

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

ÉCOLE DE GENIE

**ÉVALUATION NUMÉRIQUE DE PERTE DE CHARGE DANS UNE
FILIERE PLANE D'EXTRUSION D'UN ÉCOULEMENT
VISCOELASTIQUE : CAS D'UN BIOCOMPOSITE**

MÉMOIRE PRÉSENTÉ

COMME EXIGENCE PARTIELLE DE LA MAÎTRISE EN INGÉNIERIE

PAR

KAMEL AIT CHEIKH

02 MAI 2022



BIBLIOTHÈQUE

CÉGEP DE L'ABITIBI-TÉMISCAMINGUE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Mise en garde

La bibliothèque du Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue et de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) a obtenu l'autorisation de l'auteur de ce document afin de diffuser, dans un but non lucratif, une copie de son œuvre dans [Depositum](#), site d'archives numériques, gratuit et accessible à tous. L'auteur conserve néanmoins ses droits de propriété intellectuelle, dont son droit d'auteur, sur cette œuvre.

Warning

The library of the Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue and the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) obtained the permission of the author to use a copy of this document for nonprofit purposes in order to put it in the open archives [Depositum](#), which is free and accessible to all. The author retains ownership of the copyright on this document.

Remerciements

Je tiens à exprimer mes sentiments de gratitude à mon directeur de recherche, le professeur Fouad Erchiqui de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, de m'avoir accordé sa confiance tout au long de ce projet, pour la qualité de son encadrement et ses conseils avisés, sa disponibilité et sa sympathie.

Je souhaite également remercier le professeur Fouad Slaoui Hasnaoui, pour son aide, sa disponibilité et ses conseils qui se sont avérés utiles plus d'une fois durant mon cursus à l'université.

Mes remerciements vont à tous mes amis pour tous les bons moments passés ensemble et qui par leur bonne humeur et leur soutien ont contribué à la réalisation de ce projet. Finalement, je dédie ce modeste travail à ma famille pour leur amour, leur soutien tout au long de ces années. Qu'ils trouvent ici l'expression de mes vifs remerciements.

Résumé

En plasturgie, plusieurs produits sont fabriqués par le procédé d'extrusion. Ce procédé consiste à chauffer la matière plastique, sous forme de granulés, à une température convenable pour obtenir une pâte fondue et homogène. Ensuite, son transport s'effectue, à l'état liquide, à travers une filière d'extrusion jusqu'à sa sortie. Ce procédé engendre des pertes de charge tout le long de la filière. La détermination des pertes de charge est très importante parce qu'elles conditionnent l'arrivée ou non du fluide. Toutefois, pour éviter ce problème la littérature cite des études qui ont été menées en associant aux polymères des renforts végétaux. Ce problème qui n'a pas été élucidé continue de susciter un engouement. C'est dans ce cadre que le projet est inscrit et concerne l'extrusion d'un fluide polymérique (HDPE) chargé de sciures de bois à travers une filière d'extrusion plane. L'estimation des pertes de charge, en fonction du débit massique, sera réalisée à l'aide de la méthode des éléments finis. Pour le comportement viscoélastique du bio-composite, nous le considérons comme un modèle viscoélastique intégral de KBK-Z basé sur des données rhéologiques issues des tests dynamiques en cisaillement.

Mots clés : polymère bio-composite, pertes de charge, modèle intégral de KBK-Z, méthode des éléments finis, viscoélasticité

Abstract

In plastics processing, many products are manufactured using the extrusion process. This process consists in heating the plastic material, in the form of granules, at a suitable temperature to obtain a melted and homogeneous paste. Then, its transport is carried out, in liquid state, through an extrusion die to its exit. This generates pressure losses all along the die. The determination of the pressure drops is very important because they condition the arrival or not of the fluid. However, for polymers reinforced with plant reinforcements, this problem has not been elucidated in the literature. It is within this framework that the project is registered and concerns the extrusion of a polymeric fluid (HDPE) loaded with sawdust through a flat extrusion die. The estimation of the pressure losses, as a function of the mass flow, will be carried out using the finite element method. For the viscoelastic behavior of the bio-composite, we consider it as a full KBK-Z viscoelastic model and rheological data from dynamic shear tests.

Keywords : bio-composite polymer, pressure drop, KBK-Z integral model, finite element method, viscoelasticity

Table des matières

Remerciements	II
Résumé	III
Abstract	IV
Table des matieres.....	v
Liste des tableaux.....	v
Liste des Figures	iIX
Liste des sigles et abréviations.....	xi
INTRODUCTION : GÉNÉRALITÉ SUR L'EXTRUSION EN PLASTURGIE	1
CHAPITRE I : REVUE DE LITTÉRATURE.....	6
1.1 COMPOSITES BOIS-PLASTIQUE (CBP).....	7
1.2 MODÉLISATION DE L'EXTRUSION DES POLYMÈRES	8
1.3 SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE ET ORIGINALITÉ DU PROJET PROPOSÉ.....	9
1.3.1 <i>Originalité</i>	9
1.3.2 <i>Objectif général</i>	9
1.3.3 <i>Objectifs spécifiques</i>	9
CHAPITRE II : RHÉOLOGIE ET COMPORTEMENT DES MATÉRIAUX.....	11
2.1 COMPORTEMENT VISCOÉLASTIQUE DES MATÉRIAUX À L'ÉTAT LIQUIDE.....	122
2.1.1 <i>État newtonien (fluide newtonien)</i>	12
2.1.2 <i>État non-newtonien (fluide newtonien)</i>	12
2.2 LOIS DE COMPORTEMENT VISCOÉLASTIQUE.....	14
2.2.1 <i>Modèle de K-BKZ</i>	14
2.2.2 <i>Modèle de Lodge</i>	15

2.2.3 <i>Modèle de Christensen</i>	16
2.3 MESURES DES PARAMÈTRES RHÉOLOGIQUES DES MATÉRIAUX À L'ÉTAT LIQUIDE.....	16
CHAPITRE III : CARACTÉRISATION RHÉOLOGIQUE DES COMPOSITES HDPE-BOIS.....	20
3.1 INTRODUCTION	21
3.2 MATÉRIELS ET MÉTHODES	21
3.3 IDENTIFICATION DE LA ZONE LINÉAIRE DE DÉFORMATION	23
3.4 PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DU COMPOSITE BOIS-PLASTIQUE	25
3.5 CARACTÉRISATION DU COMPORTEMENT VISCOÉLASTIQUE	25
CHAPITRE IV : MODÉLISATION PAR MEF DES PERTES DE CHARGE.....	30
4.1 HYPOTHÈSES ET MISES EN ÉQUATIONS.....	31
4.2 MODÉLISATION DE L'ÉQUATION DE STOKES PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS	333
4.2.1 <i>Formulation intégrale</i>	33
4.2.2 <i>Formulation matricielle de l'équation de Stokes incompressible</i>	34
4.2.3 <i>Formulation de la méthode de pénalité (pression et vitesse)</i>	36
4.2.4 <i>Représentation iso-paramétrique et maillage</i>	38
4.2.5 <i>Solution analytique : Ecoulement laminaire longitudinal entre deux plaques parallèles</i>	400
4.2.6 <i>Validation numérique : Ecoulement laminaire longitudinal entre deux plaques parallèles</i>	433
CHAPITRE V : RÉSULTATS ET DISCUSSIONS.....	510
5.1 PROFIL DE VITESSE :	52
5.2 PROFIL DE PRESSION :	55
5.3 PERTE DE CHARGE :	57

CONCLUSION	58
RÉFÉRENCES	ERREUR ! SIGNET NON DEFINI.

Liste des Tableaux

Tableau 1 : Géométrie moyenne des particules de bois

Tableau 2 : Limite de la zone linéaire à 170°C en fonction de la teneur en bois

Tableau 3 : Module de rigidité et temps de relaxation pour les biomposites (BC) à la température $T = 170^{\circ}\text{C}$

Tableau 4 : Données et caractéristiques de la plaque

Tableau 5 : Répartition de la pression pour les nœuds

Tableau 6 : Paramètres de la fonction d'amortissement à la température $T = 170^{\circ}\text{C}$

Liste des figures :

Figure 1 : Extrudeuse de Gray (Koscher, 2003)

Figure 2 : Extrudeuse (Koscher 2003)

Figure 3 : Schéma d'une extrudeuse mono vis (Cyril PUJOS, 2006)

Figure 4 : Modèles rhéologiques des fluides non-newtoniens indépendants du temps

Figure 5 : Comportement des matériaux en fluage

Figure 6 : Comportements des fluides soumis à des contraintes oscillatoires (Ghezzehei T.A et Or D. 2001)

Figure 7 : Distribution de la longueur des sciures de bois

Figure 8 : Échantillons de matériaux composites bois-polymère moulés par thermocompression

Figure 9 : Effet de la température (a) et de la concentration (b) sur la région linéaire de déformation des biocomposites

Figure 10 : Effet de la teneur de bois sur les modules rhéologiques (G') et (G'') à 170°C

Figure 11 : Résultats expérimentaux des modules de perte (G') en fonction de la teneur en particules de sciure de bois.

Figure 12 : Résultats expérimentaux des modules de perte (G'') en fonction de la teneur en particules de sciure de bois.

Figure 13 : Résultats de l'optimisation avec les modules de perte expérimentaux G' en fonction de la teneur en particules de sciure.

Figure 14 : Résultats de l'optimisation avec les modules de perte expérimentaux G'' en fonction de la teneur en particules de sciure.

Figure 15 : Maillage des éléments finis

Figure 16 : Élément quadrilatéral de base utilisé pour le maillage

Figure 17: l'écoulement laminaire permanent longitudinal d'un fluide visqueux incompressible newtonien entre deux plaques planes, parallèles

Figure 18 : Maillage de la vitesse pour une plaque, avec facteur d'agrandissement x10

Figure 19 : Maillage quadratique à 9 nœuds pour un élément

Figure 20 : Maillage de la pression pour une plaque, avec facteur d'agrandissement x10

Figure 21 : Maillage pression pour un élément

Figure 22 : Couplage du maillage vitesse pression pour une plaque

Figure 23 : Représentation des vitesses et des pressions aux nœuds pour 1 élément

Figure 24 : Champ de pression pour un écoulement de Stokes

Figure 25 : Distribution de la pression pour un maillage raffiné (Lc1 et Lc6)

Figure 26 : champ de vitesse pour un écoulement de Stokes avec facteur d'agrandissement $\times 10$.

Figure 27: Modélisation de l'écoulement de Poiseuille et comparaison des résultats analytiques du problème avec les résultats numériques

Figure 28 : représentation d'une conduite parallélépipède maillé

Figure 29 : Le profil de vitesse pour débit 0.1 kg/h

Figure 30 : Le profil de vitesse pour débit 1 kg/h

Figure 31 : Le profil de vitesse pour débit 10 kg/h

Figure 32 : Le profil de pression pour débit 0.1 kg/h

Figure 33 : Le profil de pression pour débit 1 kg/h

Figure 34 : Le profil de pression pour débit 10 kg/h

Figure 35 : Le profil des pertes de charge pour différents débits

Liste des sigles et abréviations

Symboles latins :

Symbole	Identifiant	Unité
x, y, z	Coordonnées cartésiennes	M
K	Consistance du taux de cisaillement	
P	Pression	Pa
D	Distance entre les plaques	M
V	Vitesse d'écoulement	m/s
T	Temps	S
T	Température	°C
Q	Débit volumique	m ³ /s
I ₁ , I ₂ , I ₃	Invariants du tenseur de Finger	
G*	Module complexe de cisaillement	
G'	Module d'élasticité	
G''	Module de fluidité	
G ₀	Module hyper-élastique	
G ₁	Fonction relaxation	
2D	Deux dimension	
Wi	Nombre Weissenberg.	
MEF	Méthode des élément finis	

Symboles grecs :

Symbole	Grandeur	Unité
ξ, η	Coordonnées isoparamétrique	M
$\dot{\gamma}$	Vitesse de cisaillement	s-1
T	Contrainte de cisaillement	Pa
M	Viscosité dynamique	Pa.s
P	Masse volumique	kg/m ³
ψ_i^e, ψ_j^e et Φ_j^e	Fonctions d'interpolation	
Ω_e	Vitesse angulaire polaire	Rad/s
σ_{ij}	Tenseur des contraintes visqueuses	
Γ_e	Élément arbitraire	
Ω	Fréquence angulaire	m ⁻¹
Υ	Poids volumique	Pa

INTRODUCTION

GÉNÉRALITÉ SUR L'EXTRUSION EN PLASTURGIE

INTRODUCTION : GÉNÉRALITÉ SUR L'EXTRUSION EN PLASTURGIE

Les débuts de l'extrusion datent des années 1850. Gray en 1879 dépose le premier brevet concernant l'extrusion à vis. Pour l'isolation de câbles télégraphiques par du caoutchouc naturel.

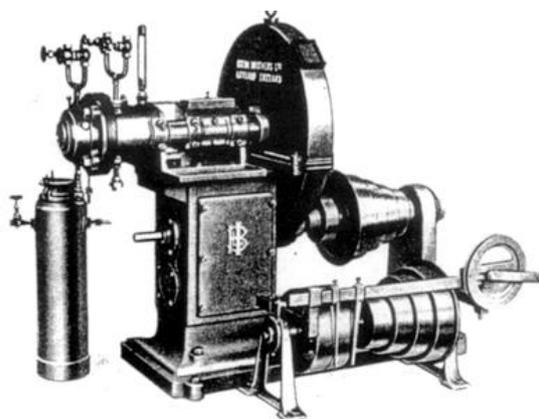
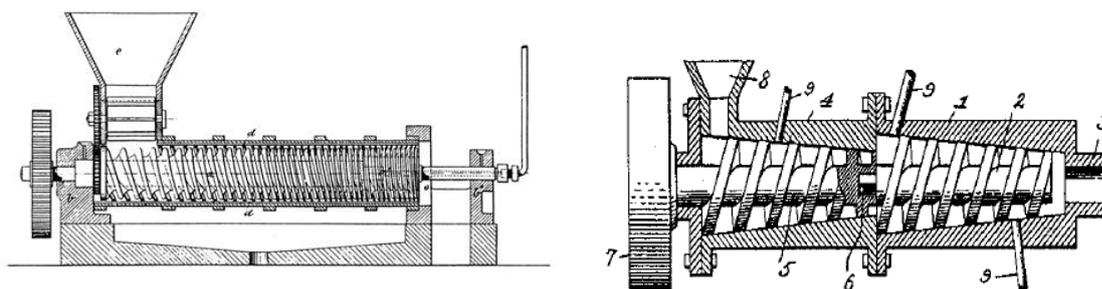


Figure 1 : Extrudeuse de Gray (Koscher, 2003)

En fait, les années 1870 voient la naissance des premières fabriques d'extrudeuse et de vis. Ensuite, jusque dans les années 1940, on assiste à des évolutions importantes : Desgoffe et Digiorgio à Odessa en Russie, en 1883, proposent une extrudeuse à pas variable pour le malaxage et le pétrissage. Price, de la Rubber Regenerating Company (New York), utilise en 1913 une extrudeuse à dégazage à deux étages, de manière à évacuer air, humidité et gaz du matériau, (lahmar)



a) Desgoffe et Digiorgio

b) Price

Figure 2. : Extrudeuse (Koscher 2003)

Le procédé final a été breveté par l'américain Alex Doumak en 1954 pour la production de guimauves. Ce procédé mécanique, qui est une technique de fabrication en continu, consiste

à transporter, fondre, malaxer, plastifier, comprimer les matières dans une extrudeuse à l'aide d'une vis de débit et d'un système de chauffage. Ensuite la matière, qui est sous pression, passe au travers de la filière pour donner la forme du profilé. Ce procédé permet d'obtenir des pièces assez précises tout en présentant des états de surface excellents.

De nos jours, le développement de l'extrusion, technologie en pleine expansion, touche diverses industries. Ces industries vont de l'agro-alimentaire, à l'industrie plastique, en passant par l'industrie métallurgique qui elle aussi forge presque les mêmes types de produits que le plastique mais dans un autre matériau.

En fait l'extrusion peut être appliquée à toute matière qui peut se mettre dans un état malléable, sous l'effet de la chaleur pour certains types de matériaux, ou bien d'une réaction chimique.

L'extrusion, qui est un système de fabrication en continu, est de nos jours appliquée à un très grand nombre de produits

1. alimentaires : biscuits, pains plats, céréales pour petits déjeuners, farines, aliments pour nourrissons, porridges, fromages fondus, condiments, caséines...
2. plastiques : profilés, joncs, plaques, films, gaines, sacs, fils, fibres à tisser, tube ainsi que pour le revêtement de supports variés et de câbles
3. métalliques : profilés, fils électriques, tôles...
4. construction : brique (argile), céramique...

On distingue :

1. L'extrudeuse mono vis : Elles sont caractérisées par le diamètre et la longueur. (Lahmar Mohamed, 2016)
2. L'extrudeuse double vis : Elles sont particulièrement bien adaptées à la transformation de matières thermoplastiques pulvérulentes (poudre). Deux cas peuvent se présenter :
 - les deux vis tournent dans le même sens. La matière a tendance à parcourir un chemin en huit, mais sans passer par le point de contact des vis.
 - les deux vis tournent en sens inverse (contre-rotation). La matière passe entre les deux vis et subit de ce fait un malaxage très important (Lahmar Mohamed, 2016)

On distingue aussi différentes extrudeuses, (Lahmar Mohamed, 2016)

1. Extrudeuse verticale : beaucoup de procédés d'extrusion classique obligent le flux de matières à changer de direction entre le vis et la filière.
2. Extrudeuses à étages : Ces machines présentent deux organes d'extrusion, reliés l'un à l'autre par une chambre de transfert, et comportent des vis dont les vitesses peuvent être réglées indépendamment.

Le principe d'une extrudeuse est celui d'une vis sans fin couplée à un système de chauffe.

La vis permet de transporter le polymère, de le fondre, de le mélanger, et à le monter en pression pour qu'il puisse traverser une filière en sortie. Le but est d'obtenir un matériau fondu homogène pour avoir un débit régulier pour une température imposée par l'opérateur.

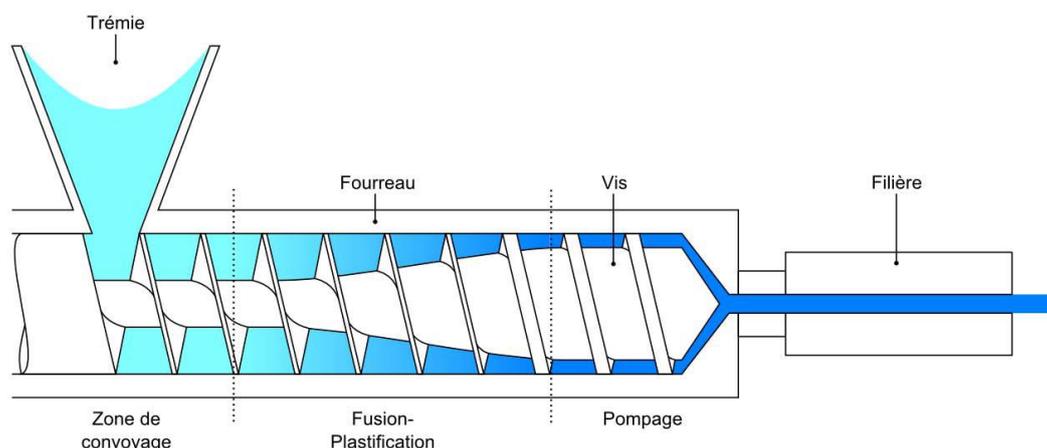


Figure 3 : Schéma d'une extrudeuse mono vis (Cyril PUJOS, 2006)

Comme le décrit la figure, il comporte quatre zones :

- une zone de remplissage, où le polymère est en granulé solide
- une zone intermédiaire de fusion grâce au chauffage
- une zone, de pompage, en fin de filière où le polymère est totalement fondu
- une zone qui représente la filière et qui donne la forme du produit (de gaines, de tubes, de plaque, de profilés, de câbleries)

Les avantages de cette technologie se traduisent par d'énormes gains de place et de notables économies d'énergie par rapport aux procédés traditionnels.

Les extrudeuses présentent également une très grande adaptabilité. La quasi-totalité des paramètres du processus peut être modifiée en fonction du type de produit que l'on souhaite obtenir ; de la vitesse de rotation et de la configuration des vis, en passant par la température, la pression ou les débits de matières.

Ces caractéristiques permettent de faire varier à la demande la texture, la forme, le taux d'humidité ... Toutefois, la maîtrise de ces paramètres est difficile et la texture des produits obtenus est parfois déficiente ou inégale. Ensuite la matière passe sous pression au travers de la filière pour donner la forme du profilé. Ce procédé permet d'obtenir des pièces assez précises tout en présentant des états de surface excellents.

Elle permet aussi d'obtenir des formes très complexes ainsi que des profilés creux (Régis, Mai1991).

Les opérations sur la plasturgie peuvent être réalisées à travers différents types de procédés d'extrusion. On peut citer l'Extrusion-gainage, Extrusion-formage, Extrusion-calandrage, Extrusion en filière, Extrusion-soufflage, Co-extrusion, etc ... (Lahmar Mohamed, 2016).

Dans ce projet, nous considérerons uniquement le cas d'une filière plane 2D.

Le Principe de l'extrusion consiste à introduire, dans la cavité de l'extrudeuse, de la matière plastique, sous forme de granulés solides. Ces derniers sont chauffés par la machine jusqu'à une température convenable (pour obtenir une pâte de plastique homogène et fondue). Une vis sans fin, en rotation, qui force la pâte de plastique en fusion à avancer sous pression, à travers la tête d'extrusion de la machine. Cette dernière assure le transfert de cette pâte vers la filière d'extrusion qui va imposer au produit final sa forme et son épaisseur. Concernant la filière d'extrusion, il existe une panoplie de forme (cylindrique, plane, elliptique, etc...).

CHAPITRE I

REVUE DE LITTÉRATURE

CHAPITRE I : REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Composites bois-plastique (CBP)

La paternité du bois composite, dans sa forme moderne, est un sujet controversé. Certains estiment qu'il est né avec Nichibori Sadao en 1975. Cependant, il est impossible de trouver des brevets associés. D'autres démontrent qu'il est né en 1985 avec le brevet Clextral. Néanmoins, l'association du bois et du polymère n'est pas une invention nouvelle. En effet, au début du XXe siècle apparaissaient des matériaux composites thermodurcissables. Il s'agissait notamment de la combinaison de la Bakélite, développée entre 1907 et 1909, avec de la farine du bois (Anatole, 2007). Ce matériau, développé en 1920, servira de base à l'apparition du bois composite.

Le brevet Clextral, est déposé le 24 avril 1985 et il est intitulé « procédé de fabrication d'un produit composite constitué d'un mélange de particules cellulosiques et d'un lien thermoplastique » et sont deux matériaux immiscibles aux caractéristiques complémentaires (Vézeau B. 2010, Bourai K. 2010, Bourban P.É. et al 2004). Il voit la naissance du bois composite tel que nous le connaissons et qui a été breveté par l'inventeur Pierre Duperrier.

Associé en Italie au brevet ICMA, ce brevet permet, en 1992, de concevoir le bois composite qui devient une alternative aux essences de bois exotiques menacés par la déforestation. Le bois composite est un matériau écologique composé de fibre de bois et de résines polymères. L'amélioration des propriétés du bois composite se poursuit avec l'usage de polymères tels que le polyéthylène (HDPE, MDPE, etc...), le polypropylène (PP), le chlorure de polyvinyle (PVC), l'Acrylonitrile-butadiène-styrène (ABS), etc....

Au cours de cette décennie, American Woodstock, qui fait maintenant partie de la Lear Corporation à Sheboygan dans le Wisconsin, a commencé à produire des intérieurs d'automobiles en bois composite en utilisant la technologie d'extrusion italienne. C'était l'une des premières applications majeures de la technologie du bois composite aux États-Unis (Clemons, 2000). D'autres initiatives ont vu le jour sur la fabrication de produits par extrusions, à base de bois et polymère. À ce titre, soulignons la production de planches pour les terrasses, fabriqués par la compagnie Mobil Chemical Company (1990) ainsi que ceux de la société Andersen Corporation, à base de bois et de PVC, pour des profils de portes et cadres de fenêtres (1990).

L'élaboration des composites bois-plastique sont obtenus à partir d'un mélange de fibre de bois et d'un polymère thermoplastique ou thermodurcissable auquel on ajoute des additifs pour améliorer l'adhésion des fibres de bois (hydrophiles). La zone de contact entre chacun des

matériaux constitue l'interface, dont la qualité est très influente sur les caractéristiques mécaniques et physiques du composite. Ce mélange a pour but d'obtenir un matériau présentant certaines caractéristiques de ces deux ressources. Les fibres de bois jouent le rôle du squelette ou de l'ossature assurant la bonne tenue mécanique de ces matériaux. Les caractéristiques recherchées pour les fibres sont généralement : la rigidité et la résistance mécanique élevée. Quant à la matrice en polymère, elle assure le maintien des fibres dans la bonne direction, distribue les efforts, fournit une résistance à la propagation de fissures et conditionne les propriétés mécaniques en cisaillement du composite. (Lahmar, 2016). Vu la stabilité thermique limitée du bois, généralement dans les CBP, on utilise les fibres à des températures en dessous de 225°C (température de dégradation des fibres de bois). Il est important de mentionner que la performance d'un composite renforcé par des fibres dépend en grande partie de l'adhésion qui existe entre les fibres et la matrice thermoplastique. (Slama, 2008)

1.2 Modélisation de l'extrusion des polymères

La prédiction numérique des pertes de charges et des champs de vitesses et de cisaillement dans les filières d'extrusion de fluides viscoélastiques est un problème difficile et d'intérêt capital en plasturgie. Par exemple, dans le cas du procédé d'extrusion-soufflage, l'estimation correcte de la forme de la paraison extrudée conditionne des informations importantes sur les propriétés et les caractéristiques de la pièce finale. Plusieurs initiatives sont montrées dans la littérature pour l'analyse de l'écoulement et l'extrusion de polymères, (Erchiqui & al, 2004) . À cet effet, pour les représenter, des modèles newtoniens et non-newtoniens sont utilisés. Parmi ces modèles, pour l'analyse dans le cas des débits élevés, nous citerons l'équation constitutive intégrale K-BKZ (Erchiqui & al, 2004). Du point de vue numérique, de nombreuses approches sont utilisées dans la littérature avec différentes techniques numériques (méthode des éléments finis, méthodes des différences finies). Ces approches sont limitées pour un faible nombre de Weissenberg (Wi) et présentent certains problèmes de stabilité et de convergence. Cependant, des travaux ont été développés pour étudier, par simulation, l'effet d'un nombre de Weissenberg élevé sur l'extrusion et l'effet de débit à l'entrée de la filière d'extrusion (Tanoue & al, 1998) , (Tanoue & Lemoto, 1999), (Tanifuji, Kikuchi, & K, 2000). Parmi les travaux les plus intéressants, nous citerons celui proposé par Winter (Winter, 1982) qui utilise le modèle KBK-Z. Dans leur approche, les auteurs ont proposé de résoudre le problème en deux étapes. Tout d'abord, sur la base de la procédure de suivi proposée par Winter (Winter, 1982), nous suivons les particules de polymère dans la filière en utilisant une description lagrangienne du mode intégral KBK-Z. Par la suite, nous appliquons un mode empirique, proposé par Tanner pour estimer la forme extrudée du polymère (Tanner, 1970).

La technique numérique adoptée pour résoudre les équations variables primitives est basée sur la méthode des éléments finis de Pénalité.

1.3 Synthèse bibliographique et originalité du projet proposé

1.3.1 Originalité

A la suite de l'analyse bibliographique, le problème de la modélisation numérique de l'écoulement de fluide viscoélastique, à base de polymère et de renforts végétaux, ne semble pas avoir été élucidé. C'est dans ce cadre que le projet s'inscrit. Nous rappelons qu'il concerne l'extrusion d'un fluide polymérique (HDPE) chargé de sciures de bois à travers une filière d'extrusion plane. L'estimation des pertes de charge, en fonction du débit massique, sera réalisée à l'aide de la méthode des éléments finis. Dans ce travail, nous considérerons l'approche utilisée par Erchiqui (Erchiqui & al, 2004). Pour le comportement viscoélastique du bio-composite, nous considérons le modèle viscoélastique intégral de KBK-Z et les données rhéologiques issues des tests dynamiques en cisaillement sur des échantillons du composite HDPE-Bois.

1.3.2 Objectif général

L'objectif principal de ce mémoire est de caractériser numériquement les pertes de charges associées à l'écoulement d'un fluide viscoélastique, à base de polymère et de renforts en bois, dans une filière plane 2D. Pour cela, le modèle intégral de KBK-Z sera caractérisé et utilisé pour la modélisation. Les simulations numériques sont réalisées par le code *PlasThermoForm* développé par le Pr Erchiqui. Ce code est basé sur la méthode des éléments finis.

1.3.3 Objectifs spécifiques

- Déterminer les propriétés rhéologiques du composite polymère-bois à l'état fondu à la température 170°C.
- Caractériser numériquement la loi de comportement de KBK-Z en utilisant, d'une part, les données rhéologiques et, d'autre part, la technique d'optimisation des moindres carrés.
- Modéliser l'écoulement viscoélastique dans la filière d'extrusion plane à l'aide de la méthode des éléments finis
- Déterminer les champs de vitesses et de viscosités induites dans la filière d'extrusion en fonction des débits appliqués
- Déterminer les pertes de charges en fonction des débits appliqués

CHAPITRE II

RHEOLOGIE ET COMPORTEMENT DES MATERIAUX

CHAPITRE II RHEOLOGIE ET COMPORTEMENT DES MATERIAUX

La rhéologie est définie comme "l'étude de la déformation et de l'écoulement de la matière. (Tanner, 1970). Le terme « rhéologie » a été utilisé pour la première fois en 1920 par le professeur américain de chimie Eugene Bingham au Lafayette Collège, Indiana, USA. Bingham a consulté des collègues du Département d'études classiques dans son effort pour expliquer le comportement particulier de diverses solutions colloïdales. Le terme « rhéologie » et sa définition ci-dessus ont été acceptés par la Société (américaine) de rhéologie (SOR), fondée en 1929 et dont le premier président était le professeur Bingham.

Le terme « rhéologie » pourrait être utilisé pour tous les matériaux, y compris les cas limites classiques des fluides newtoniens, tels que l'eau, et les solides élastiques de Hooke, tels que les métaux. Cependant, ces cas limites sont souvent considérés hors du champ de la rhéologie, qui traite principalement des matériaux caractérisés par un comportement complexe.

Aujourd'hui, la rhéologie a connu un développement important. Elle prend en charge l'étude des polymères (plastiques et caoutchouc) (Mitsoulis, 2013).

La connaissance du comportement des matériaux utilisés est nécessaire lors des procédés d'élaboration de produits ou de la mise en forme de pièces (en métallurgie, en plasturgie, etc...). Effectivement, la connaissance des caractéristiques et donc du comportement du matériau peut permettre l'estimation des forces mises en jeu lors de la mise en forme des produits (Michaud F. 2003). En conséquence, l'écoulement des matériaux à l'état liquide (ou fondu) dans une filière d'extrusion dépend entièrement des propriétés mécaniques et des propriétés rhéologiques dans le cas de polymères. Il est important de préciser que ces propriétés sont étroitement liées à la viscosité.

La mesure du frottement entre les couches adjacentes du fluide lors de son écoulement définit la viscosité. Celle-ci conditionne l'écoulement du fluide lors de son déplacement. Dans le cas des thermoplastiques, à l'état liquide, ils se comportent comme des fluides non newtoniens (viscoélastiques) puisque leur viscosité est fonction du taux de cisaillement et du temps. Généralement, l'écoulement ne sera possible qu'à partir d'un seuil de la contrainte appliquée. Pour mieux comprendre la rhéologie des fluides viscoélastiques, il est important de se familiariser avec les lois de comportement des fluides newtoniens et des fluides non newtoniens (Agassant, 2012). En effet, ce ne sont pas tous les liquides qui obéissent à la loi de Newton. Il est connu expérimentalement que les polymères fondus ne sont pas newtoniens.

Leur viscosité apparente est une fonction décroissante du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ et du temps. En conséquence, la modélisation de l'écoulement du polymère nécessite l'établissement d'un modèle exprimant la viscosité en fonction du taux de cisaillement et de la température sachant que ces deux derniers sont les paramètres les plus influents. Par la suite, nous déterminons plusieurs profils particulièrement ceux des températures, des vitesses, des déformations, des contraintes, etc. qui se déduisent du fluide lors de son écoulement.

2.1 Comportement viscoélastique des matériaux à l'état liquide

2.1.1 État newtonien (fluide newtonien)

Les fluides newtoniens sont des fluides dont la loi de comportement obéit à la loi de Newton qui stipule que la contrainte de cisaillement τ est proportionnelle au gradient de vitesse de cisaillement $\frac{du}{dy}$, μ étant la viscosité dynamique.

$$\tau = \mu \frac{du}{dy}. \quad \text{Équation 2-1}$$

Selon (Barnes, 1989), les conséquences de la loi de Newton sont que :

- ✓ La viscosité est indépendante de la vitesse de cisaillement
- ✓ La viscosité est invariable quel que soit le temps de cisaillement et l'écoulement du fluide est arrêté immédiatement lorsque les contraintes sont nulles.
- ✓ Les seules contraintes au sein du fluide et à la base de son écoulement sont les contraintes de cisaillement dans le cas d'un cisaillement simple.

2.1.2 État non-newtonien (fluide non newtonien)

Les fluides non-newtoniens présentent une diversité de comportement qui est propre à chaque type de fluide. Les fluides non-newtoniens peuvent être classés en 3 groupes indépendamment du temps et des lois de comportement avec ou sans seuil de cisaillement.

- ✓ les fluides rhéoépaississants ou dilatants : ils se caractérisent par une augmentation de la viscosité en réponse à une augmentation du taux de cisaillement.
- ✓ Les fluides rhéofluidisants ou pseudo-plastiques : dans ce cas, l'augmentation du taux de cisaillement entraîne une diminution de la viscosité du fluide.

Les comportements rhéoépaississants et rhéofluidisants sont ajustés par la loi d'Ostwald De Waele (Barnes, 1989):

$$\tau = K\dot{\gamma}^n \quad \text{lorsqu'il n'y a pas de seuil de contrainte } \tau_0 \quad \text{Équation 2-2}$$

Alors que les fluides sans seuil de cisaillement s'écoulent dès l'application de la contrainte, comme le montre la courbe de la Figure 2-1, l'écoulement des fluides avec seuil de cisaillement s'initie lorsque la contrainte appliquée atteint le seuil de cisaillement.

Les fluides rhéoépaississant ou rhéo-fluidisant peuvent présenter aussi des seuils de contrainte. Leur loi de comportement est donnée par le modèle de Herschell-Buckley :

$$\tau = \tau_0 + K\dot{\gamma}^n \quad \text{en présence d'un seuil de contrainte } \tau_0 \quad \text{Équation 2-3}$$

avec K et n sont des constantes appelées respectivement consistance et exposant du taux de cisaillement.

- ✓ Pour $n > 1$, les fluides sont rhéoépaississants ou dilatants
- ✓ Pour $n < 1$, les fluides sont rhéofluidisants ou pseudo-plastiques

Lorsque la courbe de la contrainte, en fonction du taux de cisaillement est linéaire au-delà d'un seuil de cisaillement τ_0 , la loi de comportement est ajustée par le modèle de Bingham :

$$\tau = \tau_0 + \eta_B \dot{\gamma} \quad \text{en présence d'un seuil de contrainte } \tau_0 \quad \text{Équation 2-4}$$

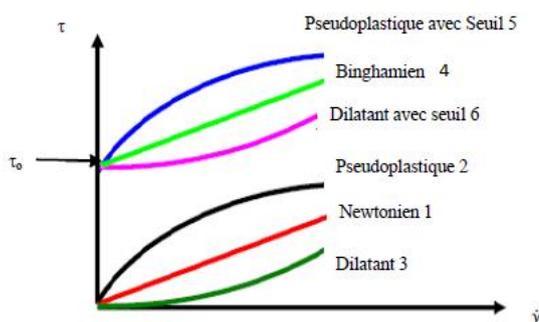


Figure 4 Modèles Rhéologiques des fluides non-newtoniens indépendants du temps (Benslimane, 2012)

Certains fluides non-newtoniens possèdent des comportements rhéologiques dépendant du temps : ce sont les fluides viscoélastiques avec un comportement linéaire ou non. Généralement, un fluide viscoélastique peut avoir un comportement linéaire si la contrainte appliquée est inférieure à une valeur critique. Une fois le seuil critique dépassé, le fluide adopte

un comportement visqueux. Il est nécessaire de préciser que, lorsque le fluide est soumis à une contrainte très brève, il réagit comme un solide élastique alors que sous une contrainte prolongée, il s'écoule (Briant, 1985).

2.2 Lois de comportement viscoélastique

On trouve dans la littérature de nombreux modèles viscoélastiques de type différentiel et intégral. Ces modèles, qui établissent un lien entre la contrainte réelle et l'historique de la déformation, permettent d'approcher les comportements viscoélastiques des polymères.

Parmi les modèles intégraux, nous citerons : Lodge (Lodge, 1964), Christensen (Christensen, 1980), K-BKZ (Nishioka, 2000), CBT (Bloch, 1978) etc.... Ces modèles sont plus appropriés pour représenter les polymères à l'état liquide (Lodge, 1964) ou semi-solide (Christensen, 1980), (Laroche & Erchiqui, 2000). Dans ce travail, Nous analyserons le comportement viscoélastique des matériaux thermoplastiques isotropes à travers le modèle KBK-Z, bien que le modèle qui est souvent utilisé pour décrire le comportement incompressible à l'état fluide des polymères thermoplastique est celui de Lodge (Erchiqui & al, 2010).

2.2.1 Modèle de KBK-Z

Le modèle KBK-Z a été proposé par Kaye (Kaye, 1962) et Bernstein (Bernstein & al, 1963) pour tenir compte des effets viscoélastiques non linéaires des polymères. Dans leur formulation, les données de contrainte-déformation à différentes vitesses de déformation sont ajustées à l'aide du modèle KBK-Z modifié par l'ajout de la fonction d'amortissement (Wagner, 1990); (Wagner,1976), (Papanastasiou & al, 1983). Pour ce modèle, le champ de contraintes à l'instant présent t est déterminé en prenant en compte l'historique des déformations que le fluide a subi dans le passé, équation 2-5 :

$$\sigma(t) = -P(t)I + \int_{-\infty}^t m(\tau, t) [c(\tau, t)]^{-1} d\tau \quad \text{Équation 2-5}$$

P est la pression hydrostatique, I est la matrice identité, $[c]^{-1}$ est le tenseur de Finger, $m(\tau, t)$ est une fonction non-linéaire caractéristique du matériau. La fonction mémoire est donnée par l'expression suivante :

$$m(\tau, t) = \mu(\tau, t)h(I_1, I_2) \quad \text{Équation 2-6}$$

La fonction $\mu(\tau, t)$ représente la fonction mémoire du matériau, elle est donnée par :

Le terme τ_k représente le temps de relaxation associé à la rigidité g_k . La fonction $h(I_1, I_2)$

$$\mu(t, \tau) = \sum_{k=1}^n \frac{g_k}{\tau_k} \exp\left[-\frac{t - \tau}{\tau_k}\right] \quad \text{Équation 2-7}$$

représente la fonction d'amortissement du matériau (damping), dépendant des invariants du tenseur de Finger. Plusieurs modèles, de la fonction damping, existent dans la littérature (Wagner, 1990), (Wagner, 1976), (Papanastasiou & al, 1983). À titre d'exemple, dans le cas du modèle de Papanastasiou, la fonction amortissement est donnée par l'équation suivante :

$$h(I_1, I_2) = f \exp(-n_1 \sqrt{I - 3}) + (1 - f) \exp(-n_2 \sqrt{I - 3}) \quad \text{Équation 2-8}$$

Avec :

$$I = \alpha I_1 + (1 - \alpha) I_2 \quad \text{avec } 0 \leq \alpha \leq 1 \quad \text{Équation 2-9}$$

Où Les paramètres f , n_1 et n_2 sont des constantes matérielles qui peuvent être déterminés par l'utilisation des données expérimentales et numériques d'optimisations. α est un paramètre dépendant du type de déformation rencontrée dans l'écoulement.

2.2.2 Modèle de Lodge

Ce modèle est similaire à celui de KBK-Z pour lequel on a attribué la valeur 1 à la fonction d'amortissement h , sachant ce coefficient donne un aperçu des ondulations du fluide à l'intérieur de l'extrudeuse. Pour ce modèle, le champ de contraintes à l'instant présent t est déterminé en prenant en compte l'historique des déformations que le fluide a subi par le passé. La relation entre le tenseur des contraintes à l'instant t et les historiques du tenseur gradient de déformations seront décrits au chapitre 3 par leur modèle, équation 3.1. Ce modèle est déduit du modèle KBK-Z avec de plus faibles contraintes et il dépend des tenseurs de Finger et des déformations de Cauchy.

Nous rappelons que la relation entre le tenseur de Finger et celui des déformations de Cauchy s'exprime selon l'équation ci-dessous

$$B = C^{-1} = (F^T F)^{-1} \quad \text{Équation 2-10}$$

Dans le cas de notre travail, nous avons utilisé des fonctions de déformations arbitraires en nous inspirant des travaux réalisés sur des polymères.

2.2.3 Modèle de Christensen

Christensen (Christensen, 1980) a exprimé le tenseur des contraintes S (la deuxième contrainte Piola-Kirchhoff) en fonction de l'historique du tenseur gradient des déformations lagrangiennes $E(\tau, t)$ par :

$$S(t) = -P(t)C^{-1} + G_0I + \int_{-\infty}^t G_1(t - \tau) \frac{\partial E(\tau, t)}{\partial \tau} d\tau \quad \text{Équation 2-11}$$

Où :

G_0 est le module hyper-élastique et G_1 est la fonction relaxation du matériau donné par :

$$G_1 = \sum_k g_k e^{-\left(\frac{t-\tau}{\tau_k}\right)} \quad \text{Équation 2-12}$$

où g_k et τ_k représentent respectivement le module de rigidité et le temps de relaxation associés au comportement viscoélastique du matériau.

2.3 Mesures des paramètres rhéologiques des matériaux à l'état liquide

Il existe une panoplie de rhéomètres pour la mesure des paramètres rhéologiques. À titre d'exemple, nous citerons le rhéomètre AR 2000 de la compagnie TA instruments (disponible à l'UQAT) pour la mesure des paramètres rhéologique des matériaux. C'est un viscomètre rotatif à contrainte contrôlée. Le rhéomètre est composé de deux plaques : le fluide est disposé sur une plaque inférieure lisse ou rugueuse (stator) et une pièce supérieure correspondant à la géométrie de mesure (rotor). La résistance du fluide au cisaillement provoque un couple de torsion (C) qui est mesuré sur l'une des deux plaques dépendamment du design du rhéomètre. Ainsi, si l'échantillon est soumis à une contrainte de cisaillement sinusoïdale τ et d'amplitude τ_0 , équation 2.13, à une vitesse angulaire $\omega = 2\pi f$ (f est la fréquence), la contrainte oscillatoire est liée à la vitesse angulaire selon l'équation suivante (Ghezzehei, 2001):

$$\tau = \tau_0 \sin \omega t$$

Équation 2-13

Sachant que toute contrainte induit toujours un effet secondaire qui naît en retard par rapport à ce qui l'a créé, nous nous trouvons donc confronté à un nouveau paramètre, la déformation Υ créé par le cisaillement sinusoïdale τ en retard d'un déphasage angulaire δ .

La déformation Υ et du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ sont données par les équations suivantes (Ghezzehei, 2001) :

Et

$$\Upsilon = \Upsilon_0 \sin(\omega t + \delta) \quad \text{Équation 2-14}$$

$$\dot{\gamma} = \Upsilon_0 \omega \cos(\omega t + \delta) \quad \text{Équation 2-15}$$

Ce déphasage, peut prendre différentes valeurs en relation avec, non seulement, les caractéristiques du fluide mais aussi celles de l'extrudeuse.

Des cas particuliers peuvent se présenter lorsque les paramètres sont en phase, $\delta=0$, ou en quadrature, $\delta=90^\circ$. Sachant qu'une contrainte ne peut jamais induire une réponse instantanément, le cas en phase qui représente les solides élastiques parfaits peut difficilement être envisageable dans une extrudeuse.

La figure 6, (Moustapha, 2016), résume les différents cas hypothétiques qui pourraient se présenter.

Lorsque :

- $\delta=0$ le fluide est considéré comme un solide élastique parfait, courbe en trait plein de la figure 6- b. Dans ce cas la déformation est en phase avec la contrainte oscillatoire
- $\delta=90^\circ$ le fluide est considéré comme parfait. Il est représenté par la courbe discontinue de la figure 6- b, déphasage de 90° , quadrature, entre la contrainte et la déformation oscillatoire
- $0 < \delta < 90^\circ$: Le fluide est viscoélastique et représente les cas réels (courbe en pointillés de la figure 6- b)

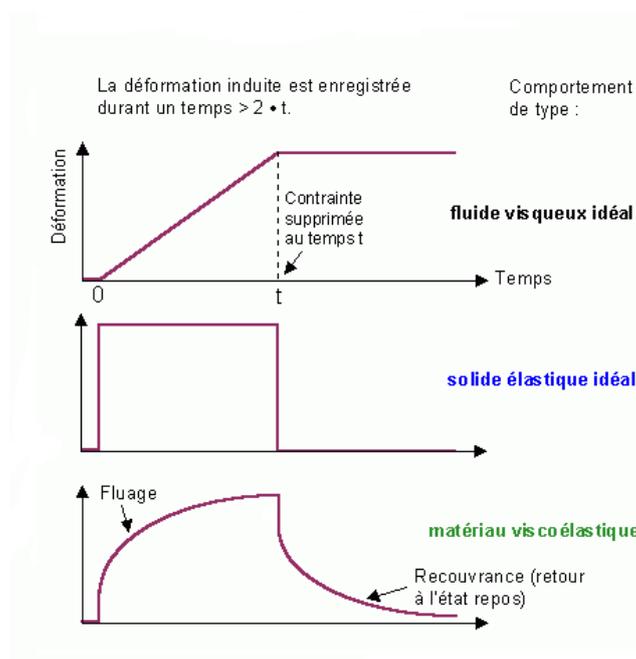
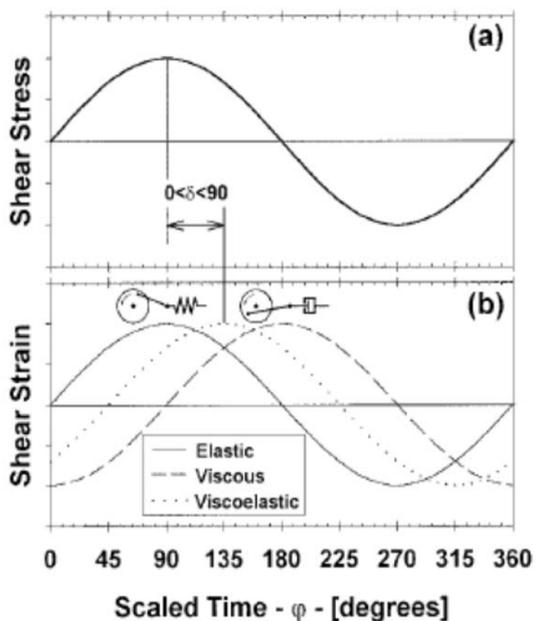


Figure 5 Comportement des matériaux en fluage (Fraisse , 2006)



- a) Fonction de contrainte
- b) Fonction de la réponse de déformation
- Trait plein : réponse de solide élastique parfait
- Trait discontinu : réponse d'un fluide parfait
- Pointillé : réponse de fluide viscoélastique

Figure 6 Comportements des fluides soumis à des contraintes oscillatoires (Ghezzehei 2001)

Pour les fluides viscoélastiques, les amplitudes des contraintes τ_0 et des déformations γ_0 sont reliés par l'équation d'élasticité suivante :

$$\tau_0 = G^* \gamma_0$$

Avec :

$$G^* = \sqrt{[(G')^2 + (i G'')^2]} \quad \text{Équation 2-17}$$

G^* est le module complexe de cisaillement

$$G' = G^* \cos(\delta) \quad \text{Équation 2-18}$$

G' Représente le module d'élasticité ou de stockage en cisaillement

$$G'' = G^* \sin(\delta) \quad \text{Équation 2-19}$$

G'' Représente le module de fluidité ou de perte de rigidité en cisaillement.

Tous les fluides viscoélastiques sont donc caractérisés par un comportement élastique représenté par le module élastique G' et un comportement visqueux représenté par le module visqueux G'' . Concernant la viscosité, les mêmes transformations peuvent lui être appliquées également.

Plusieurs rhéomètres permettent aussi de déterminer directement la viscosité des matériaux : on peut citer à titre d'information, le rhéomètre plan-plan et le rhéomètre capillaire.

CHAPITRE III

CARACTÉRISATION RHÉOLOGIQUE DES COMPOSITES HDPE-BOIS

CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION RHÉOLOGIQUE DES COMPOSITES HDPE-BOIS

3.1 Introduction

Les propriétés rhéologiques des composites plastique-bois (biocomposites) est étroitement relié à la méthode d'élaboration du composite. En effet, les propriétés des biocomposites sont directement reliées aux propriétés de la matrice, des renforts de bois, de l'interface des deux phases (polymère-bois) et de la méthode d'élaboration. Généralement, l'addition des particules de bois entraîne une modification du comportement rhéologique du polymère, ce qui entraîne une modification de la viscosité du composite. Ceci rend délicat l'opération de la mise en forme des biocomposites en plasturgie. De plus, la modification des propriétés chimiques à l'interface plastiques et renforts du bois, par exemple à l'aide d'un agent couplant, affecte aussi les propriétés rhéologiques du composite et les rend plus rigides et résistants. Autrement dit, les composantes élastiques et visqueuse du comportement biocomposites, à l'état liquide ou semi-solide, sont alors modifiées comparativement à celle de la matrice. Du point de vue plasturgie, les travaux existants ne semblent pas élucider suffisamment le comportement viscoélastique des biocomposites pour des températures semblables à celles de mise en forme des produits par extrusion. En fait, les propriétés rhéologiques des biocomposites varient considérablement lors de l'extrusion à cause de l'effet combiné de cisaillements et de la température. C'est dans ce cadre que le présent chapitre est orienté et concerne deux volets :

- i) la caractérisation rhéologique d'une famille de biocomposites, à base de HDPE (polyéthylène haute densité (Sclair TM A59)) et de sciures de bois en fonction de la température et de la concentration de particules de bois et
- ii) la caractérisation du comportement viscoélastique de la famille des biocomposites. À cet effet, nous considérons quatre concentrations massiques de particules du bois (0%, 20%, et 40%). Pour le comportement viscoélastique, nous considérons le modèle viscoélastique intégral de KBK-Z.

3.2 Matériels et méthodes

Les particules de bois utilisées dans ce travail résultent de la première transformation du bois et elles sont fournies par la scierie Tembec située à Béarn (Qc, Canada). Ces particules de bois sont constituées de 65% d'épinette blanche (*Picea glauca*), 20 % d'épinette noire (*Picea marica*) et 15% de sapin baumier (*Abies balsamea*). Sa masse volumique est de 1,48 g / cm³. La distribution des longueurs ainsi que les valeurs moyennes de taille des particules de bois sont montrées respectivement dans la Figure 7 et dans le Tableau 1 (MOSTAFA, 2015). L'agent de couplage utilisé pour l'élaboration des biocomposites est le fusabondTM

226DE de Dupont et il a été utilisé pour une quantité de 3%, de la masse totale du composite. Dans le composite, le bois est sous forme de sciures tamisées préalablement séchées.

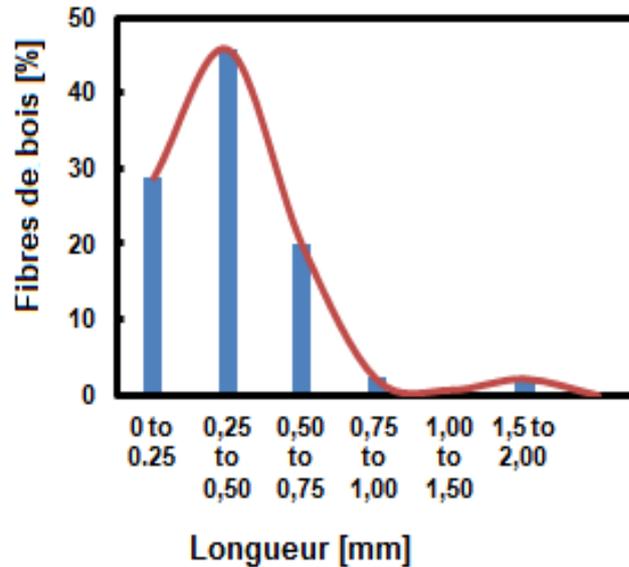


Figure 7 Distribution de la longueur des sciures de bois

Tableau 1 : Géométrie moyenne des particules de bois

Aire (mm ²)	Axe long (mm)	Largeur (mm)	rapport (L/D)
1,54	0,52	0,3	1,76

Du point de vue procédé de fabrication, les composites ont été élaborés dans un malaxeur bi-vis contre-rotatif (Haake rheometrix avec roller rotors) à une vitesse angulaire de 90 tour par minute (tpm) et à une température de 170°C (inférieure à la température de dégradation des particules de bois, qui est de l'ordre de 200°C). Ensuite, pour les tests rhéologiques, des échantillons, de forme circulaire (diamètre 25mm X épaisseur 4mm), voir Figure 8, ont été fabriqués à l'aide d'une presse chauffante réglée à 150°C (une température supérieure à celle de fusion du polymère qui est d'environ de 138°C) et d'un moule constitué de plaques d'aluminium.

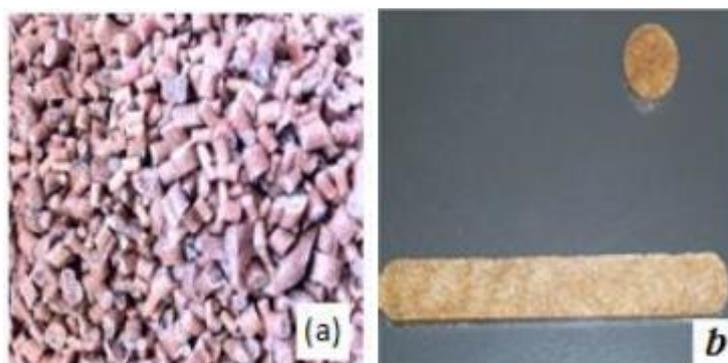


Figure 8 : (a) granule et (b) Échantillons de matériaux composites bois-polymère MOULÉS par thermocompression (MOSTAFA, 2015)

3.3 Identification de la zone linéaire de déformation

Les mesures des propriétés dynamiques rhéologiques des composites ont été réalisées dans la zone linéaire. L'évolution de celle-ci en fonction de la température et de la concentration en particules de bois est évaluée grâce à un balayage en amplitude de déformation (strain) à fréquence constante (égale à 10Hz). Ces tests permettent d'évaluer la variation du module d'élasticité G' des composites en fonction du taux de déformation appliquée. La zone linéaire de déformation correspond au plateau linéaire de la courbe : la valeur de G' (module de stockage) demeure constante dans cette zone. La Figure 9 illustre la variation de la zone linéaire de déformation en fonction de la concentration des particules de bois et de la température. Cette zone croît en fonction de la température et décroît en fonction de la teneur en bois. À noter que l'échelle des courbes est logarithmique et que la courbe (a) concerne l'effet de la température sur le module de rigidité du polymère HDPE alors que la courbe (b) concerne l'effet de la concentration de bois sur le module dynamique de rigidité des composites HDPE-bois. Dans le Tableau 2 on liste les valeurs de la limite de la zone linéaire en fonction de la teneur en sciure de bois à 170°C.

Tableau 2 : Limite de la zone linéaire à 170°C en fonction de la teneur en bois

% de bois	0	20	30	40	50	60
Zone linéaire(%)	10-10,7	1,7-2	0,2-0,3	<0,01	<0,01	<0,01

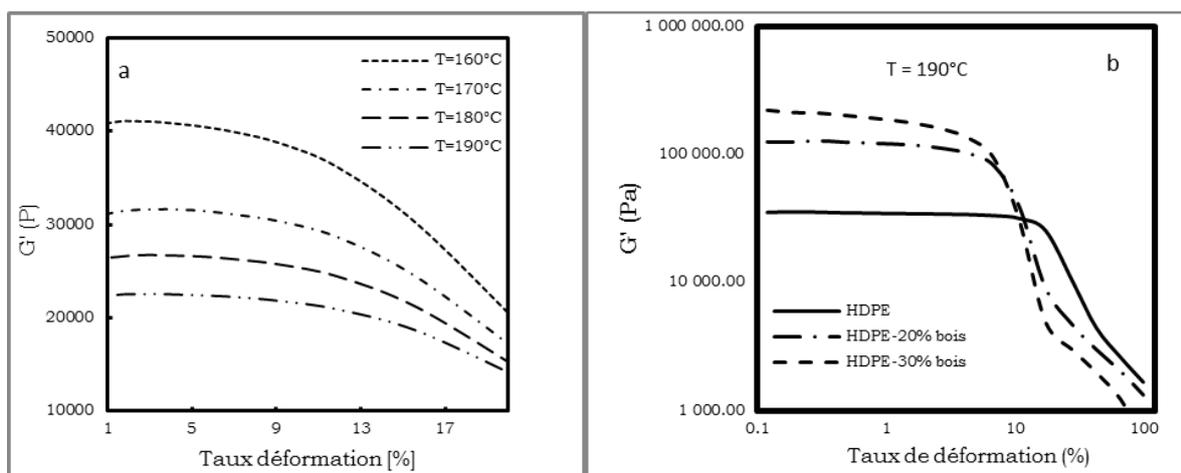


Figure 9 Effet de la température (a) et de la concentration (b) sur la région linéaire de déformation des biocomposites

Les mesures rhéologiques ont été réalisées à l'aide du rhéomètre RS75 (PP20, Haake) équipé d'un contrôleur de température TC500. Les échantillons à l'état fondu ont été soumis à un balayage en fréquence [0,1-100 Hz] en mode déformation contrôlée dans la zone linéaire. Pour se faire, le taux de déformation est fixé à 0,01% pour tous les composites. L'addition de particules de bois dans la matrice polymère et la modification chimique de l'interface, à l'aide d'un agent de couplage (PE-g-MA), entraînent généralement une modification du comportement rhéologique de composés durant les processus d'élaboration (Burgstaller, 2007), Lamnawar (2008) et Zhang (2012).

Pour la caractérisation rhéologique des fonctions des biocomposites nous avons utilisées des tests dynamiques de cisaillement oscillatoires à faible amplitude. Cette technique permet de mesurer les propriétés dynamiques des composites telles-que les modules dynamiques G' et G'' . Les modules dynamiques d'élasticité G' permettent la mesure de l'énergie élastique emmagasinée dans le matériau déformé. Cette énergie est réversible, elle permet au matériau de reprendre partiellement sa forme avant la déformation. Alors que, les modules dynamiques G'' représentent les modules dynamiques de perte, ils correspondent à la quantité d'énergie dissipée par les matériaux due à l'interaction entre les chaînes moléculaires des polymères en cisaillement. La variation de ces modules en fonction de la fréquence à la température de 170°C avec différents teneurs en bois est montré dans la Figure 10. À faible fréquence, on remarque que les composites ont un comportement plus visqueux qu'élastique alors qu'à fréquence élevée c'est l'inverse qui se manifeste. À un point de croisement appelé aussi fréquence de croisement, les matériaux composites sont autant

élastiques que visqueux. De plus, les modules dynamiques de stockage (G') et de perte (G'') ont tendance à croître avec la concentration des particules de bois (Figure 8).

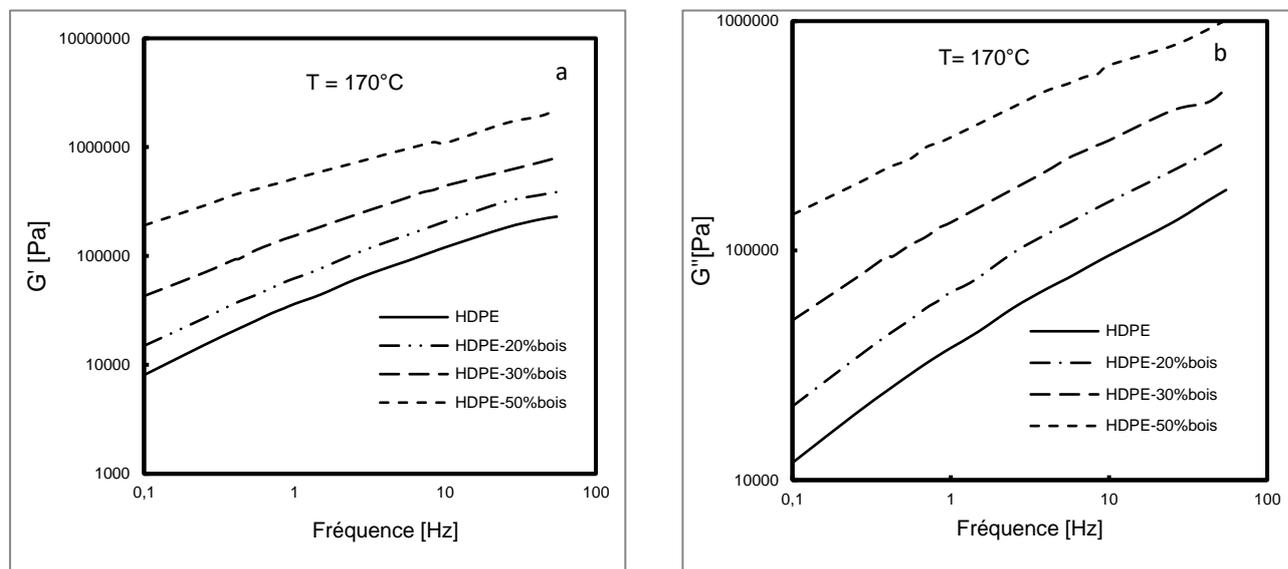


Figure 10 Effet de la température (a) et de la concentration (b) sur la région linéaire de déformation des biocomposites

3.4 Propriétés rhéologiques du composite bois-plastique

La simulation numérique en plasturgie nécessite une description adéquate du comportement viscoélastique des matériaux bio-composites en fonction de la température et de la concentration en renfort. Afin d'atteindre cet objectif, les essais de cisaillement oscillatoire de faible amplitude, décrite dans le chapitre ci-dessus, ont été utilisées pour déterminer les modules de stockage et de perte en fonction de la fréquence. Les résultats sont présentés dans les Figures 11 et 12 pour le HDPE renforcé avec 0, 20, 40 et 50 % de particules de sciure à 170°C .

3.5 Caractérisation du comportement viscoélastique

Cette section est basée sur les données acquises précédemment sur les échantillons de HDPE renforcés avec des particules de sciure de bois au Laboratoire des bioplastiques de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue. Pour l'identification, les matériaux bio-composites ont été supposés isotropes, homogènes et isothermes pour les besoins. Au regard des nombreuses références bibliographiques, le modèle viscoélastique intégral de KBK-Z semble convenir pour représenter le comportement du HDPE et des composites à base de

HDPE et le bois (Erchiqui, Gakwaya, Koubaa, & Vincent, (2009)) En conséquence, le modèle de KBK-Z sera considéré pour représenter la réponse viscoélastique des biocomposites.

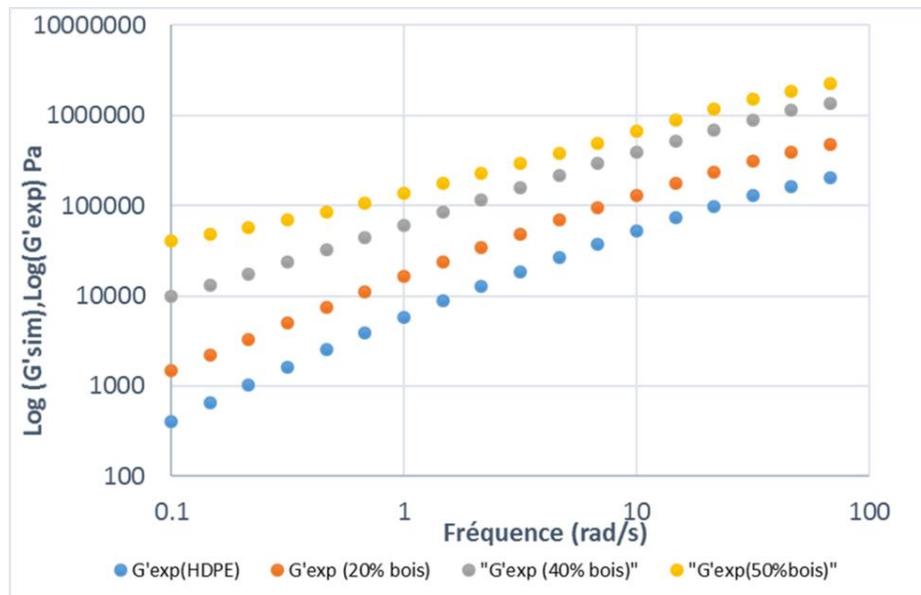


Figure 11 Résultats expérimentaux des modules de perte (G') en fonction de la teneur en particules de sciure de bois.

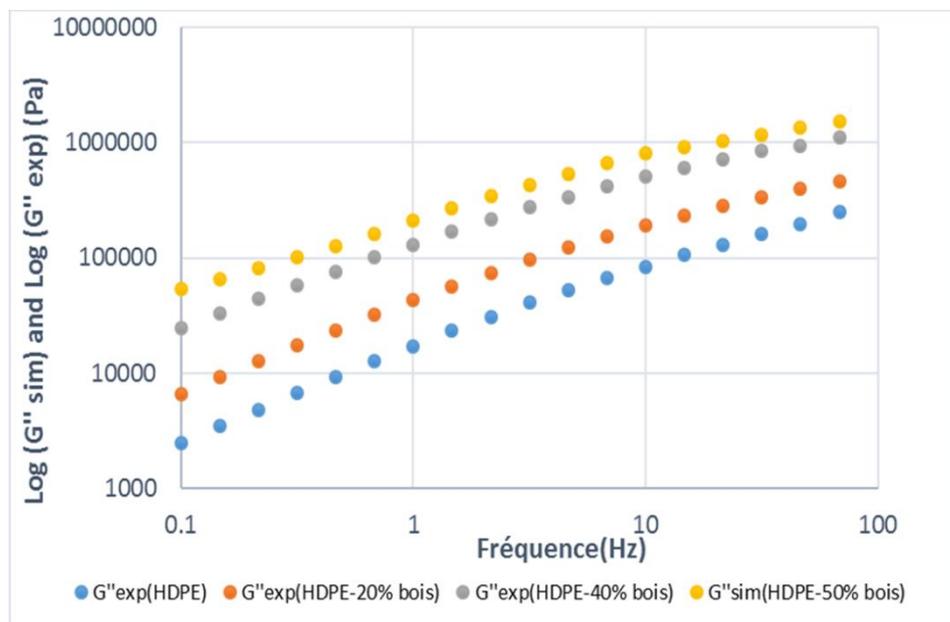


Figure 12 Résultats expérimentaux des modules de perte (G'') en fonction de la teneur en particules de sciure de bois.

Le modèle constitutif de Lodge (1964) constitue la base de la plupart des modèles viscoélastiques intégraux. Il est souvent utilisé pour décrire le comportement incompressible

des polymères thermoplastiques à l'état liquide. Cependant, (Erchiqui F. , 2005) ont montré que ce modèle peut également être utilisé pour les matériaux semi-solides. Selon ce modèle, la connaissance de l'historique des déformations du matériau est essentielle pour déterminer le tenseur des contraintes de Cauchy (σ) décrit par l'équation (Equation 3.1) ci-dessous.

$$\sigma(t) = -p(t)\mathbf{I} + \int_{-\infty}^t \sum_{k=1}^n \frac{g_k}{\tau_k} e^{\left(-\frac{t-\tau}{\tau_k}\right)} \mathbf{B}(t, \tau) d\tau \quad \text{Equation 3-1}$$

où p , \mathbf{I} , \mathbf{B} , t et τ sont respectivement la pression hydrostatique, le tenseur d'identité, le tenseur de déformation des Finger, le temps et le temps de relaxation. Les paramètres g_k et τ_k sont respectivement le module de rigidité et le temps de relaxation associés au mode k . Le tenseur \mathbf{B} est lié au tenseur de gradient de déformation \mathbf{F} comme indiqué dans l'équation (Equation 3-2) :

$$\mathbf{B}(t, \tau) = [\mathbf{F}^T(t, \tau) \cdot \mathbf{F}(t, \tau)]^{-1} \quad \text{Equation 3-2}$$

Il existe plusieurs approches, qui combinent des données expérimentales et numériques pour identifier les propriétés rhéologiques du modèle Lodge. Dans ce travail, les données expérimentales d'études réalisées à l'aide d'essais de cisaillement oscillatoires de faible amplitude sur le composite bois-plastique qui fournissent respectivement les modules de stockage et de perte G' et G'' sont considérées. De plus, la méthode des moindres carrés est utilisée pour minimiser les écarts entre les valeurs expérimentales et théoriques lors de l'identification du spectre de relaxation pour chaque type de composite bois-plastique. Cette méthode est décrite par la minimisation de la fonction objective F définie par l'équation 3-3 où N est le nombre de points de données expérimentales.

$$F = \sum_{i=1}^N \left[\frac{G'_{i,exp} - G'_{i,th}}{G'_{i,exp}} \right]^2 + \left[\frac{G''_{i,exp} - G''_{i,th}}{G''_{i,exp}} \right]^2 \quad \text{Equation 3-3}$$

Les paramètres $G'_{i,exp}$ et $G''_{i,exp}$ représentent les modules dynamiques issus des données expérimentales tandis que $G'_{i,th}$ et $G''_{i,th}$ représentent les valeurs théoriques données par l'Equation 3-4 (Erchiqui et al. 2009b).

$$G'(\omega) = \sum_{i=1}^N \frac{g_i \tau_i^2 \omega^2}{1 + \tau_i^2 \omega^2} \quad \text{et} \quad G''(\omega) = \sum_{i=1}^N \frac{g_i \tau_i \omega}{1 + \tau_i^2 \omega^2} \quad \text{Equation 3-4}$$

Les paramètres g_i est la constante de rigidité et τ_i est le temps de relaxation associé au mode i , tandis que ω est la fréquence. Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau 3. Les figures 13 et 14 montrent les résultats de l'optimisation représentés par les lignes pointillées en comparaison avec ceux de l'expérience représentés par les points. Ces figures montrent une excellente corrélation avec une erreur moyenne inférieure à 1%.

TABLEAU 3: Module de rigidité et temps de relaxation pour les biomposites (BC) à la température $T = 170^\circ\text{C}$

HDPE		BC20		BC40		BC50	
g_k (MPa)	τ_k (s)						
0.181	0.0006148	0.3314	0.0006218	0.6811	0.000734	1.1246	0.0006693
0.0635	0.006148	0.1219	0.006218	0.2605	0.00734	0.4343	0.006693
0.0298	0.06148	0.0655	0.06218	0.1696	0.0734	0.2596	0.06693
0.011	0.6148	0.0302	0.6218	0.1029	0.734	0.1249	0.6693
0.0033	6.148	0.015	6.218	0.061	7.34	0.1166	6.693
0.0031	61.48	0.0109	62.18	0.0486	73.4	0.1011	66.93

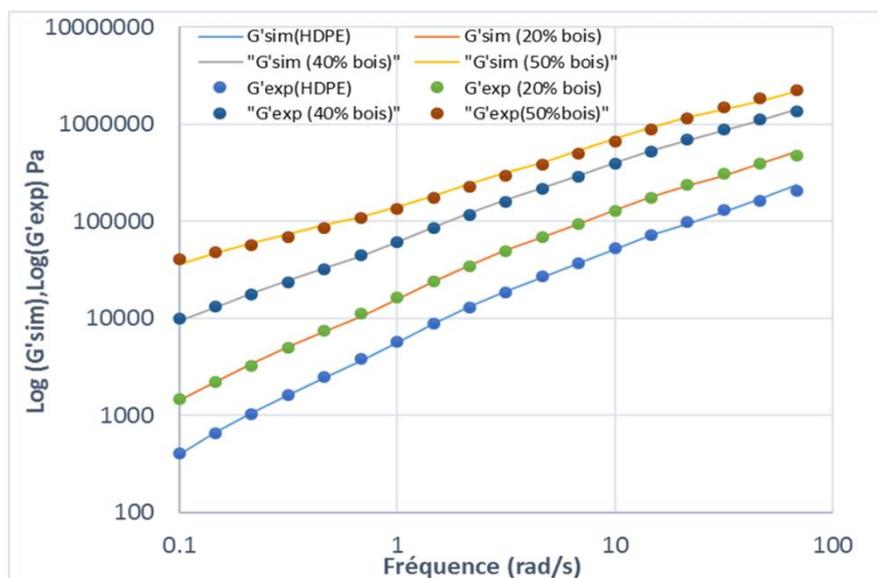


Figure 2 Résultats de l'optimisation avec les modules de perte expérimentaux G' en fonction de la teneur en particules de sciure.

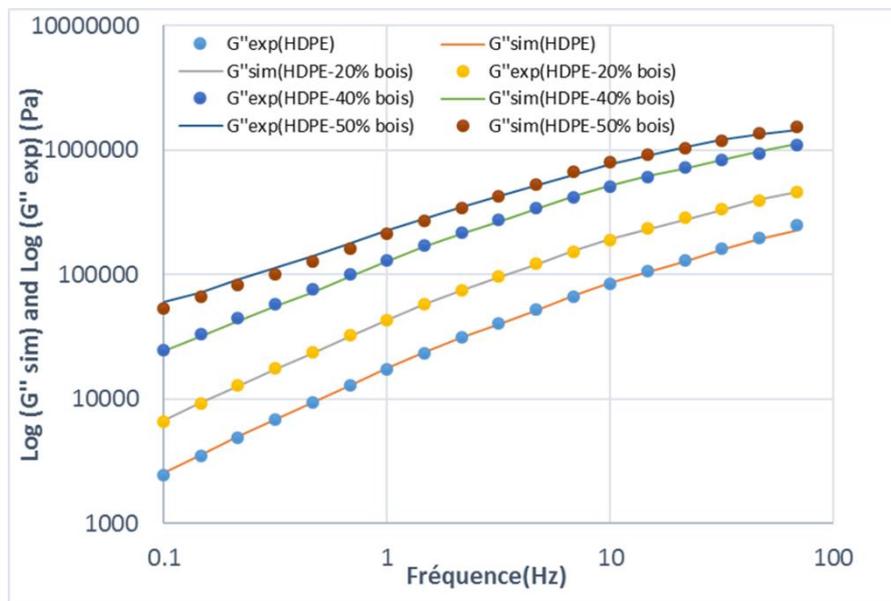


Figure 14 Résultats de l'optimisation avec les modules de perte expérimentaux G'' en fonction de la teneur en particules de sciure.

CHAPITRE IV

MODÉLISATION PAR MEF DE PERTE DE CHARGE

CHAPITRE IV MODÉLISATION PAR MEF DES PERTES DE CHARGE

Cette partie concerne la modélisation de l'écoulement viscoélastique de type K-BKZ entre deux plaques parallèles avec la prise en compte d'hypothèses permettant l'établissement du modèle numérique. Dans un premier temps, nous présentons le modèle cinématique pour l'écoulement viscoélastique de type K-BKZ. Ensuite, les hypothèses et les équations de base qui ont servi à établir le modèle numérique pour la modélisation et la prévision des pertes de charges des bio-composites, par la méthode des éléments finis. Pour le modèle K-BKZ, nous utilisons les paramètres identifiés grâce à l'utilisation des données rhéologiques, associées aux essais dynamiques et celles associées à la fonction d'amortissement (issues de la littérature)

4.1 Hypothèses et mises en équations

Dans le cas de notre étude, plusieurs hypothèses ont été considérées sur le comportement du polymère et de son écoulement entre les deux plaques parallèles :

- Le composite bois-plastique est supposé homogène, isotrope et incompressible
- Le comportement de composite bois-plastique est viscoélastique de type K-BKZ
- La température de l'écoulement du composite bois-plastique est constante
- Le régime de l'écoulement est supposé être stationnaire et laminaire (nombre de Reynolds faible: $Re \ll 1$) : Hypothèse de Stokes.
- Les Forces volumiques sont négligeables devant les forces de pression et de viscosité

Dans cette étude, nous considérons uniquement le système dans un espace en coordonnées cartésien x et y (deux dimensions). Dans ce système, nous désignons par u la composante de la vitesse (\vec{v}), d'une particule de fluide selon l'axe x , et par v sa composante selon l'axe des y . L'équation de continuité étant :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{v} = 0$$

Équation 4-1

où ρ est la masse volumique. Étant donné ρ est constante, il s'ensuit que :

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

Équation 4-2

La force de pression p et les forces de contraintes $(\sigma_{xx}, \sigma_{xy}, \sigma_{yx}, \sigma_{yy})$ engendrées par l'écoulement viscoélastique entre les deux plaques sont reliées entre elles par les équations de la conservation de la quantité de mouvement :

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} = -\vec{\nabla}p + \vec{\nabla} \cdot [\sigma] + \rho \vec{g} \quad \text{Équation 4-3}$$

Avec les hypothèses qui stipulent que les forces volumiques sont négligeables devant les forces de pression $\vec{\nabla}p$ et les forces de viscosité $\vec{\nabla} \cdot [\sigma]$ et que l'écoulement s'effectue avec un nombre de Reynolds faible, il s'ensuit, dans le cas d'un écoulement incompressible ($\nabla \cdot \vec{v} = 0$), la forme suivante pour l'équation 4-3 en 2D:

$$-\frac{\partial P}{\partial x} + 2 \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{xy} \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{xy} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right) = 0 \quad \text{Équation 4-4}$$

$$-\frac{\partial P}{\partial y} + 2 \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{xy} \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{xy} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right) = 0 \quad \text{Équation 4-5}$$

Pour l'écoulement viscoélastique, la viscosité de cisaillement μ_{xy} est calculée à partir de l'équation constitutive intégrale de KBK-Z par l'entremise de la fonction mémoire en régime stationnaire :

$$\mu_{xy} = \int_{-\infty}^{+\infty} m(\tau, t) dy \quad \text{Équation 4-6}$$

En utilisant le spectre de relaxation discret, équation (2-7), et la fonction de déformation, équation (2-8), la viscosité de cisaillement à l'état stationnaire peut être obtenue analytiquement :

$$\mu_{xy}(\dot{\gamma}_{xy}) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^2 \left(\frac{f_j \tau_i g_i}{(1 + n_j \tau_i \dot{\gamma}_{xy})^2} \right) \quad \text{Équation 4-7}$$

Avec $f_1=f$ et $f_2=(1-f)$. $\dot{\gamma}_{xy}$ est le taux de déformation de cisaillement donné par :

$$\dot{\gamma}_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad \text{Équation 4-8}$$

La résolution des équations ci-dessus, (4.4) - (4.5), nécessite la connaissance des conditions aux limites. Pour cela, nous considérons la condition d'adhérence du fluide sur les deux surfaces de la plaque :

$$u_{paroi} = 0 \quad \text{et} \quad v_{paroi} = 0 \quad \text{Équation 4-9}$$

De plus, le fluide à l'entrée et à la sortie de la conduite présente une surface libre. En conséquence, la condition suivante doit être considérée :

$$\sigma_{ij} \cdot n_j - p \cdot n_i = 0$$

n_i étant la normale à la surface.

4.2 Modélisation de l'équation de Stokes par la méthode des éléments finis

Pour contourner le problème épineux de la résolution analytique de l'écoulement plan d'un fluide viscoélastique, entre deux plaques parallèles, nous utilisons la méthode des éléments finis pour approcher la solution exacte (Zienkiewicz, 2005). Pour cela, nous transformerons les équations à dérivées partielles de Stokes en une forme intégrale et ensuite sous forme algébrique.

4.2.1 Formulation intégrale

En considérant un élément arbitraire Ω^e de notre domaine d'étude Ω , la formulation intégrale faible du problème de Stokes en coordonnées cartésiennes (2D) s'écrit:

$$0 = \int_{\Omega^e} \left\{ w_1 \left[-\frac{\partial P}{\partial x} + 2 \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{xy} \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{xy} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right) \right] \right\} dx dy \quad \text{Équation 4-10}$$

$$0 = \int_{\Omega^e} \left\{ w_2 \left[-\frac{\partial P}{\partial y} + 2 \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{xy} \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{xy} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right) \right] \right\} dx dy \quad \text{Équation 4-11}$$

$$0 = \int_{\Omega^e} w_3 \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) dx dy \quad \text{Équation 4-12}$$

Où w_1 , w_2 et w_3 sont les fonctions poids (ou fonction de pondération), utilisés en élément finis pour obtenir une forme faible des équations ci-dessus. La formulation faible est obtenue par l'entremise de l'utilisation de l'intégration par parties sur les équations ci-dessus, ce qui donne :

$$0 = \int_{\Omega^e} \left\{ 2\mu_{xy} \frac{\partial w_1}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial x} + \mu_{xy} \frac{\partial w_1}{\partial y} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) - P \frac{\partial w_1}{\partial x} \right\} - \oint_{\Gamma^e} w_1 t_x dx dy \quad \text{Équation 4-13}$$

$$0 = \int_{\Omega^e} \left\{ \mu_{xy} \frac{\partial w_2}{\partial y} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) + 2\mu_{xy} \frac{\partial w_2}{\partial y} \frac{\partial u}{\partial y} + -P \frac{\partial w_2}{\partial y} \right\} dx dy - \oint_{\Gamma^e} w_2 t_y ds \quad \text{Équation 4-14}$$

$$0 = \int_{\Omega^e} w_3 \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) dx dy \quad \text{Équation 4-15}$$

Comme l'équation 4-13 est l'équation de conservation du moment, la fonction w_1 peut-être représentée par la composante de la vitesse selon l'axe des x. De la même manière, w_2 peut-être la composante de la vitesse selon l'axe des y. Puisque la troisième équation est associée à la variation de volume, alors w_3 peut être assimilée à la force qui provoque le changement de volume (la variation de volume est provoquée par l'action de la pression hydrostatique), donc w_3 équivaut à $-P$. Il s'ensuit que :

$$w_1 \sim u, \quad w_2 \sim v, \quad w_3 \sim -P$$

4.2.2 Formulation matricielle de l'équation de Stokes incompressible

La formulation intégrale faible montre que u et v sont les variables primaires qui doivent être continues aux frontières entre les éléments. Cela ne doit pas être le cas pour la pression. Les éléments finis de Lagrange peuvent donc être utilisés pour les vitesses et la pression (u, v, P). Il faut rappeler que la continuité requiert au minimum que (u, v) soit linéaire en x et y et que P soit constant.

Considérons les fonctions d'interpolation pour u, v et P suivantes :

$$u = \sum_{i=1}^n u_i \psi_i^e \quad \text{Équation 4-16}$$

$$v = \sum_{j=1}^n v_j \psi_j^e \quad \text{Équation 4-17}$$

$$P = \sum_{J=1}^m P_J \Phi_J^e \quad \text{Équation 4-18}$$

Ou ψ_i^e, ψ_j^e et ϕ_j^e sont des fonctions d'interpolation d'ordres différents ($m < n; m + 1 = n$). n représente le nombre de nœuds associé à l'élément en vitesses (u, v) et m le nombre de nœuds associé à l'élément en pression.

En substituant les équations (4-16, 4-17, 4-18) dans les équations (4-13, 4-14 et 4-15), on obtient le modèle algébrique d'éléments finis de la forme :

$$\begin{bmatrix} [K^{11}] & [K^{12}] & [K^{13}] \\ [K^{21}] & [K^{22}] & [K^{23}] \\ [K^{31}] & [K^{32}] & [K^{33}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ w \\ p \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F^1 \\ F^2 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \text{Équation 4-19}$$

Avec :

$$[K^{11}] = 2\mu_{xy}[S^{11}] + \mu_{xy}[S^{22}] \quad \text{Équation 4-20.1}$$

$$[K^{22}] = \mu_{xy}[S^{11}] + 2\mu_{xy}[S^{22}] \quad \text{Équation 4-20.2}$$

$$[K^{12}] = \mu_{xy}[S^{12}]^T \quad \text{Équation 4-20.3}$$

$$[K^{21}] = [K^{12}]^T \quad \text{Équation 4-20.4}$$

$$[K^{33}] = [0] \quad \text{Équation 4-20.5}$$

Les expressions des matrices $S_{ij}^{11}, S_{ij}^{12}, S_{ij}^{22}, K_{ij}^{13}, K_{ij}^{23}, F_i^1$ et F_i^2 sont données par les integrales suivantes :

$$S_{ij}^{11} = \int_{\Omega^e} \frac{\partial \psi_i}{\partial x} \frac{\partial \psi_j}{\partial x} dx dy \quad \text{Équation 4-21.1}$$

$$S_{ij}^{12} = \int_{\Omega^e} \frac{\partial \psi_i}{\partial x} \frac{\partial \psi_j}{\partial y} dx dy \quad \text{Équation 4-21.2}$$

$$S_{ij}^{22} = \int_{\Omega^e} \frac{\partial \psi_i}{\partial y} \frac{\partial \psi_j}{\partial y} dx dy \quad \text{Équation 4-21.3}$$

$$K_{ij}^{13} = - \int_{\Omega^e} \frac{\partial \psi_i}{\partial x} \phi_j dx dy \quad \text{Équation 4-21.4}$$

$$K_{ij}^{23} = - \int_{\Omega^e} \frac{\partial \psi_i}{\partial y} \phi_j \, dx \, dy \quad \text{Équation 4-21.5}$$

$$F_i^1 = \oint_{\Gamma^e} t_x \psi_i \, ds \quad \text{Équation 4-21.6}$$

$$F_i^2 = \oint_{\Gamma^e} t_y \psi_i \, ds \quad \text{Équation 4-21.7}$$

4.2.3 Formulation de la méthode de pénalité (pression et vitesse)

La méthode de pénalité est une méthode qui nous permet de reformuler un problème avec contrainte en un problème sans contrainte. Nous commencerons tout d'abord à formuler le problème de Stokes incompressible en un problème simple avec contrainte. Cela s'obtient selon la procédure ci-dessous.

Formulation du problème de Stokes en un problème avec contrainte :

Lorsque les vitesses satisfont la condition $\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$, d'après la formulation faible, les termes bilinéaires $B((w_1, w_2), (u, v))$ et linéaires $l(w_1, w_2)$ sont donnés par les expressions ci-dessous :

$$B((w_1, w_2), (u, v)) = \mu \int_{\Omega^e} \left[\left(\frac{\partial w_1}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w_2}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \left(\frac{\partial w_1}{\partial y} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial w_2}{\partial y} \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] dx dy \quad \text{Équation 4-22}$$

$$l(w_1, w_2) = \oint_{\Gamma^e} (t_x w_1 + t_y w_2) ds \quad \text{Équation 4-23}$$

La pression n'intervient pas dans le terme bilinéaire. La fonction quadratique est donnée par l'équation :

$$I((u, v)) = \frac{1}{2} B((u, v), (u, v)) - l(u, v) I(u, v) \quad \text{Équation 4-24}$$

$$= \frac{1}{2} \mu \int_{\Omega^e} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right] dx dy - \oint_{\Gamma^e} (t_x u + t_y v) ds$$

Où le champ de vitesse (u, v) satisfait l'équation de continuité. Nous remarquons clairement que l'équation de Stokes incompressible en régime permanent équivaut à minimiser $I(u, v)$ sous la contrainte :

$$G(u, v) \equiv \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad \text{Équation 4-25}$$

Dans la méthode de pénalité, le problème avec contrainte est reformulé en problème sans contrainte en minimisant la fonction suivante :

$$I_p(u, v, \lambda) \equiv I(u, v) + \frac{1}{2} \gamma_e \int_{\Omega^e} [G(u, v)]^2 dx dy \quad \text{Équation 4-26}$$

Le paramètre de pénalité γ_e peut être choisi relativement à chaque élément.

Le problème avec contraintes peut être reformulé en un problème sans contraintes en utilisant le multiplicateur de Lagrange ou la méthode de pénalité. Pour que I_p ait un minimum, la condition nécessaire est que :

$$\delta_u I_p = 0, \quad \delta_v I_p = 0 \quad \text{Équation 4-27}$$

Nous avons alors :

$$\begin{aligned} \delta_u I_p &= \delta_u I + \gamma_e \int_{\Omega^e} G(u, v) \delta_u G(u, v) dx dy \\ &= \int_{\Omega^e} \left(\mu \frac{\partial \delta u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial x} + \mu \frac{\partial \delta u}{\partial y} \frac{\partial u}{\partial y} \right) dx dy - \oint_{\Gamma^e} \delta u t_x ds + \gamma_e \int_{\Omega^e} \frac{\partial \delta u}{\partial x} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) dx dy = \end{aligned} \quad \text{Équation 4-28}$$

$$= 0$$

et

$$\begin{aligned} \delta_v I_p &= \delta_v I + \gamma_e \int_{\Omega^e} G(u, v) \delta_v G(u, v) dx dy \\ &= \int_{\Omega^e} \left(\mu \frac{\partial \delta v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial x} + \mu \frac{\partial \delta v}{\partial y} \frac{\partial v}{\partial y} \right) dx dy - \oint_{\Gamma^e} \delta v t_y ds + \gamma_e \int_{\Omega^e} \frac{\partial \delta v}{\partial y} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) dx dy \end{aligned} \quad \text{Équation 4-29}$$

$$= 0$$

Le modèle d'éléments finis découlant est de la forme :

$$\begin{bmatrix} [K^{11}] & [K^{12}] \\ [K^{21}] & [K^{22}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F^1 \\ F^2 \end{Bmatrix} \quad \text{Équation 4-30}$$

Avec :

$$[\overline{K^{11}}] = [K^{11}] + \gamma[S^{11}] = \mu([S^{11}] + [S^{22}]) + \gamma[S^{11}]; [\overline{K^{12}}] = \gamma[S^{12}] \quad \text{Équation 4-31}$$

$$[\overline{K^{22}}] = [K^{22}] + \gamma[S^{22}] = \mu([S^{11}] + [S^{22}]) + \gamma[S^{22}] \quad \text{Équation 4-32}$$

$$[S^{12}] = \int_{\Omega^e} \frac{\partial \psi_i}{\partial x} \frac{\partial \psi_j}{\partial y} dx dy \quad \text{Équation 4-33}$$

La formulation matricielle globale s'écrit alors sous la forme :

$$[K]\{\Delta\} = (\mu[K^1] + \gamma[K^2])\{\Delta\} = F \quad \text{Équation 4-34}$$

$\{\Delta\}$ est le vecteur des vitesses, $[K^1]$ représente le terme de viscosité et $[K^2]$ le terme de pénalité issu de la contrainte d'incompressibilité. Lorsque la valeur de γ est très grande, on a :

$$\lim_{\gamma \rightarrow \infty} \frac{1}{\gamma} ((\mu[K^1] + \gamma[K^2])\{\Delta\} - F) = 0 \quad \text{Équation 4-35}$$

$$[K^2]\{\Delta\} = 0 \text{ lorsque } \gamma \rightarrow \infty$$

4.2.4 Représentation iso-paramétrique et maillage :

La représentation iso-paramétrique est très utile car elle facilite une représentation précise des domaines irréguliers (par exemple des domaines avec des frontières curvilignes). Aussi, il est difficile de calculer les coefficients matriciels et les vecteurs des colonnes lorsqu'on est en coordonnées cartésiennes. Pour remédier à cela, on introduit une transformation inversible entre un élément curvilinéaire Ω^e et un élément de forme simple $\widehat{\Omega}$ pour faciliter l'intégration numérique.

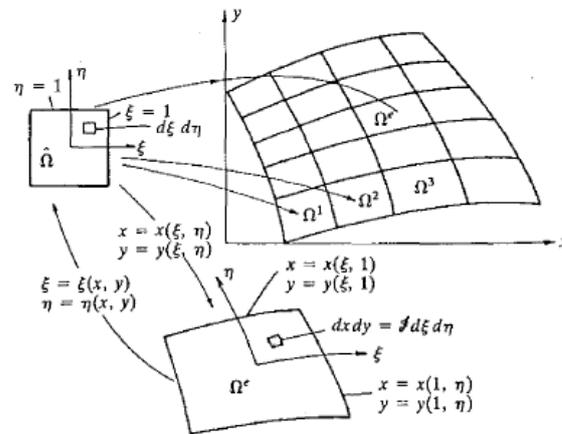
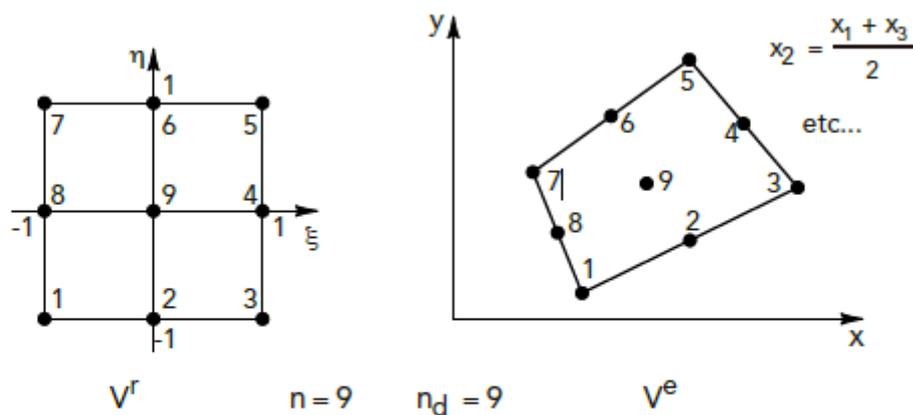


Figure 15 Maillage des éléments finis

La vitesse est quadratique et la pression est la dérivée de la vitesse. De ce fait, nous allons travailler en considérant des éléments rectangulaires à 4 nœuds pour la pression et 9 nœuds pour la vitesse comme le montre la figure 16. Cet élément utilise une approximation quadratique de Lagrange a une dimension dans les deux direction ξ et η , souvent utiliser en mécanique des fluides.



$$\langle P \rangle = \langle \xi^i \eta^j ; i = 0, 1, 2 ; j = 0, 1, 2 \rangle$$

$$= \langle 1 \quad \xi \quad \eta \quad \xi^2 \quad \xi\eta \quad \eta^2 \quad \xi^2 \eta \quad \xi\eta^2 \quad \xi^2 \eta^2 \rangle.$$

Figure 16 Élément quadrilatéral de base utilisé pour le maillage

Les fonctions d'interpolation pour les vitesses sont :

$$\psi_1 = \frac{1}{4}(\xi^2 - \xi)(\eta^2 - \eta)$$

$$\psi_2 = \frac{1}{2}(1 - \xi^2)(\eta^2 - \eta)$$

$$\psi_3 = \frac{1}{4}(\xi^2 + \xi)(\eta^2 - \eta)$$

$$\psi_4 = \frac{1}{2}(\xi^2 - \xi)(1 - \eta^2)$$

$$\psi_5 = (1 - \xi^2)(1 - \eta^2)$$

$$\psi_6 = \frac{1}{2}(\xi^2 + \xi)(1 - \eta^2)$$

$$\psi_7 = \frac{1}{4}(\xi^2 - \xi)(\eta^2 + \eta)$$

$$\psi_8 = \frac{1}{2}(1 - \xi^2)(\eta^2 + \eta)$$

$$\psi_9 = \frac{1}{4}(\xi^2 + \xi)(\eta^2 + \eta)$$

Équation 4-36

Les fonctions d'interpolation pour les pressions sont :

$$\widehat{\psi}_1 = \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 - \eta)$$

$$\widehat{\psi}_2 = \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 - \eta)$$

$$\widehat{\psi}_3 = \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 + \eta)$$

$$\widehat{\psi}_4 = \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 + \eta)$$

Équation 4-37

4.2.5 Solution analytique : Écoulement laminaire longitudinal entre deux plaques parallèles

On désire résoudre le problème de l'écoulement laminaire permanent longitudinal d'un fluide visqueux incompressible newtonien entre deux plaques planes 2D, parallèles, de longueur infinie ($\gg h$).

Hypothèses :

- L'écoulement du fluide est partout parallèle aux parois (approximation de lubrification) ;
- le frottement aux parois implique qu'aux échelles macroscopiques, la vitesse du fluide y est nulle (condition de non-glissement) ;
- la pression ne varie pas dans l'épaisseur de l'écoulement (approximation de lubrification).
- Le profil parabolique des vitesses dans l'écoulement de Poiseuille provient du fait qu'on néglige les cisaillements autres que le long du tuyau (ou des plaques). Les couches de fluides sont supposées s'écouler parallèles les unes aux autres entre les deux plaques, en sorte que la seule composante de la dérivée de la vitesse est la dérivée de la vitesse longitudinale (parallèle aux parois), prise le long de la section verticale.

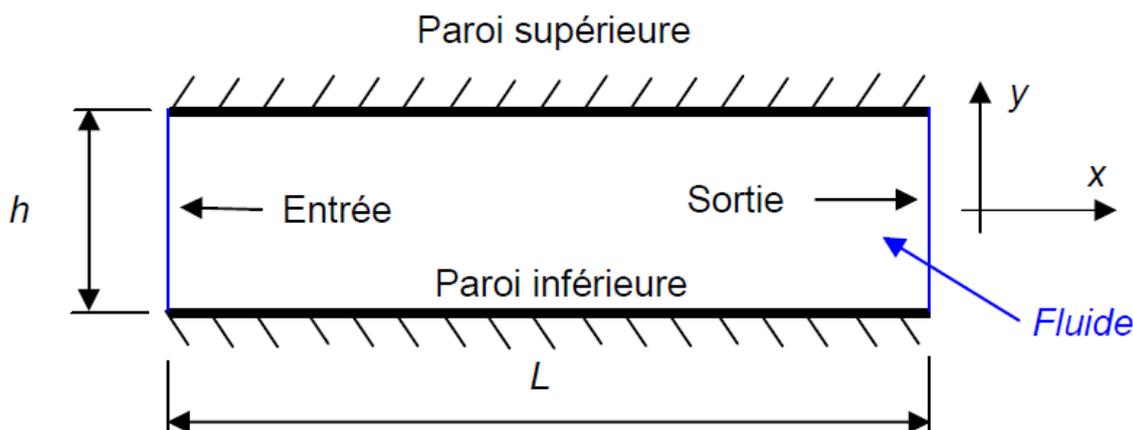


Figure 17 écoulement laminaire permanent longitudinal d'un fluide visqueux incompressible newtonien entre deux plaques planes, parallèles

A partir de l'équation de Navier stokes et des conditions aux limites on déduit l'équation qui régit l'écoulement entre 2 plaques plane et parallèle avec $v_x = v_x(y)$, $v_y = 0$ et $v_z = 0$. Si on néglige la force de gravité, l'équation de mouvement selon la direction de l'écoulement (x) et en régime permanent :

$$\rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) = \mu \left[\frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2} \right] - \frac{\partial p}{\partial x} + \rho g_x$$

Équation 4-38

Devient :

Équation 4-39

$$0 = \mu \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} - \frac{\partial p}{\partial x}$$

Et puisque p n'est fonction que de x, on a :

$$p = p(x).$$

En conséquence, l'équation (4-39) devient :

$$\mu \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} = \frac{dp}{dx} = \text{const} \quad \text{Équation 4-40}$$

$\frac{dp}{dx}$ étant le gradient de pression fourni à l'entrée de la conduite pour surmonter la contrainte de cisaillement visqueuse au niveau de la paroi, la force de cisaillement au niveau des parois ne changeant pas sur l'axe X puisque l'écoulement étant complètement développé $\frac{\partial u}{\partial x} = 0$, on en conclut que le gradient de pression restera constant.

Par la suite en intégrant l'équation simplifiée selon y on obtient :

$$\frac{\partial v_x}{\partial y} = \frac{1}{\mu} \frac{dp}{dx} y + C_1 \quad \text{Équation 4-41}$$

Puis pour évaluer la constante C1 il suffit d'appliquer la condition au limite $\left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{y=0} = 0$.

On obtient $C_1 = 0$.

On intègre une nouvelle fois pour obtenir l'expression de la vitesse :

$$v_x = \frac{1}{2\mu} \frac{dp}{dx} y^2 + C_2 \quad \text{Équation 4-42}$$

Et on utilise la condition de non-glissement comme CL pour évaluer C_2 , on a alors :

$$\text{pour } y = \pm h; \quad ; \quad u = 0 \quad , \quad C_2 = -\frac{1}{2\mu} \frac{dp}{dx} h^2$$

par la suite on substitue l'expression de C_2 dans l'équation de la vitesse et v_x devient alors :

$$v_x = -\frac{h^2}{2\mu} \frac{dp}{dx} \left(1 - \frac{y^2}{h^2}\right) \quad \text{Équation 4-43}$$

Avec : $v_{x\max}$ lorsque $y=0$. L'expression de v_x max devient :

$$v_x = -\frac{h^2}{2\mu} \frac{dp}{dx} \quad \text{Équation 4-44}$$

4.2.6 Validation numérique : Écoulement laminaire longitudinal entre deux plaques parallèles

Dans cette partie, nous allons comparer les résultats numériquement avec les résultats d'une solution analytique pour un écoulement de Stokes obtenu grâce à la modélisation Matlab. Pour cela, nous considérons les données du tableau ci-dessous. Le but étant de définir la longueur minimale adéquate pour la filière, afin que la solution numérique et analytique converge.

La vitesse est quadratique et la pression est la dérivée de la vitesse. De ce fait, nous allons travailler en considérant des éléments rectangulaires à 4 nœuds pour la pression et 9 nœuds pour la vitesse.

TABLEAU 4 Données et caractéristiques de la plaque

Dimension des plaques	100 mm x 4 mm
Maillage du champ des vitesses	100 éléments (10x10) ; 441 nœuds (21x 21)
Maillage du champ des pressions	100 éléments (10x10) ; 121 nœuds (11x 11)
Pression initial (nœuds d'entrés)	1000 Pas
Viscosité nu	0.1 Pa.s

Par rapport au programme développé, le milieu fluide est discrétisé par 100 éléments (de type quadratique pour le champ des vitesses et linéaire pour le champ des pressions). La figure 18 illustre le maillage associé au champ des vitesses, avec un facteur multiplicatif de 10. La figure 19 illustre la numérotation associée à chaque nœud pour la vitesse. De même, La figure 20 illustre le maillage associé au champ des pressions, avec un facteur multiplicatif de 10. La figure 21 illustre la numérotation associée à chaque élément de pression. Dans la figure 22, les deux maillages (fluide et pression) sont superposés (les nœuds en rouges sont associés à ceux de la pression et les nœuds en bleus ceux des vitesses). La figure 23 représente l'élément vitesse-pression associé au maillage global.

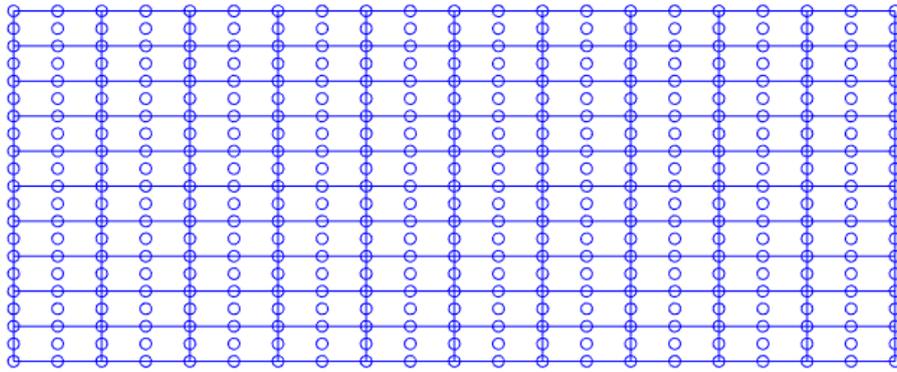


Figure 18 Maillage de la vitesse pour une plaque, avec facteur d'agrandissement x10

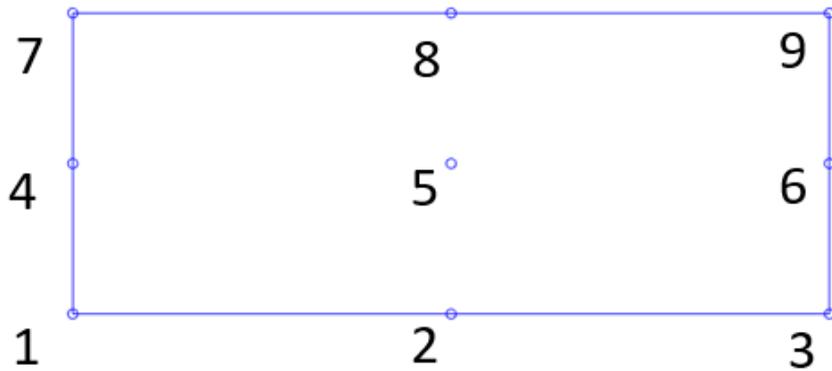


Figure 19 Maillage quadratique à 9 nœuds pour un élément

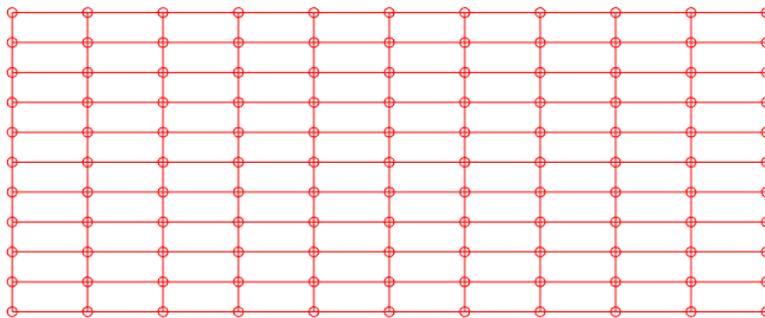


Figure 20 Maillage de la pression pour une plaque, avec facteur d'agrandissement x10

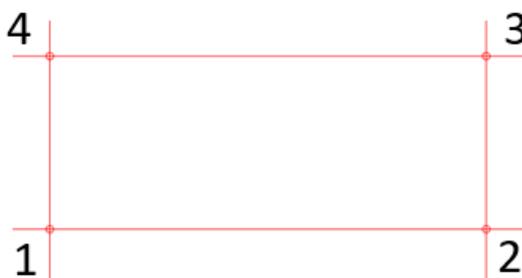


Figure 21 Maillage de la pression pour une plaque, avec facteur d'agrandissement x10

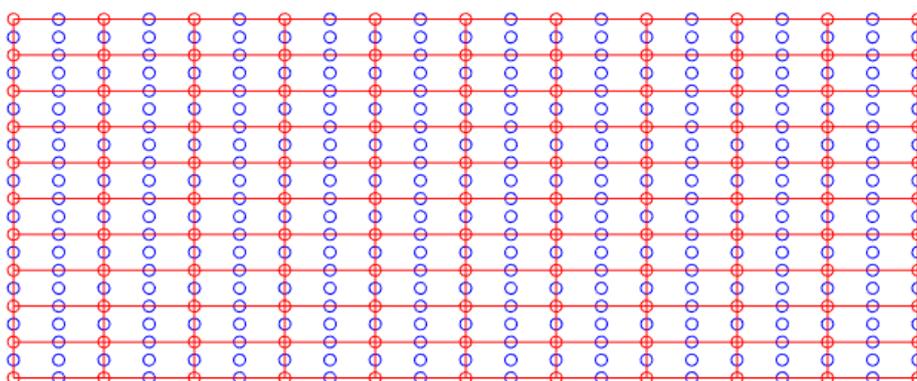


Figure 22 Couplage du maillage vitesse pression pour une plaque

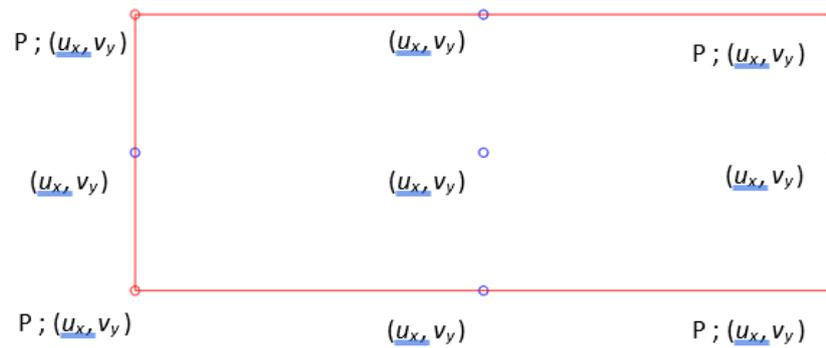


Figure 23 représentation des vitesses et des pressions aux nœuds pour un élément

La figure 24 illustre les résultats obtenus relatives à la pression. On constate que la pression varie linéairement le long de la conduite (pression en Pascal). Cette relation confirme les résultats théoriques sur l'état des pressions en écoulement stationnaire d'un fluide newtonien à faible nombre de Reynolds. La figure 24 illustre une vue de la distribution de la pression.

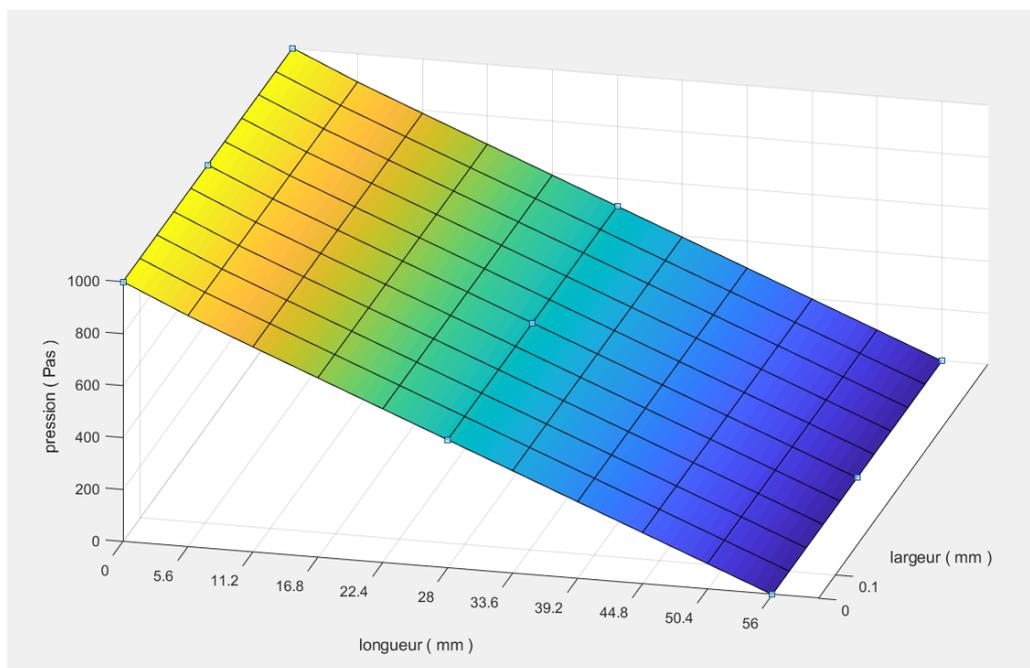


Figure 24 Champ de pression pour un écoulement de stokes

Les tableaux ci-dessous donnent les valeurs calculées de la pression au niveau de tous les nœuds. Nous observons qu'effectivement les valeurs des pressions décroissent d'une manière quasi-linéaire.

Le tableau 5, ci-dessous, donne les valeurs numériques de la pression sur chaque ligne de courants. On remarque clairement que les valeurs sont pratiquement identiques sur chaque ligne de courant. Ces résultats confirment les prévisions théoriques (voir Figure 25 dans le cas des deux lignes de courants 1 et 6).

Tableau 5 : répartition de la pression pour les nœuds

Xi Ligne de courant	x1	x2	x3	x4	x5	x6	x7	x8	x9	x10	x11
lc 1	1000	900,57	798,54	698,82	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc2	1000	900,43	798,57	698,81	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 3	1000	900,31	798,61	698,80	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 4	1000	900,22	798,63	698,79	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 5	1000	900,17	798,65	698,79	598,97	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 6	1000	900,15	798,65	698,78	598,97	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 7	1000	900,17	798,65	698,79	598,97	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 8	1000	900,22	798,63	698,79	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 9	1000	900,31	798,61	698,80	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 10	1000	900,43	798,57	698,81	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0
lc 11	1000	900,57	798,54	698,82	598,96	499,14	399,31	299,48	199,65	99,83	0

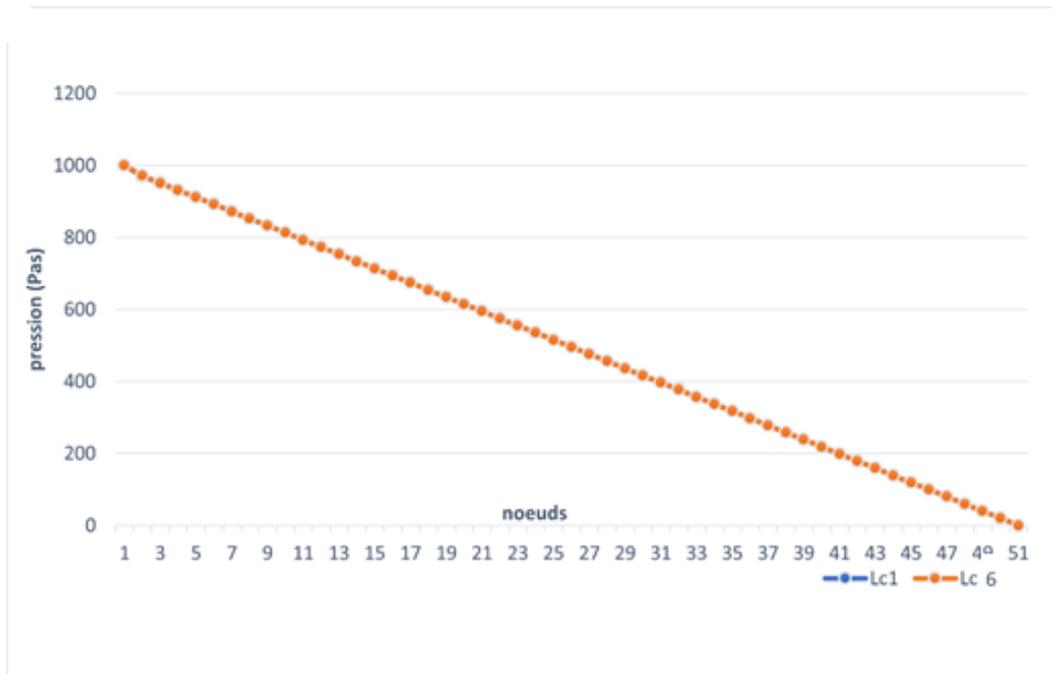


Figure 25 Distribution de la pression pour un maillage raffiné (Lc1 et Lc6)

Sur la figure 26, nous avons présenté le profil de vitesses induites entre les deux plaques. On constate que le profil possède une allure paraboliques ; qui restent inchangés le long de l'espace entre les deux plaques. Ce qui démontre l'état stationnaire de l'écoulement. Finalement, pour la validation analytique, nous avons superposés les résultats analytiques et numériques relatifs au champ des vitesses (voir figure 27). On voit clairement que le modèle numérique estime très bien les résultats analytiques donnés par l'équation 4-44

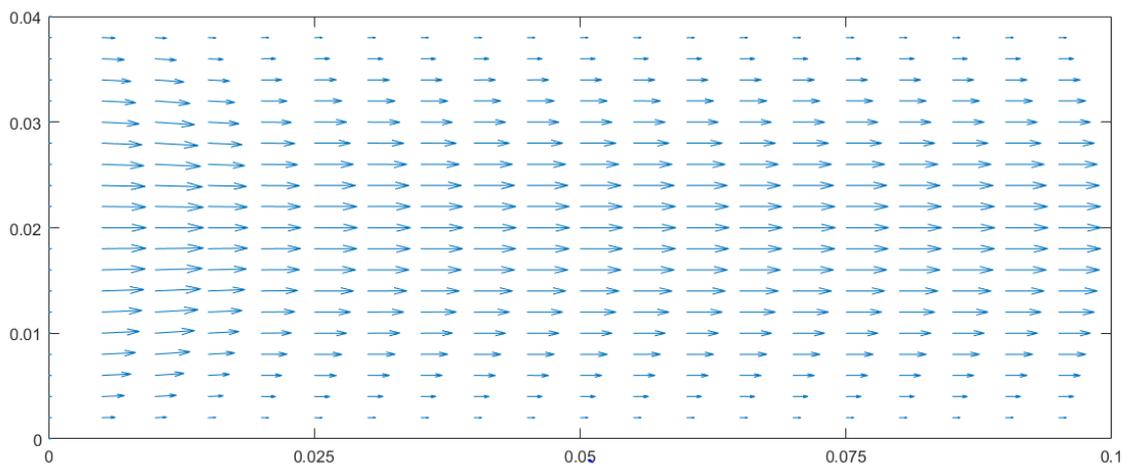


Figure 26 champ de vitesse pour un écoulement de Stokes avec facteur d'agrandissement x10

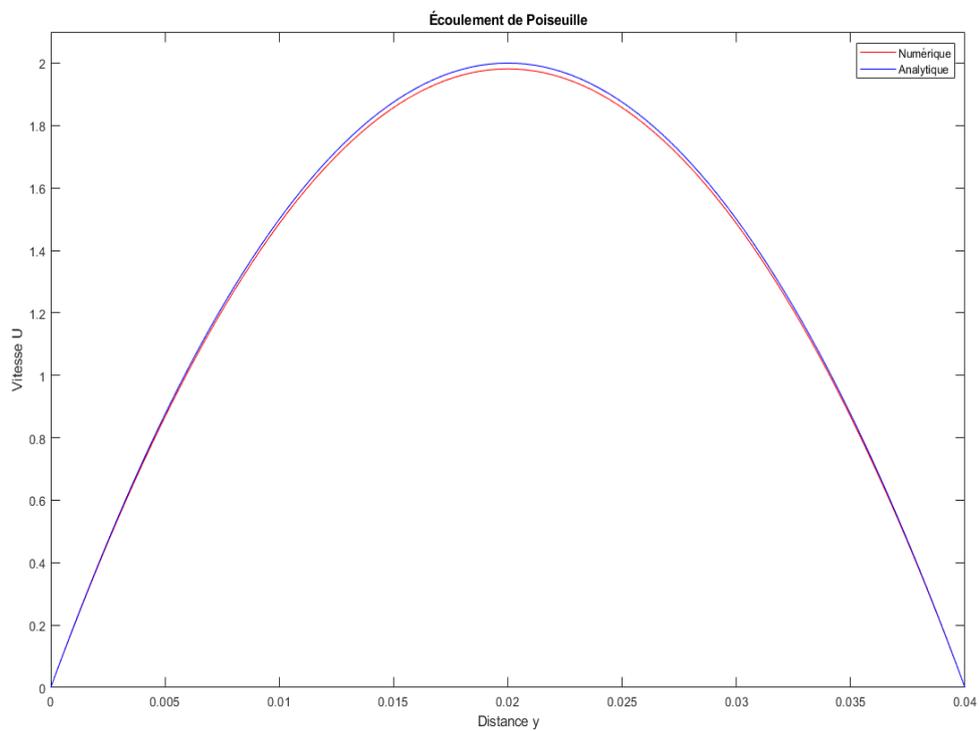


Figure 27 Modélisation de l'écoulement de Poiseuille et comparaison des résultats analytiques du problème avec les résultats numériques

CHAPITRE V :

RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

CHAPITRE V : RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Le but de ce travail étant d'obtenir une description de l'état d'un polymère extrudé à partir d'une filière plane avec la prédiction de chute de pression, et cela pour différents débits. Nous considérons donc le modèle viscoélastique de KBK-Z auquel nous appliquons la méthode des éléments finis pour calculer les pertes de charge dans une conduite parallélépipède. Il s'agit d'une filière rectangulaire de longueur 56 mm, de largeur 60 mm et d'épaisseur d'entrée du fluide-composite de 1 mm.

Celle-ci est décrite par la figure ci-dessous :

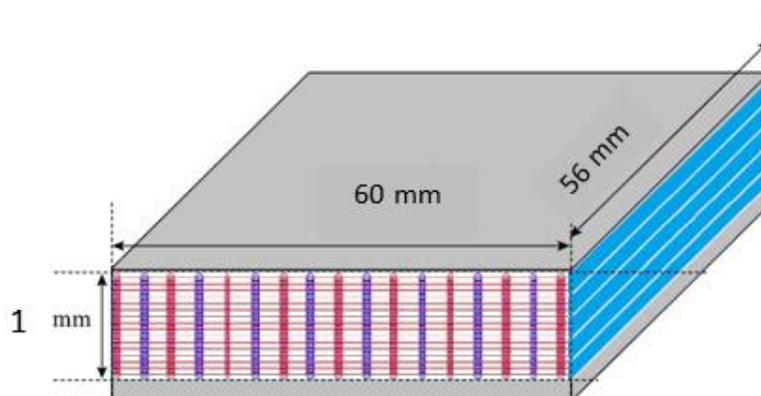


Figure 28 représentation d'une conduite parallélépipède

TABLEAU 3: Module de rigidité et temps de relaxation pour les biomposites (BC) à la température $T = 170^{\circ}\text{C}$

HDPE		HDPE- 20 % bois		HDPE- 40 % bois	
gk (MPa)	τ_k (s)	gk (MPa)	τ_k (s)	gk (MPa)	τ_k (s)
0.181	0.0006148	0.3314	0.0006218	0.6811	0.000734
0.0635	0.006148	0.1219	0.006218	0.2605	0.00734
0.0298	0.06148	0.0655	0.06218	0.1696	0.0734
0.011	0.6148	0.0302	0.6218	0.1029	0.734
0.0033	6.148	0.015	6.218	0.061	7.34
0.0031	61.48	0.0109	62.18	0.0486	73.4

Concernant la fonction d'amortissement, h , utilisé pour l'équation constitutive KBK-Z, nous considérons celle proposée par Wagner (voir chapitre III). Les propriétés rhéologiques, relatives aux paramètres de relaxation et de rigidités, pour trois types de matériaux traités sont données le tableau 3. Concernant les propriétés d'amortissement, selon le modèle de Wagner, elles sont données dans le tableau 6.

TABLEAU 6: Paramètres de la fonction d'amortissement à la température $T = 170^{\circ}\text{C}$

Résine	f	n_1	n_2
HDPE à 170°C	0.740	0.447	0.098

C'est donc pour une approche hybride qu'on optera pour comparer les résultats numériques aux données expérimentales pour traiter 3 cas de trois cas sont traités : HDPE-0% Bois, HDPE-20% Bois, HDPE-40% Bois.

Pour le maillage par éléments finis, on a considéré 100 éléments de type quadrilatère (à 9 nœuds) 451 nœuds en total. Les profils des vitesses, le champ de pression et les pertes de charges ont été estimés à l'aide du code *PlasThermoForm*, développé par le professeur Erchiqui de l'UQAT pour des débits de : 0.1 kg/h, 1 kg/h et 10 kg/h.

À la suite des simulations effectuées, les résultats d'intérêts par cette étude concernent :

- Le profil de vitesse.
- Le profil de pression.
- Les pertes de charge.

5.1 Profil de Vitesse :

Ci-dessous sont présenté les figures représentant les profils de vitesse pour les différents débits avec différent taux de sciure de bois a 170°C (HDPE-0% Bois, HDPE-20% Bois, HDPE-40% Bois) :

On remarque que les profils de vitesses obtenus tendent plus vers une forme de type bouchon. Ce type de profil, contrairement à ceux obtenus pour les fluides newtoniens qui sont de type parabolique, est spécifique à la majorité des fluides non-newtonien et plus particulièrement aux thermoplastiques. Pour les deux bio-composites HDPE-20% sciures du bois et HDPE-40% sciures du bois, les profils bouchons sont plus prononcés que celui pour HDPE vierge. Cela peut s'expliquer par l'effet des charges incompressible des sciures du bois

au sein de la matrice HDPE. En conséquence, la rigidité (le spectre de g_k , voir tableau ci-dessus) et la viscosité (temps de relaxation plus grandes) des deux composites augmentent avec les charges de bois. De surcroit, l'augmentation des débits à l'entrée de la filière semble avoir un léger effet sur les profils des vitesses. Par contre, la vitesse maximale est proportionnelle à la valeur des débits utilisés à l'entrée de la filière. À titre d'exemple, pour le HDPE-40% de sciures du bois, la vitesse est 0.59 m/s pour le débit de 0.1 kg/heure et elle devienne 5.9 m/heure pour le débit 1 kg/heure (voir figures 29 et 30). Toutefois, les vitesses maximales avec les charges en bois, ne semble pas trop affecter les profils ainsi que les valeurs maximums des vitesses. À titre de comparaison, les vitesses maximales obtenues pour les composites HDPE-20% bois et HDPE-40% bois, avec un débit d'entrée de 0.1 kg/heure, sont respectivement 0,586 m/s et 0.567 m/s. Pour un débit de 10 kg/heure, ses vitesses sont alors 57.97 m/s et 57.08 m/s. À toute fin pratique, nous pouvons conclure, qu'à hauts débits par exemple 10 kg/heure, que les profils des vitesses ainsi que leurs intensités sont similaires pour les deux bio-composites HDPE-20% bois et HDPE-40% bois.

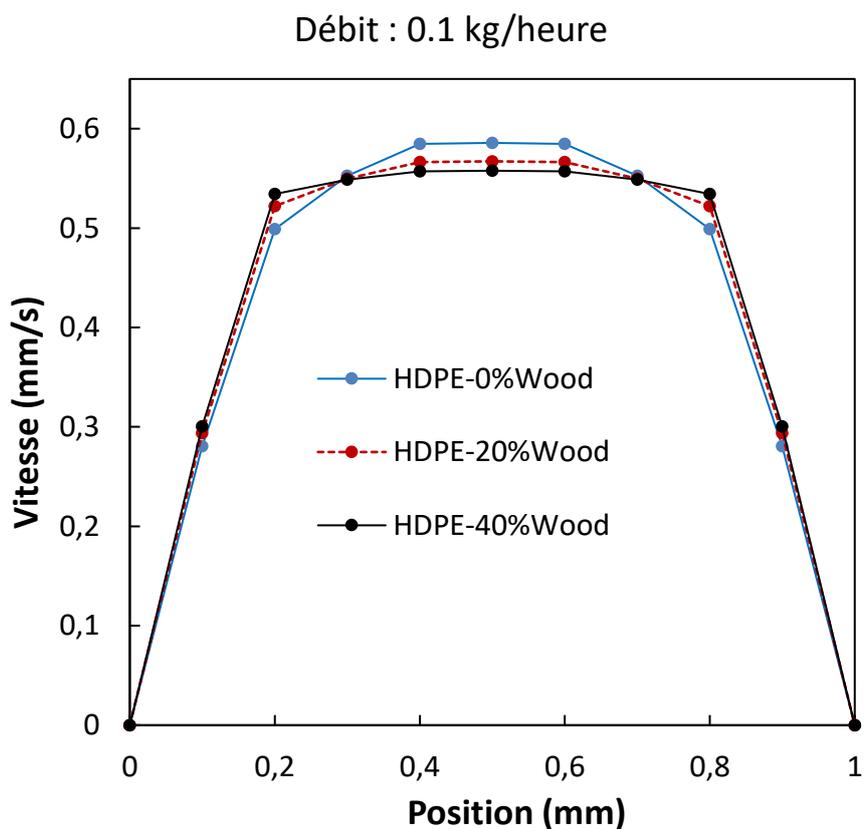


Figure 29 Le profil de vitesse pour débit 0.1 kg/h

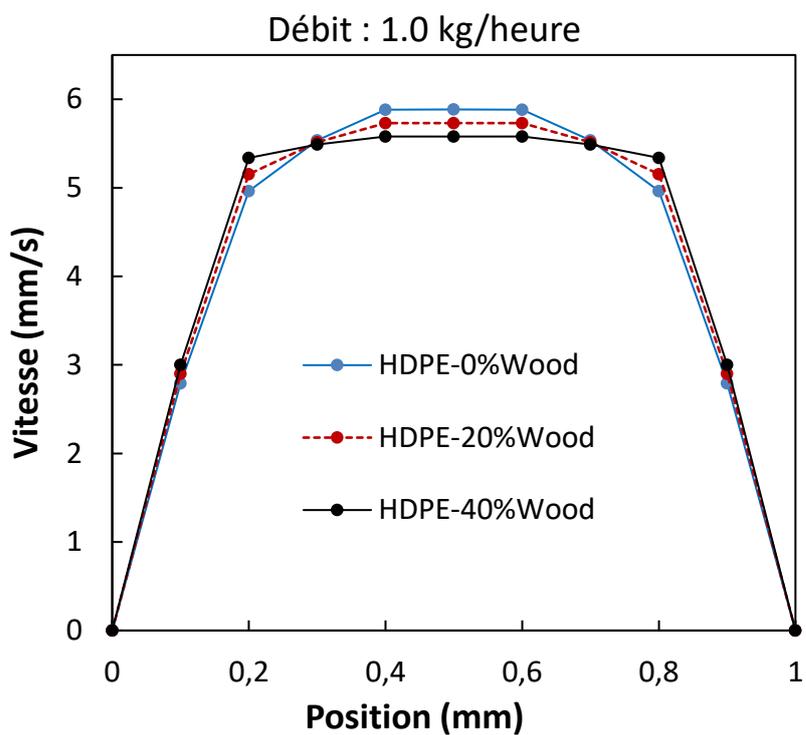


Figure 30 Le profil de vitesse pour débit 1 kg/h

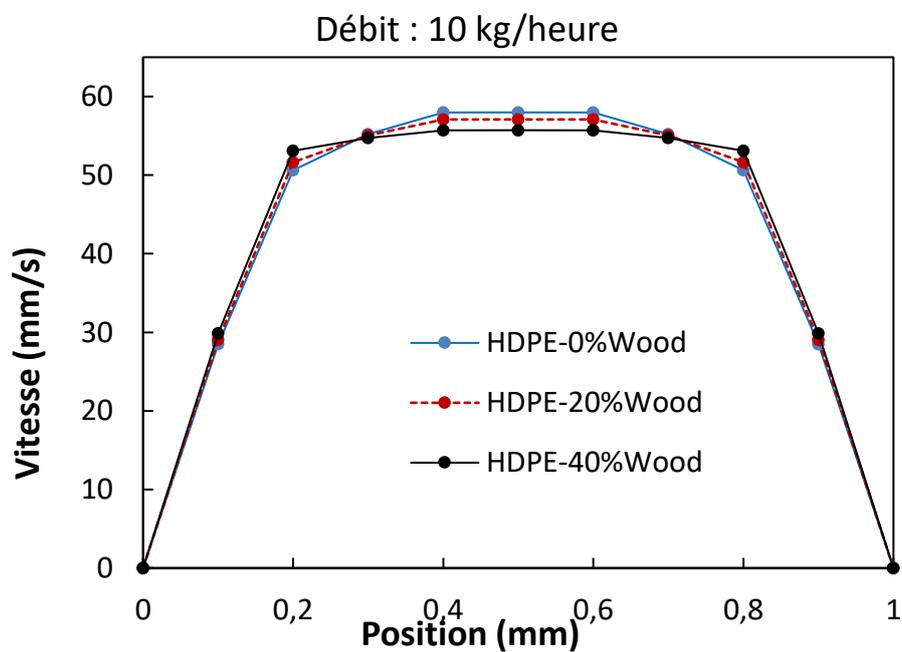


Figure 31 Le profil de vitesse pour débit 10 kg/h

5.2 Profil de pression :

Les figures (32,33,34) illustrent les résultats obtenus relative aux profils de pressions le long de la filière. On constate qu'effectivement les valeurs des pressions décroissent linéairement le long de la filière et ceci pour tous les débits et pour chaque matériau. De plus, plus le débit augmente plus la pression augmente à l'entrée de la filière. La plus grande différence de pression est enregistrée pour le HDPE- 40 % bois, suivi par HDPE- 20 % bois et finalement par le HDPE vierge. À ce titre, pour le débit 0.1 kg/heure, la pression d'entrée HDPE vierge est 2.29 MPa, pour HDPE-20% bois elle est de 6.65 MPa et pour HDPE-40% bois elle est 23.46 MPa. Pour le cas où le débit est 10 kg/heures, ses pressions deviennes 13.50 MPa, 27.06 MPa et 64.15 MP pour HDPE, HDPE-20% bois et HDPE-40% bois. À titre de conclusion, la présence des charges de bois dans le polymères (HDPE) nécessite des grandes pressions d'entrées pour assurer le transport de biocomposite à base de bois et de HDPE. En plus, plus la concentration massique des charges de bois est élevée dans la matrice polymérique plus la pression d'entrée est élevée.

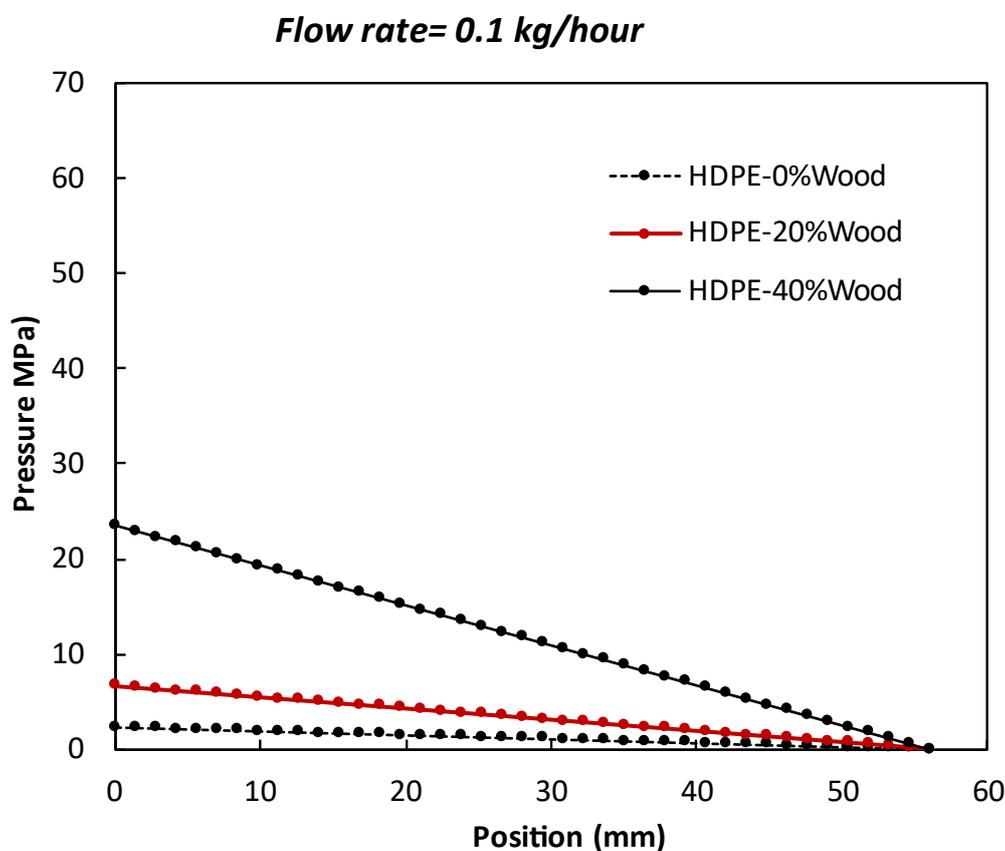


Figure 32 Le profil de pression pour débit 0.1 kg/h

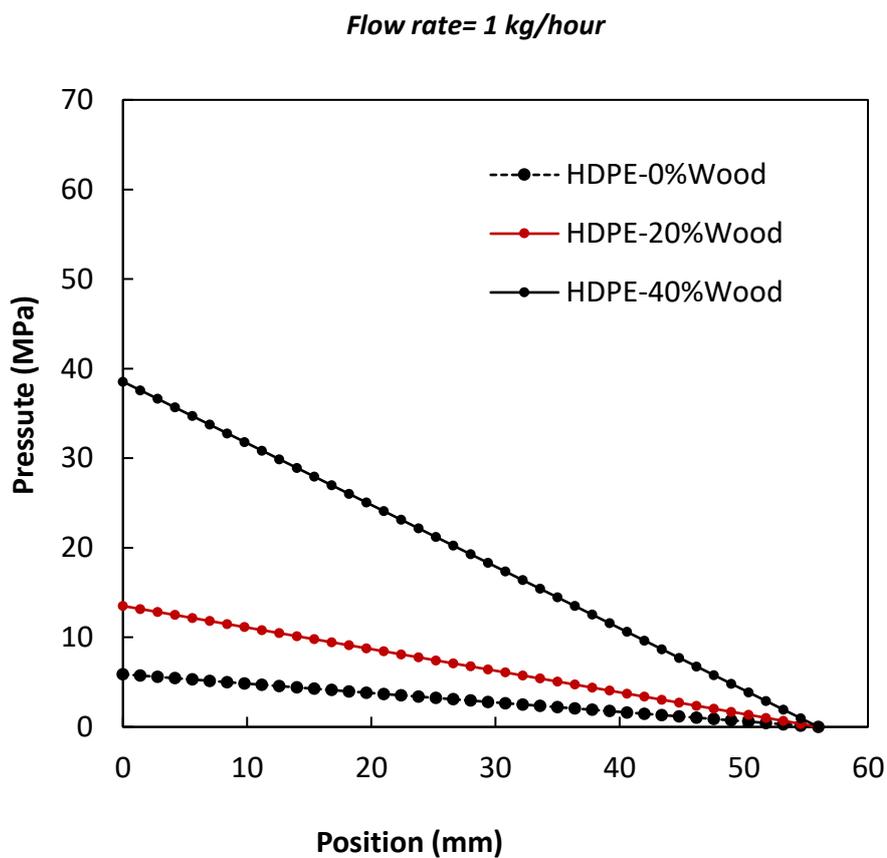


Figure 33 Le profil de pression pour débit 1 kg/h

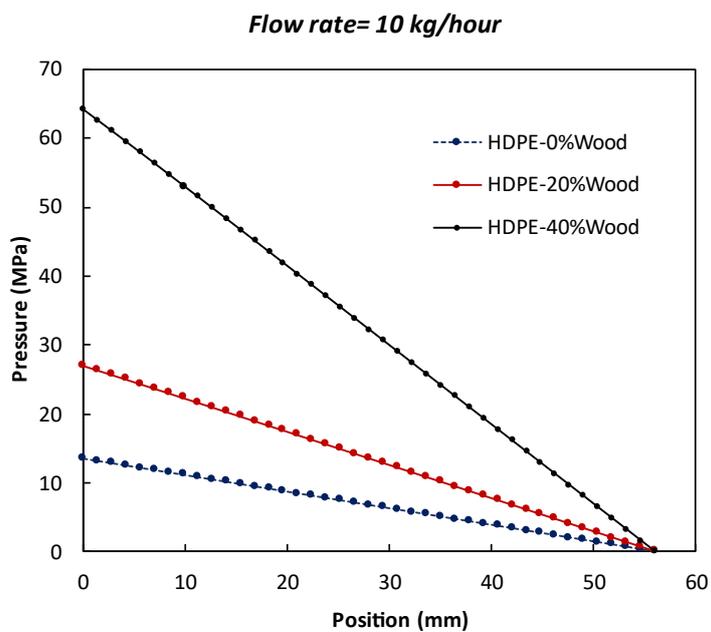


Figure 34 Le profil de pression pour débit 10 kg/h

5.3 Perte de charge :

La perte de charge correspond à la dissipation, par frottements, de l'énergie mécanique des biocomposites (à l'état liquide) en mouvement dans la filière. Cette perte de charge est utilisée pour quantifier la perte de pression au sein de la filière générée par les frottements de l'écoulement de nos biocomposites. Sur la figure 35, selon une représentation logarithmique (axe des ordonnées), on a présenté pour chaque matériau (HDPE vierge, HDPE-20% Bois et HDPE-40% Bois) les pertes de charges en fonction de débit, exprimés en mm^3/s , relativement aux débits de 0.01 Kg /heure à 50 Kg/heure. On constate clairement que les pertes de charges augmentent avec le débit et la concentration massique des charges en bois. En plus, les courbes caractérisant les pertes de charges ne sont pas linéaires. En plus, pour des hauts débits les allures de ses courbes tendent vers des constantes (comportement asymptotique) qui est fonction du type de matériau. À titre d'exemple, la perte de charge, en échelle logarithmique, associé au comportement asymptotique de HDPE vierge est 4.35 Pa, de HDPE-20 Bois est de 4.62 Pa et HDPE-40 Bois est 4.96 Pa. À titre de conclusion, plus le teneur en bois est élevé plus les pertes en charge sont importante, cela peut être expliquer par la différence de viscosité induite par la présence des charges de bois dans le HDPE vierge.

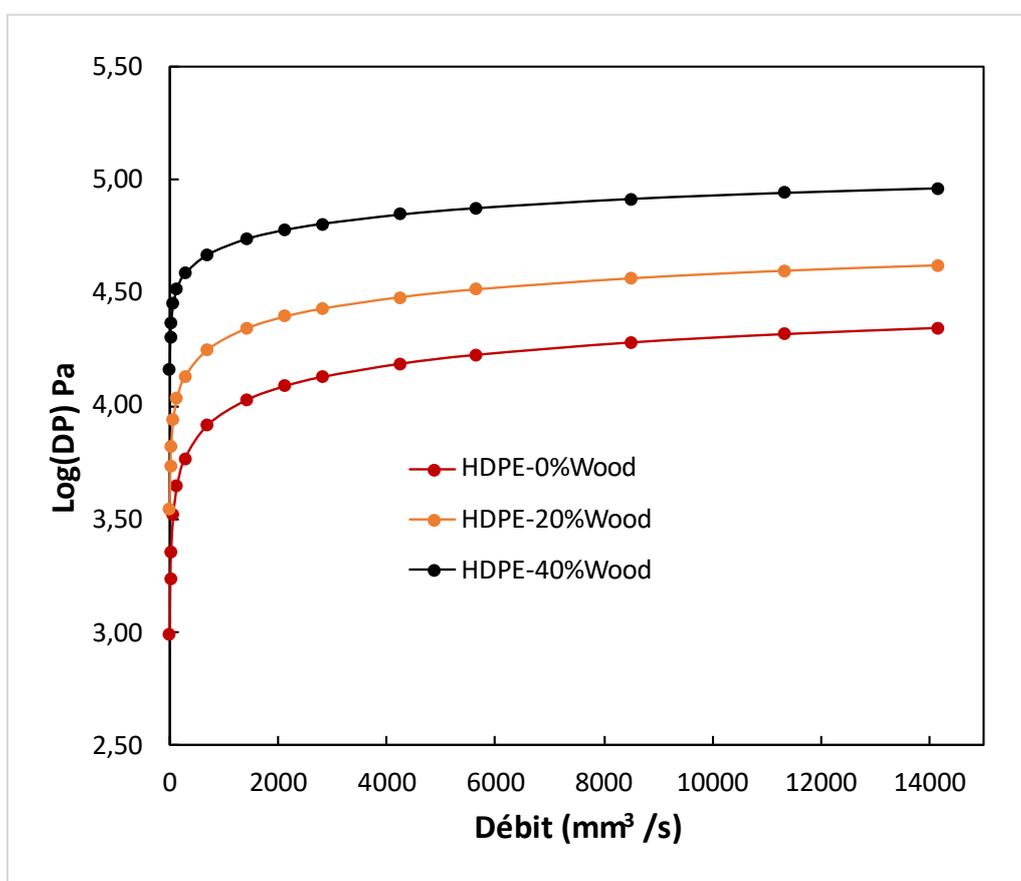


Figure 35 Le profil des pertes de charge pour différents débits

Conclusion

Conclusion

Ce projet concerne l'estimation des pertes de charge, en fonction du débit massique et en régime stationnaire, associées à l'extrusion d'un fluide polymérique (HDPE) chargé de sciures de bois à travers une filière d'extrusion plane. L'estimation des pertes de charge est réalisée à l'aide de la méthode des éléments finis. Pour le comportement viscoélastique des biocomposites, nous avons considéré le modèle viscoélastique intégral de KBK-Z. Le choix de modèle KBK-Z est motivé par son utilisation dans la littérature pour décrire le comportement de la majorité des polymères viscoélastiques à la sortie de filière d'extrusion. Les paramètres de rigidité et de relaxations du modèle KBK-Z ont été obtenus à l'aide des données rhéologiques, issues des tests dynamiques en cisaillement, et de l'optimisation de type moindre carré. Trois de type de matériaux, élaboré à l'UQAT, sont concernés par cette étude : HDPE vierge, HDPE-20% de sciures de bois et HDPE-40% sciures de bois. La structure du manuscrit est la suivante :

Dans les 3 premier chapitre, une revue de la littérature sommaire sur les biocomposites bois-plastique, le procédé d'extrusion, la rhéologie ainsi que la caractérisation rhéologique des composite bois-plastique a été abordé.

Dans le chapitre 4, relatif au volet de la modélisation mathématique, on a présenté les équations qui régisse notre écoulement ainsi que et les hypothèses propres à ce dernier. Par la suite, dans un premier temps, on a présenté sommairement la loi viscoélastique associé au comportement intégral KBK-Z, ensuite, on a décrit l'approche pour l'obtention des paramètres mécaniques (spectres de relaxation et de rigidité) associé à la loi de comportement intégral KBK-Z. La modélisation par la méthode des éléments finis est basée sur l'hypothèse d'un écoulement de stokes 2D.

Dans le chapitre 5, on présente les résultats des simulations numériques réalisées. Les résultats montrent que les profils des vitesses possèdent une forme bouchon dont l'intensité croit avec la concentration massique en charges de bois. La distribution des pressions à l'intérieur de la filière plan est linéaire et dont la pente croit avec la concentration massique en charges de bois. Finalement, on a présenté les résultats sur les pertes de charges relative à la filière plane en fonction de débit. La perte de charge augmentent avec le débit et la concentration massique des charges en bois. Toutefois, pour des hauts débits, les pertes de charges tendent vers des comportements asymptotiques

Références

Références

- Agassant J.F (2012), Les principes de base de la modélisation des procédés de mise en forme des polymères, *Rhéologie*, Vol. 22, 1-17 (2012)
- Amoura M., Zeraibi N., Gareche M. (2007), Etude comparative de modèles rhéologiques. Application au Carbopol 940, 18ème Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 27 -31 août 2007
- Anatole, A. K. (2007). *Wood-Plastic Composites*. Hoboken, New Jersey: Jhon Wiley & sons
- Barnes, H. A., Hutton, J. F., & Walters, K. (1989). *An introduction to Rheology*, Elsevier.
- Benslimane A, (2012) « Rhéologie et écoulement de fluides chargés : application aux réseaux d'assainissement urbains : étude expérimentale et modélisation. *Mécanique des fluides* », thèse de doctorat. Université de Strasbourg
- Bernstein, B. K., & al. (1963). A Study of Stress Relaxation with Finite Strain. *Transactions of the Society of Rheology* 7, p 391-410.
- Bloch, R. C., & al. (1978). The behavior of rubberlike materials in moderately large deformations. *Journal of Rheology*, 22(1), 1-32.
- Bourai K. (2010), Étude du comportement thermique d'un composite bois-polymère pour une application en rotomoulage (Mémoire M.Sc.), Université Laval, Québec.
- Bourban P.-É., Carlsson L., Mercier J.P., Månson, J.-A.E. (2004). *Matériaux composites à matrice organique: constituants, procédés, propriétés*, Presses polytechniques et universitaires romandes, Lausanne.
- Briant J., Denis J., Parc G. (1985). *Propriétés rhéologiques des lubrifiants*. France: Centre d'études supérieures des moteurs et des applications des produits du pétrole. Editions TECHNIP
- CHOULAK, SE, (2004), *Modelisation et commande d'un procédé d'extrusion réactive*, Thèse de doctorat, Université Claude Bernard – Lyon 1, 2004
- Christensen, R. (1980). A nonlinear theory of viscoelasticity for application to elastomers. *Journal of Applied Mechanics*, 762-768.
- Clemons, C. M. (2000). *Woodfiber-Plastic Composites In The United States - History And Current And Future Markets*. 3rd International Wood and Natural Fibre Composites Symposium . Kassel, Germany: September 19 -20.

- Erchiqui, & al. (2004). Hybrid approach for modeling of parison extrusion in blowmolding. *Polymer Engineering*, 24(6), p537-555.
- Erchiqui, F. (2005). Thermodynamic approach of inflation process of K-BKZ polymer sheet with respect to thermoforming. *Polymer Engineering & Science*, 45(10), 1319-1335.
- Erchiqui, F., & al. (2010). Caractérisation viscoélastique du comportement d'une membrane thermoplastique et modélisation numérique de thermoformage. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 88(1), 116-125.
- Erchiqui, F, Godard, F., Gakwaya, A., Koubaa, A., Vincent, M. & Kaddami, H. (2009). Engineering investigations on the potentiality of the thermoformability of HDPE charged by wood flours in the thermoforming part. *Polymer Engineering and Science*, 49(8), 1594-1602.
- Erchiqui, F & al. (2010). Finite Element Analysis of Nonlinear Isotropic Hyperelastic and Viscoelastic Materials for Thermoforming Applications . *Polymer Engineering & Science*. 45(1): 125-134.
- Frédéric, F.(2006). Rhéologie - Chap. 2 : Mise en place de protocoles de mesure (livret). Société Malvern Instruments
- Ghezzehei, T. A., Or D. (2001). Rheological properties of wet soils and clays under steady and oscillatory stresses. *Soil science society of america journal*, 65(3), 624-637.
- Gosselin, R. (2015). Injection de mousses composites Bois/Plastique d'origine post-consomation Maitrise, Faculté des Sciences et de Génie Université Laval Quebec.
- Kaye, A. (1962). Non-Newtonian flow in incompressible fluids. College of Aeronautics Cranfield.
- Koscher, M. (2003). Étude de l'extrusion monovis de mélanges d'élastomères :approche expérimentale et simulation numérique », Thèse de doctorat, . Mécanique [physics.med-ph]. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, février 2003
- Lahmar M A. (2016).. Caractérisation d'un composite boispolymère pour utilisation en plaques de bardage par l'extérieur, Thèse de doctorat, Université Claude Bernard Lyon 1
- Laroche, D., & Erchiqui, F. (2000). Experimental and theoretical study of the thermoformability of industrial polymers. *Journal of Reinforced plastics and composites*, 19(3), 230-239.
- Lodge, A. S. (1964). Elastic liquids, an introductory vector treatment of finite-strain polymer rheology. Academic Press, London.

- Lu J.Z., Wu Q, McNabb H.S, (2000). Chemical coupling in wood fiber and polymer composites: A review of coupling agents and treatments .Wood and fiber sciences, 32(1), 88-104,.
- Mahfoudh A., (2013), Étude de la production et de la caractérisation de composites bois-plastiques (Mémoire Maîtrise en Génie Chimique), Université Laval 2013
- Michaud F. (2003), Rhéologie de panneaux composites bois/thermoplastiques sous chargement thermomécanique: aptitude au postformage : Thèse de Ph.D.), Université Laval/Université de Bordeaux 1.
- Mitsoulis E. (2013), 50 Years of the KBK-Z Constitutive Relation for Polymers. International Scholarly Research Notices , Review Article Volume 2013
- MOSTAFA, T. (2015). Valorisation des sciures de bois dans des composites thermoplastiques (HDPE-bois): élaboration, caractérisation et modélisation en soufflage libre. These de Doctorat, Université du Québec à Chicoutimi
- MOUSTAPHA, H. (2016). « Investigation numérique sur l'utilisation d'un modèle viscoélastique intégral pour l'estimation des pertes de charge dans une conduite cylindrique réduite pour le transport du remblai en pate cimenté », Maitrise en Ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi
- Nishioka, A. & al. (2000). Description of uniaxial, biaxial, and planar elongational viscosities of polystyrene melt by the KBK-Z model. Journal of non-newtonian fluid mechanics, 89(3), 287-301.
- Papanastasiou, A. S., & al. (1983). An Integral Constitutive Equation for Mixed Flows: Viscoelastic Characterization. Journal of rheologie 27, p.387-410.
- PUJOS,C.,(2006), Estimation de la rhéologie d'un polymère dans une filière d'extrusion – Simulation d'écoulement avec transferts thermiques et Inversion de mesures , Thèse de Doctorat, UNIVERSITE BORDEAUX I.
- Régis, B. (Mai1991). Etude de l'extrusion. Maîtrise de Sciences et Techniques en Systèmes Automatisés Industriels. IFREMER.

- Slama, I. (2008). Caractéristiques physico-mécaniques des composites boisplastiques provenant de la valorisation des résidus des panneaux mdf- étude des possibilités de recyclage. Maitrise, Université du Québec à Chicoutimi
- Tanifuji, Kikuchi, T. J., & K, K. (2000). Simulation numérique du processus de thermoformage du PMMA légèrement réticulé. 40:1878.
- Tanner, R. (1970). A theory of die-swell. journal of polymere science, Part A-2, 8:2067-2078.
- Tanoue, & al. (1998). High weissenberg number simulation of an annular extrudate swell using the differential type constitutive equation. polymer engeneering and science, 38:409.
- Tanoue, S., & Lemoto, Y. (1999). Effect of die gap width on annular extrudates by the annular extrudate swell simulation in steady-states. Polymer Engineering and Science, 39:2172.
- Vézeau B. (2010), Caractérisation mécanique de composites LMDPE/bois en vue d'une application en rotomoulage (Mémoire M.Sc.), Université Laval, Québec.
- Wagner, M. (1976). Analysis of time-dependent non-linear stress-growth data for shear and elongational flow of a low-density branched polyethylene melt. Rheol. Acta 15, 136-142.
- Wagner, M. (1990). A constitutive analysis of extensional flows of polyisobutylene. Journal of Rheology 34, p.943-958.
- Winter, H.H (1982). Modelling of strain histories for memory integral fluids in steady axisymmetric flows, journal Non-Newtonian Fluid Mechanics, 10:15 7-167.
- Yamamoto, M. (1956). The visco-elastic properties of network structure 1. General formalism. Journal of the physical society of Japan, 11(4), 413-421.
- Yamamoto, M. (1957). The visco-elastic properties of network structure II. Structural viscosity. Journal of the physical society of Japan, 12(10), 1148-1158.
- Yamamoto, M. (1958). The visco-elastic properties of network structure III. Normal stress effect (Weissenberg effect). Journal of the physical society of Japan, 13(10), 1200-1211.
- Zienkiewicz OC, Taylor RL, &.al (2005). The Finite Element Method Set., sciencedirect Book