2. **ACHIM, V., RUIZ, E.** 2009, "Guiding selection toward cost-effective composite manufacturing design", 9 International Conference on Flow Processes in Composite Materials, Montreal Canada
3. **ACHIM, V., SOUKANE, S., GAUVIN, R., TROCHU, F.** 2006, "Simulation of Articulated Compression Resin Transfer Molding" 8th Int Conf. on Flow Processes in Composite Material (FPCM8)
4. **ACHIM, V., SOUKANE, S., GAUVIN, R., TROCHU, F.** 2006, "Optimization of Liquid Composite Molding Based On Mold Coefficient Concept", Conf. Canada-Japan
5. **RUIZ, E., ACHIM, V., BREARD, J., CHATEL, S., TROCHU, F.** 2006, "A Fast Numerical Approach to Reduce Void Formation in Liquid Composite Molding", 8 International Conference on Flow Processes in Composite Materials, Mines de Douai, France
6. **RUIZ, E., ACHIM, V., TROCHU, F., BREARD, J.** 2005 "Reduction of Void Formation in LCM, a Practical Numerical Approach", Canada Composites International Conf., Vancouver, Canada
7. **RUIZ, E., ACHIM, V., TROCHU, F.** 2004, "New approaches to accelerate calculations and improve accuracy of numerical simulations in liquid composite molding", 7th Int Conf. on Flow Processes in Composite Material (FPCM-7). July 7-9
8. **RUIZ, E., ACHIM, V., SOUKANE, S., TROCHU, F., BREARD, J.** "Numerical optimization of injection flow rate in RTM to minimize micro/macro voids formation", Journées Scientifiques et Techniques "Mise en Forme des Matériaux Composites", Le Havre, France, Dec. 2-3
9. **ACHIM, V., RUIZ, E., SOUKANE, S., TROCHU, F.** 2003, "Optimization of flow rate in resin transfer molding (RTM)", JISSE 8, 18-21
10. **ACHIM, V., TROCHU, F.** 2003, "Numerical simulation with PAM-RTM of vacuum assisted resin infusion (VARI) A manufacturing process of high performance composites.", PUCA 461-466a

Communiqué de presse (Juin 2009) École Polytechnique/ ESI Groups



ESI Group et l'École Polytechnique de Montréal collaborent au développement de nouvelles fonctionnalités de PAM-RTM

PARIS - le 08 Juin 2009 - ESI Group (ISAE-0004110210), leader et pionnier des solutions de prototypage et de fabrication virtuels, annonce aujourd'hui la sortie de plusieurs innovations dans le

Les innovations présentées ci-dessous ont été développées par la Chaire sur les Composites à Haute Performance (CCHP, <http://cchp.meca.polymtl.ca>) à l'École Polytechnique de Montréal et sont progressivement intégrées dans le logiciel PAM-RTM :

- Optimisation de la distribution de V. Achim, Edu. Ruiz èce composite RTM par contrôle du débit (module VoidOpt),
- Simulation rapide du remplissage par V. Achim RTM (module OneShot),
- Ouverture conditionnelle des points V. Achim et des événements pendant l'Injection de résine (module Trigger Manager),
- Incorporation de simulations simultanées de remplissage et de cuisson, notamment de la phase de trop plein et de l'évacuation d'excédent de résine à la fin du cycle de remplissage,
- Définition et optimisation automatique V. Achim placement des points d'Injection dans un moule RTM basées sur des algorithmes génétiques (module GenPorts),
- Injection-compression articulée (Artic V. Achim mpression RTM ou procédé ACRTM).

[...]

Conclusion



- **L'objectif de cette thèse était de développer les points suivants :**
 - concevoir un algorithme de simulation de remplissage adapté à l'utilisation de maillages de pièces industrielles complexes;
 - concevoir un logiciel aidant à visualiser les limites d'un procédé afin d'optimiser ses paramètres et faciliter la compréhension des modèles;
 - concevoir un appareil de simulation à petites échelles permettant d'observer les phénomènes thermiques de polymérisation des résines thermodurcissables opérant dans un contexte industriel.
- **Contributions scientifiques**
 1. Nouveau modèle numérique pour simuler la mise en forme des composites.
 - Axé sur l'efficacité et la rapidité
 2. Logiciel d'optimisation des contraintes de mise en forme
 - Vulgarisation des procédés
 3. Nouvel outil d'analyse des cinétiques de polymérisation des résines

Recommandations

- Continuation du travail de CureLab afin de répondre aux besoins multiples (divers types de résines).
- Prendre en compte les caractérisations de CureLab dans InCoM, valider l'approche.

Remerciements

Directeur de recherche

Edu Ruiz

collaborateurs

François Trochu
Joël Bréard
Sofiane Soukane
François Lebel
Cristian Demaria
Chakib Boushel
Bruno Croteau-Labouly
Aymen Souissi
Yves Gauthier
Mohamed Boudour

Techniciens

Christian-Charles Martel
Alex Bourgeois
Yazid Belkhir

Tous les autres membres du CCHP et du CREPEC

Ma conjointe

Marjolaine

Support financier

Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG)
The fonds québécois de recherche sur la nature et la technologie (FQRNT)

