

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DE LA ZONE DE TRANSPORT
DES SOLIDES DANS UNE
EXTRUDEUSE MONOVIS

ERIC GAMACHE
DÉPARTMENT DE GÉNIE CHIMIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CHIMIQUE)

FEVRIER 1997



National Library
of Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions et
services bibliographiques

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

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

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

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

0-612-26472-6

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce memoire intitulé:

ÉTUDE DE LA ZONE DE TRANSPORT
DES SOLIDES DANS UNE
EXTRUDEUSE MONOVIS

Présenté par : GAMACHE Eric

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

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

M. KL VANA Danilo, Ph.D., président

M. LAFLEUR Pierre, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. SANSCHAGRAIN Bernard, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

Comme on me reproche de toujours faire des compliments grandioses, je vais tenter d'être discret dans mes remerciements. Merci à tous pour tout.

Bon, j'ai essayé mais je n'ai pas réussi. Je désire exprimer ma plus profonde gratitude à mon directeur de recherche, le fabuleux Pierre Lafleur. Son exceptionnelle disponibilité, ses nombreux conseils et son sens de l'humour m'ont été indispensables. Sans lui, je ne serais rien (ah oui j'ai oublié de mentionner son esprit sarcastique).

Je voudrais aussi remercier le FCAR, qui m'a donné la possibilité de réaliser un stage en France afin de réaliser des expérimentations. Il me faut aussi remercier tous les membres du Centre de mise en forme des matériaux de Sophia-Antipolis pour leur accueil, et le soleil, qui a été plus que chaleureux. Il me faut remercier avec une vigueur particulière Bruno Vergnes, le seul Français que je connaisse qui écoute du Plume Latraverse, pour ses admirables conseils, sa calligraphie digne des plus grandes oeuvres de l'art abstrait, et comme dirait un monument, sa belle attitude.

Il me faut aussi remercier le superbe Luc Parent pour ses conseils techniques et le gigantesque Patrick Cigana pour ses suggestions orthographiques. Il me faut aussi remercier Claude Thibodeau et Patrice Godfroy pour leur aide, souvenez-vous les petits gars, un thermocouple

ça n'est pas supposé passer par la filière de l'extrudeuse. J'avais presque oublié le souriant François Robitaille qui se devait de manipuler le MTS lors des essais de compaction.

Il me faut aussi remercier mes collègues qui m'ont supporté. Ah, je n'ai pas placé le point au bon endroit, qui m'ont supporté moralement. Alors dans le désordre le plus total: Jean-Christophe Lepers, amicalement surnommé le Belge, Nathalie "the monument" Chapleau, tous les joyeux joueurs de tarot, Bonhomme, les Biopoupounes, et tous les autres que ma mémoire ne parvient pas à retracer.

RÉSUMÉ

L'extrudeuse monovis est un outil indispensable dans la mise en forme des matériaux plastiques. La productivité d'une extrudeuse dépend en grande partie de la conception efficace de la vis d'extrusion. La simulation du procédé d'extrusion à l'aide de systèmes d'équations permet de prédire, à peu de coûts, les performances associées à une vis sous certaines conditions opératoires. Un modèle permettant de prédire la hausse de pression et de température dans la zone de transport des solides et la zone de retard de la fusion a été développé.

La plupart des travaux réalisés jusqu'à présent sur ces zones comportaient certaines lacunes majeures. Certains auteurs ne prenaient pas en considération l'évolution de la densité du lit des solides. Dans tous les cas, la vitesse du lit des solides était considérée comme constante alors que certains auteurs (Zhu *et al.*) ont démontré le contraire, et le coefficient de friction était considéré comme étant dépendant de la température mais indépendant de la pression.

Afin de d'éliminer ces carences, les propriétés physiques de trois polymères ont été rigoureusement déterminées. Une chambre d'échantillonnage a été conçue afin de pouvoir observer qualitativement et quantitativement la densification du lit des solides sous l'effet d'une contrainte. Des essais visant à déterminer le coefficient de friction dynamique dans des conditions semblables aux conditions retrouvées lors du procédé d'extrusion ont aussi été

réalisés. Finalement, le modèle permettant de décrire la zone de transport des solides a été développé de façon à réaliser le calcul sur une masse constante de polymère. Cette modification a pour effet, lorsque l'on prend en considération la densification du lit des solides, de créer une variation locale de la vitesse du lit des solides. Les résultats thermiques et mécaniques sont alors obtenus lorsque ces trois paramètres, la densification du lit des solides, la variation de la vitesse du lit des solides et l'évolution du coefficient de friction, sont inclus dans un logiciel. Il apparaît que les résultats des simulations dépendent du facteur multiplicatif du coefficient de friction.

ABSTRACT

The single screw extruder is the most useful piece of equipment used in the polymer processing industry. The output of an extruder depends strongly on a good screw design. The simulation of the extrusion process with behaviour equations give us the possibility to predict at low cost the performance associated with a given screw under variable operating conditions. A model capable of predicting the pressure and temperature profiles in the solids conveying zone and the delay zone was elaborated.

Almost all the work done previously on those zones had some sort of flaw. For example, some authors did not take into account the evolution of the density of the solid bed as a function of pressure and temperature. In all cases, the speed of the solid bed was taken as being constant, even though some authors (Zhu *et al.*) demonstrated the opposite. Furthermore, the friction coefficient was taken to be dependent of the pressure but independent of the temperature.

To eliminate those flaws, the physical properties of three widely used polymers were rigorously evaluated. A sample chamber was designed to observe the densification of the solid bed under the effect of a stress. Experiments were also made so as to determine the evolution of the dynamic friction coefficient under operating conditions found in the extrusion process.

Finally, a model was developed to simulate the behaviour of the solid bed in the solids conveying zone and the delay zone so as to perform the calculation on a constant polymer weight. This modification has the effect, when the densification of the solid bed is taken into account, to create the possibility of a local speed variation. The mechanical and thermal results obtained are compared with experimental results obtained previously by two authors. The results depends heavily on the multiplicative factor of the friction coefficient.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ	vi
ABSTRACT	viii
TABLE DES MATIÈRES	x
LISTE DES TABLEAUX	xv
LISTE DES FIGURES	xvi
LISTE DES ANNEXES	xxiii
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xxiv
CHAPITRE 1 Introduction générale	1
1.1 Introduction	1
1.2 Modélisation	3

1.3 Objectifs et présentation du document	5
CHAPITRE 2 Mise en situation et bibliographie	8
2.1 Description générale de l'extrudeuse	8
2.2 Les zones d'extrusion et leurs rôles	14
2.2.1 Zone de transport des solides	14
2.2.2 Zone de retard de la fusion	15
2.2.3 Zone de fusion	16
2.2.4 Zone de pompage	19
2.3 Problèmes associés à la zone de transport des solides	19
2.4 Revue bibliographique	20
2.4.1 Modèles décrivant la zone de transport des solides	20
2.4.2 Révision des travaux portant sur le coefficient de friction	25
CHAPITRE 3 Propriétés physiques	31
3.1 Matériaux	31
3.2 La conductivité thermique	34
3.2.1 Méthode expérimentale	34
3.2.2 Résultats expérimentaux	36
3.3 Densité du polymère	39
3.3.1 Importance de la densité	39

	xii
3.3.2 Densité du polymère solide: Colonne à densité	40
3.3.3 Densité du polymère solide : TMA	42
3.4 Rhéologie	53
3.4.1 Rhéomètre capillaire	53
3.4.2 Rhéomètre à plaques parallèles	53
3.5 Module d'Young	59
3.5.1 Méthode expérimentale	59
3.5.2 Résultats	61
3.6 Essais de compaction	64
3.6.1 Introduction	64
3.6.2 Méthode expérimentale	68
3.6.3 Résultats	72
3.6.3.1 Résultats qualitatifs	74
3.6.3.2 Résultats quantitatifs	81
3.7 Coefficients de friction	101
3.7.1 Equipements et procédure expérimentale	101
3.7.2 Résultats expérimentaux	107
3.7.2.1 Résultats à la température ambiante	107
3.7.2.2 Condition des échantillons	113
3.7.2.3 Effet de la vitesse	115
3.7.2.4 Effet de la forme	116

3.7.3 Mesures à haute température	119
3.7.4 Calculs numériques	122
3.7.4.1 Méthode et hypothèses	122
3.7.4.2 Calculs à une vitesse de 5 tr/min	128
3.7.4.3 Calculs à une vitesse de 15 tr/min	133
CHAPITRE 4 Modélisation	135
4.1 Zone de transport des solides	135
4.1.1 Principes	135
4.1.2 Détermination du profil de pression	140
4.1.3 Détermination du profil de température	151
4.2 Zone de retard de la fusion	159
4.2.1 Détermination du profil de pression	159
4.2.2 Détermination du profil de température dans le film de polymère fondu	160
4.2.3 Détermination de la longueur de la zone de retard de la fusion ..	163
4.3 Méthode de résolution	163
4.4 Résultats	168
4.4.1 Étude de sensibilité	169
4.2.2. Résultats de simulations	180

CHAPITRE 5 Conclusion et recommandations	204
5.1 Conclusion	204
5.2 Recommendations	205
 BIBLIOGRAPHIE	 208
 ANNEXES	 215

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1: Profil de température dans l'extrudeuse bi-vis lors de l'opération de granulation.	32
Tableau 3.2: Valeur des paramètres de l'équation de Woo.	36
Tableau 3.3 : Comparaison des valeurs de coefficient de conductivité thermique.	38
Tableau 3.4: Valeur de la densité obtenue grâce à la colonne à densité.	41
Tableau 3.5: Conditions expérimentales utilisées pour déterminer la densité du polymère fondu	48
Tableau 3.6 : Valeurs des paramètres de la loi de Carreau Yasuda.	58
Tableau 3.7 : Valeurs des paramètres de la loi de puissance.	59
Tableau 3.8. Evolution du Module d'Young en fonction de la température.	61
Tableau 3.9: Températures étudiées dans les essais de compaction.	68
Tableau 3.10: Valeur du coefficient de friction dynamique mesuré à la température ambiante.	115
Tableau 3.11 : Comparaison entre les résultats obtenus dans cette étude et les résultats obtenus par d'autres auteurs.	117
Tableau 3.12: Propriétés physiques utilisées dans le calcul.	125
Tableau 4.1 Propriétés physiques utilisées dans la résolution du programme.	168
Tableau 4.2: Valeur de base des paramètres utilisés dans l'étude de sensibilité.	170

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 : Extrudeuse monovis.....	10
Figure 2.2 : Vis d'extrusion.....	13
Figure 2.3 : Vue de coupe de la zone de fusion	17
Figure 2.4 : Résultats de l'extraction de la vis d'extrusion.....	18
Figure 3.1 : Forme des particules.....	33
Figure 3.2 : Evolution du coefficient de conduction en fonction de la température.....	37
Figure 3.3 : Schéma d'une colonne à densité.....	40
Figure 3.4 : Courbe d'un essai de TMA réalisé sur du HDPE.....	43
Figure 3.5 : Courbe d'un essai de TMA réalisé sur du PVC.....	44
Figure 3.6 : Évolution de la densité du HDPE solide en fonction de la température.....	45
Figure 3.7 : Évolution de la densité du HDPE solide en fonction de la température.....	46
Figure 3.8 : Évolution de la densité du HDPE en fonction de la pression et de la température.....	49
Figure 3.9 : Évolution de la densité du PP en fonction de la pression et de la température...	50
Figure 3.10 : Évolution de la densité du PVC en fonction de la pression et de la température.....	51
Figure 3.11 : Évolution de la densité du HDPE et du PP en fonction de la température à une pression de 0 MPa.....	52
Figure 3.12 : Courbe maîtresse de viscosité du HDPE.....	55

Figure 3.13 : Courbe maîtresse de viscosité du PP.....	56
Figure 3.14 : Courbe maîtresse de viscosité du PVC.....	57
Figure 3.15 : Évolution de la contrainte en fonction de l'allongement à une température de 20°C.....	62
Figure 3.16 : Évolution de la contrainte en fonction de l'allongement à une température de 50 °C.....	63
Figure 3.17 : Évolution du coefficient de poisson en fonction de l'allongement à 20°C.....	65
Figure 3.18 : Boîte de compression.....	67
Figure 3.19 : Évolution de la déformation du montage en fonction de la force appliquée....	70
Figure 3.20 : Fuite de particules	73
Figure 3.21 : Essai de compaction du HDPE.....	76
Figure 3.22 : Essai de compaction du PP.....	79
Figure 3.23 : Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression à 85°C.....	84
Figure 3.24 : Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression à 95°C.....	85
Figure 3.25 : Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression à 105°C.....	86
Figure 3.26 : Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression à 115°C.....	87

Figure 3.27 : Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression à 115°C.....	88.
Figure 3.28 : Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression à 125°C.....	89
Figure 3.29 : Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression à 135°C.....	90
Figure 3.30 : Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression à 145°C.....	91
Figure 3.31 : Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression à 105°C.....	92
Figure 3.32 : Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression à 115°C.....	93
Figure 3.33 : Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression à 125°C.....	94
Figure 3.34 : Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression à 135°C.....	95
Figure 3.35 : Évolution de la densité du lit solide des trois polymères en fonction de la pression à 115°C.....	96
Figure 3.36 : Évolution du module d'élasticité de différents polymères en fonction de la température.....	98
Figure 3.37 : Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression à	

différentes températures	100
Figure 3.38 : Schéma du montage.....	103
Figure 3.39 : Couvercle statique et piston.....	104
Figure 3.40 : Évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression pour différents polymères à une température initiale de 20 °C.....	108
Figure 3.41 : Évolution de la température en fonction du temps à une vitesse de 5 tr/min..	110
Figure 3.42 : Évolution de la température en fonction du temps à une vitesse de 15 tr/min.....	111
Figure 3.43 : Évolution de la contrainte en fonction de la pression et évolution de la température en fonction du temps.....	114
Figure 3.44 : Effet de la variation de la forme des particules sur la contrainte de cisaillement.....	118
Figure 3.45 : Étude de reproductibilité.....	120
Figure 3.46 : Évolution du coefficient de friction de différents polymères en fonction de la température.....	121
Figure 3.47 : Schéma la géométrie utilisée lors des simulations.....	126
Figure 3.48: Algorithme de résolution du logiciel Friction.....	127
Figure 3.49: Évolution de la température calculée en fonction du temps à une vitesse de 5 tr/min.....	129
Figure 3.50: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le HDPE à une vitesse de 5 tr/min.....	130

Figure 3.51: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le PP à une vitesse de 5 tr/min.....	131
Figure 3.52: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le PVC à une vitesse de 5 tr/min.....	132
Figure 3.53 : Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le PP à des vitesses de 5 et 15 tr/min.....	134
Figure 4.1 : Représentation simplifiée des forces agissant sur le lit des solides.....	135
Figure 4.2 : Représentation du canal de la vis déroulé.....	137
Figure 4.3 : Dimensions caractéristiques d'une vis d'extrusion.....	138
Figure 4.4 : Décomposition de la vitesse du lit des solides.....	141
Figure 4.5 : Schéma des forces agissant sur le lit des solides.....	146
Figure 4.6 : Schéma de la géométrie utilisée lors des simulations.....	153
Figure 4.7 : Algorithme de résolution du logiciel de transport des solides.....	164
Figure 4.8 : Évolution de la position de la zone de fusion en fonction du facteur multiplicatif.....	175
Figure 4.9 : Évolution de la position de la zone de fusion en fonction du facteur multiplicatif pour le HDPE.....	176
Figure 4.10 : Évolution de la position de la zone de fusion en fonction du débit massique.....	177
Figure 4.11 : Évolution de la position de la zone de fusion en fonction de la vitesse de rotation.....	178

Figure 4.12 : Évolution de la position de la zone de fusion en fonction de la température de l'eau de refroidissement.....	179
Figure 4.13 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE $f_m = 1.5$	181
Figure 4.14 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE $f_m = 2$	185
Figure 4.15 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE $f_m = 3$	186
Figure 4.16 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE $f_m = 3.5$	187
Figure 4.17 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE possédant un coefficient de friction constant égal à 0.27 $f_m = 2$	188
Figure 4.18 : Évolution de la température dans le lit des solides de HDPE.....	189
Figure 4.19 : Évolution de dz en fonction de la position pour le HDPE $f_m = 2$	190
Figure 4.20 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le PP.....	193
Figure 4.21 : Évolution de la température dans le lit des solides de PP.....	194
Figure 4.22 : Évolution de dz en fonction de la position pour le PP $f_m = 2$	195
Figure 4.23 : Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le PVC.....	197
Figure 4.24 : Évolution de la température dans le lit des solides de PVC.....	198

Figure 4.25 : Évolution de dz en fonction de la position pour le PVC $f_m = 2$	199
Figure 4.26: Comparaison entre les résultats calculés et les résultats expérimentaux pour le HDPE.....	202
Figure 4.27 Comparaison entre les résultats calculés et les résultats expérimentaux pour le PP.....	203

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I: Configuration des vis de l'extrudeuse bi-vis	215
ANNEXE II: Gamme de température étudiée lors des essais de TCA	217
ANNEXE III: Méthode de fabrication des plaques de polymères	218
Annexe IV: Paramètres de régression servant à déterminer la densité des polymères fondus	219
ANNEXE V: Schéma de la vis d'extrusion	221

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

A	: Surface de contact
C_p	: Capacité calorifique
C_{pa}	: Capacité calorifique de l'acier
C_{pp}	: Capacité calorifique des polymères
dP	: Incrément de pression
dt	: Intervalle de temps
dx	: Incrément dans la direction x (correspond à la largeur du canal)
dy	: Incrément dans la direction y (correspond à la profondeur du canal)
dz_b	: Distance incrémentale à la surface du baril
dz_m	: Distance incrémentale moyenne
dz_v	: Distance incrémentale à la surface de la vis
D	: Diamètre
D_b	: Diamètre interne du baril
D_m	: Diamètre moyen entre les diamètres aux surfaces du baril et de la vis
D_s	: Diamètre de la vis au-dessus des filets
Dens	: Pourcentage de densification
e	: Épaisseur du filet
E_1, E_2	: Énergies d'activation
f_b	: Coefficient de friction entre le polymère et le baril
f_m	: Facteur multiplicatif

- f_f : Coefficient de friction entre le polymère et la vis
 F : Force
 F_a : Force appliquée
 F_f : Force générée par la friction
 F^* : Force générée par le filet arrière
 H : Profondeur du canal d'écoulement
 k : Coefficient de conduction thermique
 k_a : Coefficient de conduction thermique de l'acier
 k_b : Coefficient de conduction thermique de baril
 k_{pol} : Coefficient de conduction thermique du polymère
 K : Pente des courbes de compaction
 l : Distance du thermocouple par rapport à la paroi interne du baril
 L : Longueur de la vis
 L_s : Pas de vis
 m : Indice de consistance de la loi de puissance
 n : Indice de la loi de puissance
 N : Vitesse de rotation
 p : nombre de filet parallèle
 P : Pression
 P_1, P_2 : Pressions à l'avant et à l'arrière du filet rectivement
 $P_{arrière}$: Pression exercée à la surface du filet arrière (correspond à P_1)

P_{avant}	: Pression exercée à la surface du filet avant (correspond à P_2)
P_b	: Pression exercée à la surface du baril
P_s	: Pression exercée à la surface de la vis
q	: chaleur
q_{gen}	: Chaleur générée
Q_s	: Débit volumique des particules solides
r	: rayon
R	: Constante des gaz parfaits
R_b	: Rayon de la vis à la base des filets
R_s	: Rayon de la vis à la surface des filets
t	: temps
T	: Température
T_{c1}	: Température du premier thermocouple
T_{c2}	: Température du second thermocouple
T_{eau}	: Température de l'eau de refroidissement
T_m	: Température de fusion
T_{ref}	: Température de référence
v	: Vitesse
V	: Volume
V_b	: Vitesse du baril
V_{bx}	: Composante transversale de V_b

- V_{bz} : Composante longitudinale de V_b
 V_{sz} : Vitesse du lit des solides
 V_{sz} : Vitesse du lit des solides dans la direction de l'écoulement
 W : Largeur du canal d'écoulement
 W_b : Largeur du canal d'écoulement à la surface du baril
 W_m : Largeur moyenne du canal d'écoulement
 W_s : Largeur du canal d'écoulement à la surface de la vis
 X : Nombre de contacts interparticulaires
 z : Direction longitudinale
 z_b : Incrémentation dans la direction de l'écoulement
 Z : Longueur le long du canal d'écoulement

Lettres grecques

γ	: Taux de cisaillement
δ	: Espace libre entre le baril et les filets (entrefer) et épaisseur du film de polymère fondu
δh	: Hauteur de polymère débordant de la chambre de compression
ϵ	: Pourcentage de vide
ϵ_y	: Déformation dans la direction y
ϵ_z	: Déformation dans la direction z
η	: Viscosité
η_0	: Viscosité limite à bas taux de cisaillement
θ	: Angle d'hélice du filet
θ_b	: Angle d'hélice du filet à la surface du baril
θ_m	: Angle d'hélice moyen du filet
θ_s	: Angle d'hélice du filet à la surface de la vis
λ	: Constante de temps
μ_d	: Coefficient de friction dynamique
$\mu_{\text{pol-métal}}$	: Coefficient de friction entre le polymère et le métal
$\mu_{\text{pot-pot}}$	: Coefficient de friction entre une particule de polymère et une autre particule de polymère
ν	: Coefficient de poisson
ρ	: Densité

- ρ_0 : Densité du polymère solide
- ρ_a : Densité de l'acier
- ρ_b : Densité en vrac initiale du lit des solides
- ρ_f : Densité du polymère fondu
- ρ_{max} : Densité maximale obtenue lors des essais de compaction
- ρ_{vac} : Densité en vrac (bulk) du lit des solides
- τ : Contrainte de cisaillement
- ϕ : Angle représentant la vitesse du lit des solides relative au déplacement du fourreau

CHAPITRE 1 Introduction générale

1.1 Introduction

L'extrusion est le procédé de mise en forme des polymères le plus fréquemment utilisé. Par exemple, plus de 60 % des polymères transformés ont à un moment ou l'autre de leur existence passé par une extrudeuse avant d'être transformés en produits finis. L'extrudeuse est utilisée dans la plupart des procédés de transformation des polymères comme le moulage par injection (chaise de patio), le moulage par soufflage (bouteille, production de corps creux), l'extrusion de profilés (cadre de fenêtre, tuyau) et l'extrusion de films (sac, pellicule d'emballage). Deux types d'extrudeuses sont fréquemment utilisés dans l'industrie de la transformation: l'extrudeuse monovis et l'extrudeuse bi-vis. Les extrudeuses monovis sont simples d'utilisation; elles sont utilisées depuis de nombreuses années et sont relativement peu coûteuses. Par contre, malgré leur coût élevé et la complexité associée à leur conception, les extrudeuses bi-vis offrent d'excellentes propriétés de mélange et un court temps de résidence et peuvent être opérées co-rotativement ou contre-rotativement. A cause de sa simplicité, l'extrudeuse monovis est encore la plus utilisée.

Une extrudeuse est constituée d'une vis sans fin tournant à l'intérieur d'un cylindre chauffé. Le polymère est alimenté sous forme de poudre ou de particules à l'aide d'une trémie; il est par la suite compacté, déformé puis fusionné, pour ensuite être mis en forme à l'aide d'une filière. A la sortie de l'extrudeuse, le polymère que l'on nomme l'extrudat est refroidi afin de

conserver sa forme.

La vis étant la partie la plus importante de l'extrudeuse, une attention toute particulière doit être portée à sa conception afin d'assurer un rendement optimal lors de l'opération. Le meilleur système de contrôle ne pourra jamais corriger une erreur survenue lors de la conception de la vis. Il y a quelques années, les vis étaient conçues par essais et erreurs, mais suite à l'apparition de différents types de vis (conventionnelle, barrière, Maillefer), de zones de dégazages et des mélangeurs statiques, cette technique est devenue trop coûteuse en temps et en matériel. Les dernières techniques de fabrication tendent à utiliser des logiciels permettant de déterminer, avant la fabrication de la vis, les effets de la géométrie de cette dernière sur des paramètres comme le débit, la pression et la température.

Parce que beaucoup de vis ont par le passé été conçues sans tenir compte des concepts théoriques du procédé d'extrusion, la plupart des vis utilisées en usine ne sont pas utilisées à leur capacité optimale, résultant ainsi en une perte de capital. Une vis mal conçue peut aussi être la cause d'une mauvaise interprétation des problèmes liés à l'extrusion. Les problèmes d'instabilités à la sortie de la filière peuvent être entre autres attribués à une mauvaise conception de la vis.

Plusieurs auteurs se sont intéressés au cours des dernières années à mieux définir le procédé d'extrusion. En général, ils étudient la vis en la séparant en quatre parties distinctes mais

interreliées. Ces quatre zones sont dans l'ordre: la zone de transport des solides, la zone de retard (delay zone), la zone de plastification et la zone de pompage. Plusieurs approches ont été utilisées afin de tenter de prédire le comportement du polymère dans chacune de ces quatre zones. Par contre, aucune n'est totalement satisfaisante. La zone de transport des solides est celle qui a été le moins étudiée à cause de la complexité des phénomènes qui s'y produisent. Une révision des modèles existants s'avère donc nécessaire.

1.2 Modélisation

Un modèle est constitué d'un système d'équations permettant de prédire le comportement d'un processus sous l'influence de variables multiples. Les modèles sont utilisés dans plusieurs domaines comme la météorologie, afin de prédire les conditions climatiques, l'hydrologie, afin de prédire l'évolution des crues, l'industrie alimentaire, pour évaluer le temps de séchage ou de cuisson et aussi évidemment dans les procédés d'extrusion.

Le système d'équations est normalement constitué des équations permettant de décrire la conservation de la masse, du mouvement et de l'énergie. Les variables influençant et régissant ces équations peuvent être la température, la pression ou encore le temps de résidence, dépendamment du type de processus modélisé. Il faut aussi, afin de réaliser une modélisation adéquate, utiliser des équations permettant de décrire convenablement les propriétés de la matière étudiée sous l'influence des variables. Par exemple, si l'on désire

étudier l'évolution du séchage d'une boue, il est nécessaire de connaître le coefficient de diffusivité de l'eau au travers de la boue afin de pouvoir obtenir une prédiction adéquate.

Le procédé d'extrusion représente un défi à modéliser. Une grande variété de mécanismes doit être maîtrisée afin d'obtenir des résultats satisfaisants. On retrouve, entre autres, des particules de polymère solide, un mécanisme de fusion, l'écoulement d'un fluide non-newtonien (polymère fondu). Les premiers modèles développés afin de décrire le comportement des extrudeuses étaient très simples et décrivaient avec beaucoup de difficulté leurs comportements réels. Une modélisation satisfaisante du processus d'extrusion devrait permettre de prédire le débit de l'extrudat, les profils de pression et de température ainsi que la façon dont ces résultats vont réagir sous l'influence des variables d'extrusion.

Les variables d'extrusion les plus courantes sont: la vitesse de rotation de la vis, la température des bandes chauffantes, la géométrie de la ou des vis utilisées et les propriétés du polymère extrudé. Une fois le modèle réalisé, il permettra de vérifier théoriquement l'effet de la variation d'un des paramètres sur la qualité de l'extrudat sans avoir à réduire le temps de production en usine. De plus, la conception de vis sera améliorée car plusieurs géométries différentes auront été testées afin de déterminer la plus efficace. Ultimement, une modélisation est satisfaisante quand elle permet de faire des économies.

1.3 Objectifs et présentation du document

Les principaux objectifs de ce document sont tous reliés d'une façon ou l'autre à la détermination du comportement des particules de polymère dans la zone de transport des solides. Ces objectifs sont:

- 1) Effectuer une revue de la bibliographie traitant de la zone de transport des solides.
- 2) Déterminer les propriétés physiques de trois résines polymères utilisées dans le procédé d'extrusion. Parmi ces propriétés physiques, l'évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la vitesse de rotation, de la pression, de la forme des particules et de la température est nécessaire afin de pouvoir modéliser la zone de transport des solides avec le plus de précision possible.
- 3) Développer un modèle permettant de décrire la zone de transport des solides en utilisant les propriétés physiques déterminées expérimentalement. Et analyser les résultats obtenus grâce au modèle développé.

Ce document est conçu de façon à introduire le lecteur dans un premier temps à la mise en forme des matériaux polymères par le procédé d'extrusion monovis. Cette introduction a pour but d'identifier les principales zones d'une extrudeuse et d'en relever les particularités. Par la suite, une revue de la bibliographie existante permettant de décrire la zone de transport des solides est effectuée. A cause de l'importance toute particulière du coefficient de friction

dans le développement de modèles portant sur la zone de transport des solides, une revue de la bibliographie est aussi faite sur ce domaine. Par la suite, une description des expériences ayant été réalisées afin de déterminer les propriétés physiques des matériaux utilisés afin de réaliser le modèle est présenté. Le modèle utilisé est ensuite présenté et l'analyse des résultats effectuée afin de comparer les prédictions obtenues aux résultats tirés de la revue bibliographique. Ce document est subdivisé de la façon suivante:

Chapitre 2: Description générale de l'extrudeuse, brève description des types de vis, présentation des quatre zones de l'extrudeuse et de leurs caractéristiques: la zone de transport des solides, la zone de retard de la fusion, la zone de fusion et la zone de pompage. Énumération des problèmes particuliers associés à la zone de transport des solides, revue de la bibliographie des modèles visant à décrire le transport des solides et révision des travaux portant sur la détermination du coefficient de friction.

Chapitre 3: Description des matériaux, évaluation de la conductivité thermique, de la densité, des paramètres rhéologiques, des propriétés mécaniques en traction, et de la densification du lit des solides par des essais de compaction réalisés sur les granulés. Description de l'appareillage utilisé afin de déterminer le coefficient de friction dynamique des résines polymères, analyse des résultats et évaluation de l'effet de la température, de la vitesse de rotation, de la forme et de la pression sur les coefficients de friction dynamiques. Méthode et hypothèse visant à déterminer la température

interfaciale par calcul par différences finies, discussion et comparaison entre les valeurs calculées et les valeurs expérimentales.

Chapitre 4: Description de la géométrie d'une vis d'extrusion, équation de débit, bilan de forces, bilan de couples, hypothèses de base. Équations permettant de déterminer l'augmentation de la pression en fonction de la position et équations de transfert thermique dans la zone de transport des solides et dans la zone de retard de la fusion, critère déterminant la fin de la zone de retard de fusion, explication du logiciel, et résultats de simulations. Discussion des résultats.

Chapitre 5: Conclusion et recommandations.

CHAPITRE 2 Mise en situation et bibliographie

2.1 Description générale de l'extrudeuse

La première extrudeuse de type industriel fut développée par Joseph Bramah en 1795. Cette extrudeuse était utilisée afin de produire des tuyaux de plomb. Plusieurs années plus tard, en 1935, la première extrudeuse fonctionnant sous le principe de la vis d'Archimède, conçue spécialement pour extruder des matériaux thermoplastiques, a été utilisée par Paul Troester.

Une extrudeuse est un appareil relativement simple. Un polymère sous forme de particules, de billes ou de poudre est alimenté continuellement à l'aide d'une trémie à une vis sans fin. Les granules tombent par gravité dans le canal de la vis et sont par la suite comprimés. Afin d'assurer un fonctionnement adéquat de la trémie et une bonne alimentation à la vis, la zone d'alimentation est fréquemment refroidie. Sans ce refroidissement, des particules réchauffées pourraient adhérer à la paroi de la trémie et créer une agglomération de particules empêchant l'alimentation de la vis. Ce refroidissement se fait à l'aide d'un circuit d'eau froide situé directement sous la trémie.

Le polymère est souvent mélangé avec les produits suivants: des stabilisants, des pigments servant à modifier la couleur, des charges servant à modifier les propriétés mécaniques, des inhibiteurs de flamme et des lubrifiants. L'ajout de tous ces produits a un effet très important sur les propriétés du polymère alimenté. Par exemple, l'addition de lubrifiant à une résine

polymère a pour effet de modifier totalement les propriétés tribologiques de ce matériau résultant ainsi en un comportement totalement différent dans l'extrudeuse. Il faut donc, lorsque l'on effectue des calculs portant sur les polymères, utiliser les propriétés physiques du polymère étudié. Par exemple, le polyéthylène haute densité fabriqué par Dupont possède des propriétés rhéologiques totalement différentes du polyéthylène haute densité fabriqué par Elf Atochem parce que ces deux polymères possèdent des poids moléculaires différents.

Une fois le polymère introduit dans l'extrudeuse, il doit être fusionné, mélangé (afin d'assurer un mélange homogène) et pompé au travers d'une filière afin d'effectuer sa mise en forme. Afin de fusionner le polymère, de l'énergie doit être transmise du baril au polymère. Cette énergie peut être fournie par trois moyens différents. Premièrement, à l'aide de bandes chauffantes situées sur le baril. Ces bandes chauffantes servent à maintenir la température à un point de consigne déterminé par l'opérateur et transmettent de la chaleur par conduction. Deuxièmement, la chaleur peut être transmise par frottement mécanique dans la zone de transport des solides. Les particules de polymère entrent en contact avec la paroi interne du fourreau; ce contact, lorsque la vis tourne, a pour effet de créer un frottement entre les particules et la paroi métallique. Ce frottement cause un échauffement local, et transmet alors de la chaleur par conduction dans le polymère et dans le baril. Troisièmement, lorsque le polymère a dépassé sa température de fusion, de la chaleur est aussi générée par dissipation visqueuse sous l'influence de la rotation de la vis.

La rotation de la vis est assurée par un moteur. La vis est en quelque sorte suspendue au milieu du baril, les filets de la vis ne sont pas en contact avec ce dernier. L'espace correspondant à l'entrefer augmentera suivant l'usure de la vis et cette dernière devra être remplacée lorsque cet espace deviendra trop important. La figure 2.1 représente une vue de coupe d'une extrudeuse.

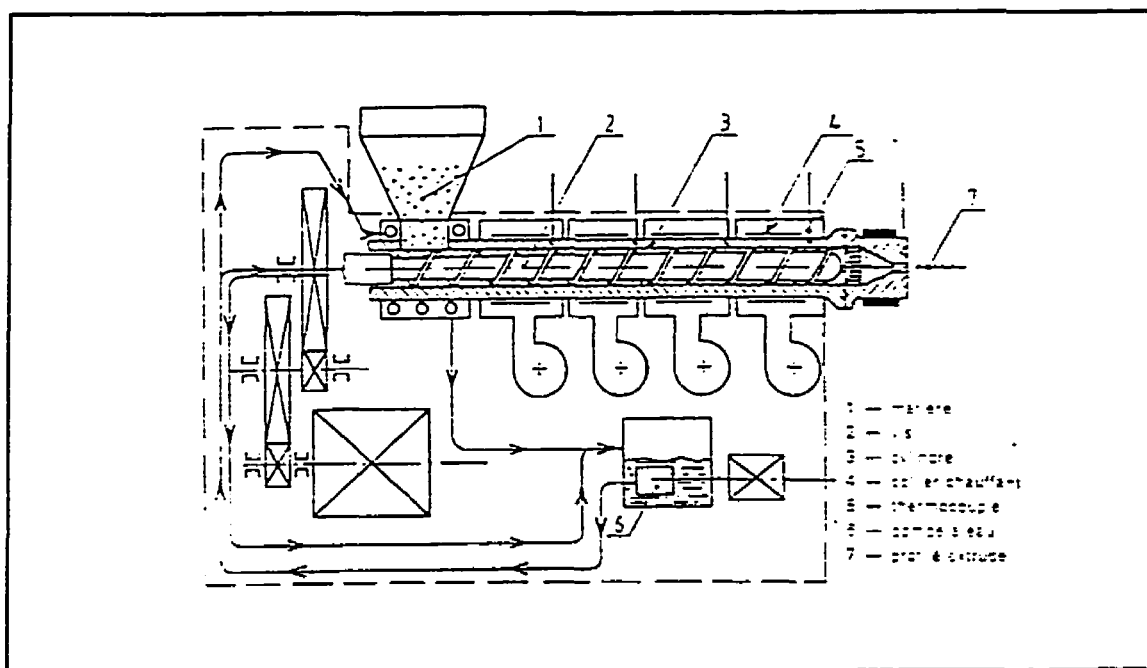


Figure 2.1: Extrudeuse monovis

La vis et le fourreau sont en métal, sur lequel on applique des techniques de fabrication visant à ralentir l'usure. En effet l'usure des extrudeuses, est une cause de diminution du débit de matière extrudé.

Les principales causes d'usure sont:

- 1) Un mauvais alignement entre la vis et le fourreau.
- 2) Des conditions opératoires extrêmes.
- 3) La présence de charges ou de renforts créant un effet abrasif.
- 4) Une mauvaise combinaison de métaux utilisés pour construire la vis et le fourreau.

Les trois formes principales d'usure du fourreau et de la vis sont l'adhésion, l'abrasion et la corrosion. Afin de combattre l'usure il est possible de réaliser un traitement à l'azote sur le métal utilisé dans la construction du fourreau. Ceci a pour effet de créer une surface très résistante à l'usure. Il est aussi possible d'utiliser un fourreau bimétallique qui permet de créer une surface résistante à l'usure sur une plus grande profondeur que dans la technique à l'azote. Afin de réduire la corrosion, l'utilisation de métaux comme le cobalt, le nickel et le chrome est fortement recommandée. Les techniques visant à protéger les vis sont similaires, le placage des vis est utile pour réduire la friction ce qui a pour effet de diminuer l'usure par abrasion et par adhésion, l'usage d'alliage de nickel-chrome-bore permet la production de vis possédant d'excellente résistance à la corrosion et à l'abrasion.

Les performances d'une extrudeuse dépendent très fortement de la géométrie de la vis et des conditions d'opération. Les vis sont caractérisées par leur rapport longueur/diamètre, le taux de compression, la profondeur du canal dans chaque zone, la longueur des zones, le pas de

la vis et le diamètre de la vis. Toutes ces dimensions influencent grandement le débit et la pression en sortie de filière. Plusieurs types de vis existent, par exemple l'ajout d'un filet supplémentaire dans la zone d'alimentation d'une vis standard a pour effet de réduire les fluctuations de pression (figure 2.2 a). Certaines vis sont conçues afin de n'être utilisées que pour un seul polymère comme le polychlorure de vinyle par exemple (figure 2.2.b). Une zone de dégazage ayant pour effet de créer une décompression est utilisée afin d'éliminer certains composés volatiles (figure 2.2.c). Par exemple, le nylon qui est un produit très hydrophile, contient beaucoup d'eau. Dans certaines applications, il peut être nécessaire d'éliminer cette eau avant la mise en forme. Les vis barrières (figure 2.2 d) sont constituées de deux canaux, un servant à accueillir les particules solides et l'autre servant à recueillir le polymère fondu. La dimension des deux canaux est ajustée en fonction de la position de la vis afin de tenir compte de la fusion du polymère.

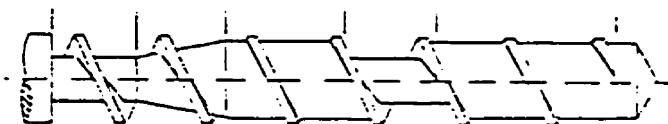
La vitesse de rotation, la température de consigne et le type de filière ont aussi un effet très important sur le débit et la pression. La majorité des extrudeuses commerciales sont conçues pour fonctionner à des vitesses variant entre 10 et 300 tr/min. La température de consigne est choisie en fonction du polymère qui doit être extrudé. Cette température doit être suffisante pour assurer la fusion du polymère et assez basse pour éviter de causer une dégradation thermique du polymère.



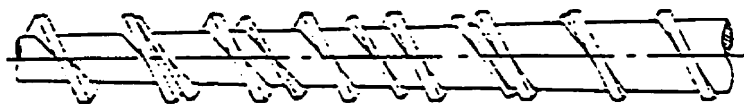
a



b



c



d

Figure 2.2: Vis d'extrusion.

Après que le polymère ait été transporté sous forme solide, qu'il ait été comprimé, fusionné et pompé, il passe au travers d'une grille de répartition située entre l'extrémité de l'extrudeuse et la filière. Cette grille sert à régulariser la quantité de matière alimentée à la filière et à transformer le mouvement hélicoïdal du polymère en mouvement linéaire. Le polymère passe ensuite au travers d'une filière, pour être rapidement refroidi pour qu'il puisse conserver sa forme.

2.2 Les zones d'extrusion et leurs rôles

L'extrusion est généralement séparée en trois étapes phénoménologiques, la zone de transport des solides, la zone de fusion et la zone de pompage. A ces trois zones s'ajoute la zone de retard de la fusion (delay zone).

2.2.1 Zone de transport des solides

La zone de transport des solides est la zone ayant été le moins étudiée jusqu'à présent. Cette zone est constituée d'une zone d'alimentation située directement au-dessous de la trémie et qui équivaut approximativement à une longueur de deux pas de vis. Suite à ces deux tours, on retrouve la zone de transport proprement dite. Dans cette zone la vis est caractérisée par un canal profond aux dimensions constantes et le polymère est présent sous forme de solide. Afin de pomper vers la filière ce solide, il faut s'assurer que les particules n'adhèrent pas à la

vis lorsque celle-ci tourne. En effet, si la matière colle à la vis, aucun polymère ne pourra être alimenté à la filière. Afin d'éviter ce phénomène fâcheux, il est vital de bien comprendre l'importance des coefficients de friction polymère-métal. De cette nécessité de réduire l'adhésion du polymère à la surface de la vis est née une innovation, le baril rainuré. En créant des rainures sur la partie du baril correspondant à la zone de transport des solides, on augmente artificiellement le coefficient de frottement entre le baril et les particules. Ceci a pour effet de diminuer le coefficient de friction entre les vis et les particules relativement à la friction entre le baril et les particules, créant ainsi un transport plus aisé des particules. Par contre, les barils rainurés causent de fortes augmentations de pression et de température dans la zone de transport des solides et peuvent s'avérer nuisibles lors de l'extrusion de matériaux thermo-sensible comme le PVC. Dans cette zone, les particules sont déplacées, comprimées et déformées jusqu'à atteindre la forme d'un pain compact. Cette zone se termine lorsque la température du polymère situé à l'interface polymère baril atteint la température de fusion.

2.2.2 Zone de retard de la fusion

Lorsque le polymère atteint la température de fusion, le polymère commence à fondre et un mince film de polymère fondu est créé. Ce film s'épaissira jusqu'au moment où il deviendra plus important que l'entrfer. La zone de retard de la fusion sert à décrire le phénomène de fusion lorsque celle-ci n'est pas encore établie en régime permanent. La position axiale où le polymère atteint la température de fusion peut être située avant ou après l'endroit où les

bandes chauffantes sont placées. La zone de retard a été développée pour les raisons suivantes:

- 1- Les premiers fragments de polymère fondu ne s'accumuleront pas près du filet arrière; au contraire, ils s'écouleront entre les vides des particules solides.
- 2- Suite à la formation du film de polymère fondu, le processus de fusion ne peut démarrer que lorsque l'épaisseur de polymère fondu est supérieure à la distance entre les filets et le baril.

Lorsque l'épaisseur de polymère fondu est atteinte, la zone de fusion débute.

2.2.3 Zone de fusion

Dans la zone de fusion, tout comme dans la zone de retard, des particules solides sont en contact avec de la matière fondue. La chaleur générée par dissipation visqueuse a pour effet de faire augmenter la quantité de polymère fondu; ce dernier s'accumule près du filet arrière et forme une petite poche de matière fusionnée. Plus le polymère fond, plus cette poche augmente, et plus la quantité de polymère solide diminue, ayant pour effet de réduire le volume de solide (figure 2.3). Afin de compenser pour ce phénomène, la plupart des vis présentent une diminution de la section du canal d'écoulement dans la zone de fusion.

Contrairement à la zone de transport des solides où il est très difficile d'obtenir des données qualitatives et quantitatives, il est possible dans la zone de fusion d'obtenir une foule de renseignements. Par exemple, les capteurs de pressions peuvent fonctionner adéquatement, ce qui n'est pas le cas dans la première zone de l'extrudeuse. Deuxièmement, il est possible, une fois le régime permanent atteint, de refroidir subitement la vis et ensuite d'en faire l'extraction pour observer l'état du polymère comme cela est illustré à la figure 2.4 a qui est tirée de Roméro (1994). La figure 2.4 b représente l'état de la fusion à différentes positions (en nombre de tour de la vis) obtenu en effectuant des coupes de la bande hélicoïdale de polymère réalisé grâce à l'extraction de la vis. Ceci permet, à l'aide d'une traceur, de littéralement voir, après plusieurs essais le mécanisme de fusion. Cette technique n'est malheureusement pas applicable à la zone de transport des solides.

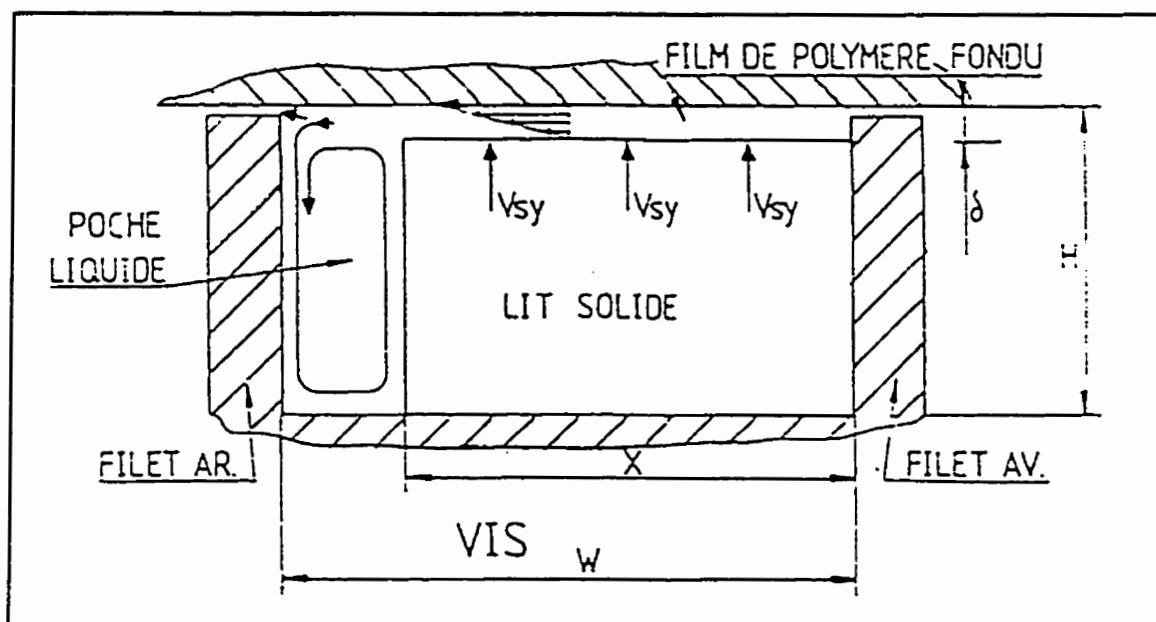
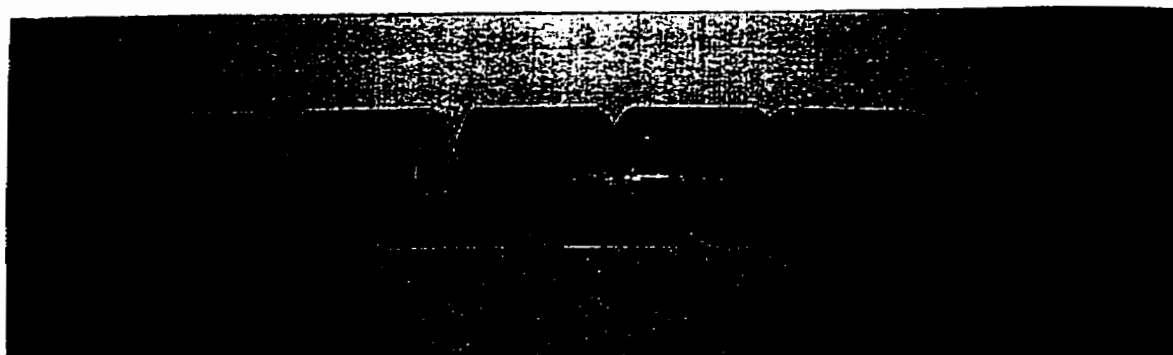
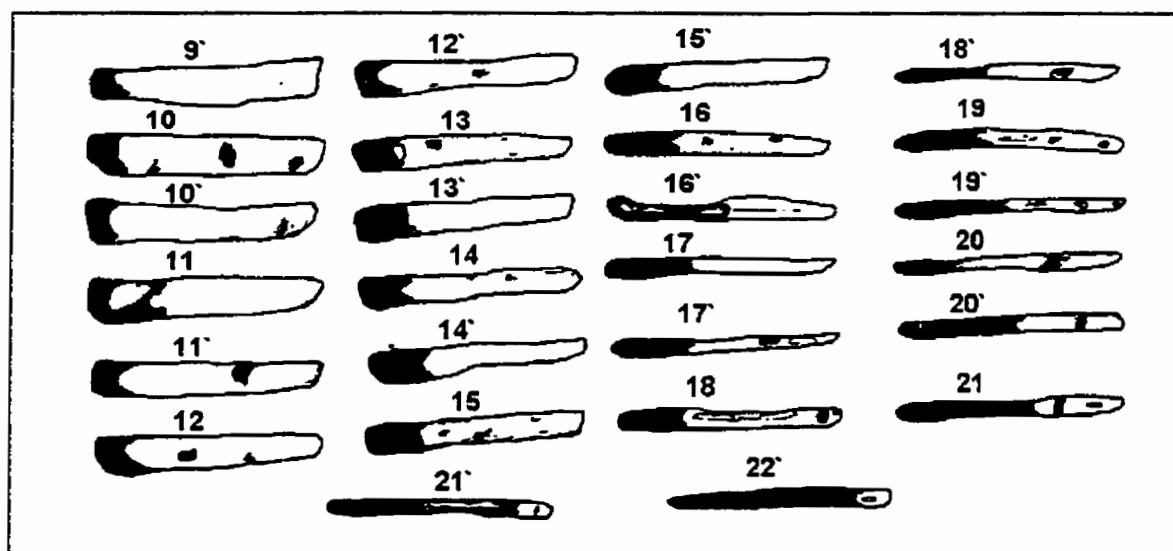


Figure 2.3 : Vue de coupe de la zone de fusion



a



b

Figure 2.4: Résultats de l'extraction de la vis d'extrusion.

2.2.4 Zone de pompage

La dernière zone de l'extrudeuse débute lorsqu'aucune matière solide n'est présente dans l'extrudeuse. La zone de pompage est caractérisée, dans le cas d'une vis standard, par une très faible profondeur du canal d'écoulement. Cette section de la vis a pour fonction de contrôler le débit de l'extrudeuse, de générer une pression suffisante au passage du polymère au travers de la filière, et de mélanger le polymère pour obtenir un ensemble homogène. C'est dans cette zone que les mélangeurs statiques sont insérés afin d'améliorer le mélange. Suite à cette zone, le polymère passe au travers de la grille de répartition pour ensuite être acheminé à la filière.

2.3 Problèmes associés à la zone de transport des solides

La zone de transport des solides est la zone qui a été le moins étudiée des zones d'une extrudeuse. Ceci n'est pas un hasard! Premièrement, nous sommes en présence d'un solide. Ceci a pour effet de rendre inutilisable les équipements de mesure traditionnellement utilisés en extrusion comme les thermocouples ou les capteurs de pression. Un capteur de pression situé dans cette zone ne capterait pas une pression uniforme, mais bien une pression créée par un contact ponctuel avec une particule de solide. En second lieu, l'inaptitude à pouvoir observer visuellement le déplacement des particules, ce qui n'est pas le cas avec les zones où la fusion a débuté, a pour effet de rendre difficilement vérifiable tout modèle tentant de décrire

cette zone. Un autre facteur extrêmement important est la difficulté d'obtenir des données valables de coefficients de friction polymère-métal pour la gamme de température retrouvée dans la zone de transport des solides. Car peu importe la façon dont le problème de mouvement des particules est abordé, il faudra toujours posséder des données tribologiques précises afin de pouvoir décrire avec satisfaction le comportement des particules. Des données précises de la valeur des coefficients de friction sont difficiles à obtenir car les valeurs dépendent en partie du type d'appareil et de la façon dont les résultats ont été obtenus.

2.4 Revue bibliographique

2.4.1 Modèles décrivant la zone de transport des solides

Decker (1941) a été l'un des premiers à tenter de décrire la zone de transport des solides. Les résultats qu'il a obtenus étaient mitigés mais il a démontré l'importance des coefficients de friction dans le processus de transport des solides. Il a illustré l'importance d'avoir un faible coefficient de friction entre la surface de la vis et les particules de polymère, tout en maintenant un coefficient de friction élevé entre le fourreau et les particules. Par la suite, plusieurs auteurs ont tenté de prédire le transport des solides mais avec peu de succès. Parmi ceux-ci, on retrouve Pawlowski (1949), Maillefer (1954), Simonds *et al.*(1952) et Jackson *et al.* (1958), malheureusement aucun de ces auteurs n'a effectué un bilan de couple, ce qui a pour effet de rendre leurs équations pratiquement inutilisables.

La première approche complète de la zone de transport des solides a été réalisée en 1956 par Darnell et Mol (1956). Dans leur modèle, le mouvement des particules est assuré par la différence de friction entre les forces de friction créées par la vis et les forces de friction causées par le baril. Pour eux, les particules sont indéformables et s'écoulent dans le canal en suivant un écoulement piston (plug flow). Les forces de frottement agissent sur ce lit de particules indéformables. Afin de faciliter les calculs, plusieurs hypothèses simplificatrices ont été faites. Ils considèrent entre autres que la vis est immobile et que c'est le fourreau qui tourne; de plus, la seconde loi d'équilibre des forces de Newton est utilisée comme critère afin de développer une corrélation permettant de décrire le taux de transport des particules. Leur modèle permet de prédire le débit et la pression en fonction de la position le long de la vis. Schneider (1969) suggéra un modèle fortement basé sur celui de Darnell et Mol dans lequel certaines des simplifications effectuées par ces derniers ont été éliminées. Malheureusement, les valeurs prédites ne sont pas totalement satisfaisantes, parce que les auteurs n'ont pas pris en considération l'évolution de la densité et du coefficient de friction en fonction de la pression et de la température. Effectivement, comme la température à l'interface fourreau-polymère augmente plus rapidement qu'à l'interface vis-polymère, il est nécessaire de posséder des valeurs de coefficient de friction reflétant ce phénomène.

En 1970, Chung (1970) propose une approche différente: il suggère que le déplacement des particules soit assuré par le taux de cisaillement généré dans les couches de polymère fondu tout en maintenant un lit solide indéformable. Son modèle peut être facilement combiné au

modèle permettant de prédire la zone de fusion et la zone de pompage. Il a aussi développé une méthode permettant d'estimer la puissance requise pour déplacer un lit de solide indéformable basée sur son modèle de déplacement par taux de cisaillement. L'année suivante, Tedder (1971) a réalisé une version simplifiée du modèle de Chung. Tedder utilise le principe des déplacements virtuels permettant d'obtenir un système d'équations décrivant le mouvement qui n'est pas équivalent aux modèles basés sur la mécanique newtonienne. Grâce à ce modèle, Tedder obtient des résultats semblables à ceux de Darnell et Mol lorsque le baril et la vis ont des propriétés équivalentes. Par contre, quand la vis est plus rugueuse que le baril, le modèle de Tedder prédit un débit positif alors que le modèle de Darnell et Mol prédit un débit nul.

Le modèle de Darnell et Mol a été modifié de nouveau, cette fois ci par Broyer et Tadmor (1972). Ces derniers, en plus de prendre en ligne de compte l'effet des filets, ont aussi effectué une analyse thermique du lit des solides. Leur analyse permet d'évaluer le profil de température dans le lit de solide; de plus, le point précis où le solide atteint la température de fusion peut être déterminé. Le fait de prendre en considération l'échauffement du polymère améliore de beaucoup les résultats et permet de déterminer la distance à partir de laquelle la fusion apparaît. Cette distance est critique afin de déterminer la variation de la pression qui augmente exponentiellement en fonction de la position. De plus, leur modèle indique que la façon la plus efficace d'obtenir d'importantes pressions est de refroidir le fourreau. La même année, Kacir en collaboration avec Tadmor (1972), a développé un modèle permettant de

décrire la zone de retard de la fusion. Ce modèle permet de calculer l'épaisseur du film fondu et l'évolution du profil de pression dans cette zone.

Lovegrove et Williams (1973, 1974) ont obtenu des résultats démontrant que les particules de polymère, suite à une compression rapide, forment un lit solide indéformable. De plus, contrairement à l'hypothèse avancée par Chung et Tedder, ils démontrèrent hors de tout doute que le déplacement des particules est assuré par une friction entre deux solides et non pas par un taux de cisaillement généré par une couche de polymère fondu. Ils ont aussi démontré que la force de gravité peut être un facteur important dans la mise en pression du lit des solides.

Attalla et Podio-Guidugli (1980) ont décrit l'écoulement des particules comme étant l'écoulement planaire en régime permanent d'un fluide incompressible visqueux possédant des structures indéformables. Plus récemment, Zhu et Chen (1991) ont conçu un baril équipé d'une fenêtre de verre située des deux cotés de l'extrudeuse afin d'observer le transport des solides. Contrairement aux résultats obtenus par Lovegrove et Williams, ils ont observé que l'hypothèse de l'écoulement piston et du lit indéformable est très éloignée de la réalité. Ils ont observé des mouvements relatifs entre les particules et la présence de nombreux espaces vides; par moments, le canal n'était pas totalement rempli de particules de polymère. C'était uniquement à la toute fin de la zone de transport des solides que les particules étaient compressées sous une forme approchant vaguement un écoulement piston. Ils ont aussi

démontré que la vitesse du lit de solide change en fonction de la position dans l'extrudeuse. Le lit accélérât quand le baril n'était pas refroidi et le lit décélérât lorsque la vis était refroidie. Par contre, comme le mouvement des particules dépend des coefficients de friction, les fenêtres de verre ont une influence non évaluable sur les résultats qu'ils ont obtenus. Ils ont aussi conçu un modèle par éléments finis afin d'expliquer leurs observations. Dans leur modèle, chacune des particules est considérée comme étant un élément.

Plus récemment, Strand *et al.* (1992) ont modifié le modèle de Darnell et Mol pour les vis sous-alimentées. Ce modèle fournit une nouvelle approche au modèle de Darnell et Mol en enlevant les forces agissant sur le filet arrière afin de simuler la sous-alimentation. Les résultats des calculs qu'ils ont réalisés semblent correspondre aux résultats expérimentaux. Campbell *et al.*, (1995) ont développé une nouvelle analyse du transport des solides. Campbell fait l'hypothèse que les particules sont poussées vers l'avant par les filets de la vis et non pas par le baril. Pour ce faire, ils utilisent trois hypothèses différentes de celles traditionnellement utilisées. Ces trois hypothèses sont:

- 1) C'est la vis qui tourne et non pas le fourreau.
- 2) Le lit de solide est considéré comme un fluide élastique.
- 3) Une modification des composantes de la force causée par le filet avant.

L'approche de Campbell est totalement nouvelle car aucun bilan de forces n'est nécessaire pour déterminer le profil de pression.

Dans tous ces modèles qui ont été développés au fil des ans, le point faible que l'on peut retrouver partout est le coefficient de friction. Certains auteurs ont négligé de prendre en compte l'évolution des propriétés physiques comme la densité et la conductivité thermique, des conditions opératoires comme la température, la pression et la vitesse de rotation de la vis, mais tous ont négligé de prendre en considération l'évolution du coefficient de friction. Or, le coefficient de friction est directement relié à la génération de chaleur qui est déterminante pour évaluer le profil de pression et la position de la zone de retard de la fusion. Il faut donc avant toute autre chose déterminer avec précision le coefficient de friction si on désire modéliser avec une quelconque précision le transport des solides.

2.4.2 Révision des travaux portant sur le coefficient de friction

Il existe plus d'un type de coefficient de friction. Le coefficient de friction statique est défini comme étant le rapport de la force de friction sur un corps divisé par la force exercée perpendiculairement à la surface de ce corps à l'équilibre. L'un des premiers scientifiques à avoir étudié la friction est Léonard de Vinci, il y a de cela presque 500 ans. Shooter (1952), suivi de Friehe (1966), ont ensuite approfondi les recherches dans ce domaine appliqué aux polymères. Friehe (1966) a utilisé un appareil qui est constitué d'une plaque

de métal placée horizontalement sur un support dans une cellule en aluminium. Le polymère qui devait être testé était alors inséré dans la cellule. En déterminant la force nécessaire pour initier un mouvement, Friehe a été capable de déterminer le coefficient de friction statique du polyéthylène sur une gamme de pression et de température variant entre 0 et 2.5 MPa et entre 22 °C et 107 °C. Il a démontré que la température, la pression et l'état de la surface avaient un effet important sur le coefficient de friction statique.

Si un mouvement existe, comme c'est le cas pour des particules de polymères dans le canal d'une vis d'extrusion, on parle alors de coefficient de friction dynamique. Ce dernier est défini comme étant le rapport entre la force causée par friction et la force appliquée. En général, le coefficient de friction dynamique est plus faible que le coefficient de friction statique. Schneider (1969) a développé un appareil permettant de déterminer le coefficient de frottement dynamique des polymères sur des surfaces métalliques. Il a observé, tout comme Friehe, que la surface de métal a une grande influence sur le coefficient de friction. Les coefficients de friction obtenus sur une surface propre étaient plus bas que les coefficients de friction obtenus sur une surface " sale ". Il a attribué ce phénomène au fait qu'une mince couche de polymère serait déposée sur le métal lors de l'expérimentation. Chung *et al.* (1977) et Kirkpatrick *et al.* (1993) ont utilisé un appareil simulant une vis d'extrusion afin de déterminer le coefficient de friction des polymères sur une surface de métal à des conditions opératoires comparables à celles rencontrées dans le procédé d'extrusion. Chung *et al.* (1977) ont utilisé un simulateur constitué d'un cylindre d'acier de 30 cm de diamètre

pouvant être chauffé jusqu'à une température de 425 °C et être emporté à une vitesse de rotation correspondant à une vitesse linéaire de 1 m/s. Un échantillon de polymère sous forme de particules était alors pressé contre le cylindre à l'aide d'air comprimé créant une force normale pouvant atteindre 5700 kg. Ils ont testé six polymères, trois amorphes (PS, PC, PMMA) et trois cristallins (HDPE, LDPE, PP). Ils ont démontré que la chaleur causée par la friction peut causer une fusion des polymères à une température de fusion inférieure à la température de fusion thermodynamique, lorsque la pression appliquée et la vitesse de rotation étaient élevées. Kirkpatrick *et al.* (1993) ont utilisé le même type d'équipement pour étudier un copolymère de PVDC sous forme pure et sous forme de mélange avec d'autres polymères dans le but d'en changer le comportement en friction. Ils ont établi que les polyéthylènes de haute et de basse densité étaient très efficaces pour diminuer le coefficient de friction dynamique et améliorer les performances en extrusion du PVDC. Récemment, Spalding *et al.* (1993, 1995) ont utilisé un appareil semblable au simulateur de vis d'extrusion de Chung (1977). Avec ce nouvel appareil, ils ont évalué les coefficients de friction dynamique de plusieurs résines de polyéthylène (HDPE, LDPE, ULDPE, LLDPE) et de copolymère de PVDC. De plus, ils ont développé une méthode numérique permettant d'estimer la température à l'interface polymère-métal.

Tout récemment, Gogos *et al.* (1994) ont développé un appareil afin d'étudier la compaction et le transport des particules dans une extrudeuse. L'appareil a été conçu à partir d'une extrudeuse modifiée et permet de mesurer, entre autres, le couple à la surface du baril et à la

surface de la vis, la pression à la sortie et la pression axiale en fonction de la circonférence du baril. Malheureusement, malgré la grande quantité d'information que peut fournir cet appareil, l'interprétation des résultats s'avère, selon les auteurs, très difficile.

L'effet de la friction interparticulaire et les effets de la section d'une particule sur le coefficient de friction dynamique ont été étudiés par Liu *et al.* (1991). Ils ont déterminé que des particules d'un copolymère d'acétate ayant des sections bilobales et trilobales possédaient des coefficients de friction interparticulaire plus élevés que les particules possédant une section circulaire.

D'autres approches que celles utilisées traditionnellement afin de décrire le transport des solides pourraient être prises en considération. Les modèles tentant de prédire le comportement de particules solides sont nombreux. Ces modèles sont notamment utilisés dans l'industrie minière pour prédire le débit de roc pouvant être acheminé par un tapis roulant à une unité de production, et dans l'industrie métallurgique afin de décrire le comportement de poudres métalliques soumises à des forces compressives dans des procédés de mise en oeuvre comme le frittage. Par exemple, Campbell (1985) a tenté de décrire le mouvement de particules indéformables soumises à un taux cisaillement par une approche phénoménologique. Bortzmeyer *et al.*(1989) utilise une approche micromécanique afin d'étudier la compression de poudre de céramique. Par ailleurs, Kuhn *et al.*(1989) utilise une approche statistique afin d'estimer la consolidation macroscopique d'un système de particules

suite à un réarrangement. Ces approches offrent un grand potentiel; malheureusement, leur application à la zone des transports des solides s'avère très pénible. Les modèles probabilistiques demandent, afin d'être valides, la présence d'un très grand nombre de particules. De plus, la plupart de ces modèles ne s'attardent qu'à l'un ou l'autre des problèmes retrouvés dans l'extrusion. Par exemple, si les auteurs tentent de décrire le mouvement de particules, on utilise des sphères rigides. Si les auteurs tentent de décrire la déformation des particules, on néglige les réarrangements et les mouvements. De plus, la plupart de ces modèles se font à température constante afin de ne pas avoir à jongler avec des propriétés physiques variables. L'approche particulaire représente donc beaucoup de difficultés. Par exemple, une masse de particule au repos réagit un peu comme un milieu continu déformable lorsque l'on observe le problème au niveau macromoléculaire. Par contre, si on se place au niveau des particules, ce n'est pas du tout le cas. Si on désire effectuer une approche rigoureuse des variables eulériennes locales, il faut utiliser une méthode permettant d'obtenir des valeurs moyennes de porosité, de taille et de forme des particules. Le modèle particulaire par excellence devrait comprendre les éléments suivants afin de décrire avec une bonne satisfaction le transport des solides dans une extrudeuse:

- 1- Un mécanisme d'empilement aléatoire des particules dans le canal de la vis.
- 2- Un système d'équations permettant de décrire le mouvement des particules.
- 3- Un mécanisme permettant d'évaluer les effets des contacts interparticulaires sur la déformation et le déplacement des particules.

- 4- Un mécanisme permettant de suivre la déformation de chaque particule soumise à des contraintes suivant les équations fournies par Hertz (1882) ou Mindlin (1949).
- 5- Un mécanisme permettant de répartir les contraintes appliquées sur un réseau tri-dimensionnel de particules, possédant de nombreux contacts interparticulaires.

Il semble donc logique de vérifier les limites des modèles déjà existants décrivant le comportement de la zone de transport des solides avant de s'aventurer vers une avenue incertaine, complexe et énergivore au point de vue du temps de calcul.

CHAPITRE 3 Propriétés physiques

3.1 Matériaux

Les trois principaux polymères qui ont été utilisés dans ce travail sont trois résines commerciales. Ces trois polymères sont le polypropylène (PP) Montel-SV258, le polyéthylène haute densité (HDPE) Petromont DMDC 6400 et polychlorure de vinyle (PVC) D175M Naturel de Synergistics. Des essais visant à déterminer le coefficient de friction dynamique ont été réalisés avec un polyéthylène basse densité (LDPE) Lacqtene fabriqué par Elf Atochem. Ces polymères ont été choisis car ils sont fréquemment utilisés en extrusion.

Tous ces polymères étaient fournis sous forme de particules, à l'exception du PVC qui était sous forme de poudre. Le PVC a donc été granulé à l'aide d'une extrudeuse bi-vis Leistritz pour obtenir un matériau sous forme de particules. La granulation du PVC est une opération se faisant en régime permanent. Le PVC a été extrudé au travers d'une filière à double ouverture circulaire d'environ 4 mm de diamètre afin de produire des particules cylindriques. L'extrudat a été tiré dans un bac d'eau maintenu à une température de 20 °C afin de le refroidir avant d'être alimenté à la granuleuse. Afin de s'assurer d'obtenir des particules ayant des propriétés physiques stables, les conditions opératoires lors du processus de granulation étaient toujours les mêmes. La vitesse de rotation des vis était de 110 tr/min, et le moteur de la trémie d'alimentation a été fixé à 55% de sa valeur maximale. De plus, le profil de température imposé à l'extrudeuse était toujours le même et a été réglé selon la façon

présentée au tableau 3.1.

Tableau 3.1: Profil de température dans l'extrudeuse bi-vis lors de l'opération de granulation.

Bande chauffante	1	2	3	4	5	6	7	8 Filière
Température Celsius	165	165	-----	170	175	175	180	180

La configuration des vis utilisées peut être retrouvée à l'annexe I. Lorsque la granulation était effectuée, une fine poudre de PVC résiduelle restait présente sur les particules cylindriques de PVC. Cette poudre résiduelle pourrait avoir eu un effet sur les valeurs de coefficients de friction obtenues pour le PVC.

Afin d'étudier l'effet de la forme des particules sur le coefficient de friction, des granules de PP et de HDPE ont aussi été extrudés afin d'obtenir une différente forme de particules. Ces deux nouveaux types de particules ont été respectivement baptisés PP type B et HDPE type B. Toutes les particules possédaient des dimensions relativement constantes à l'exception des particules de PVC dont la longueur variait beaucoup. La forme et les dimensions moyennes des particules sont illustrées à la figure 3.1

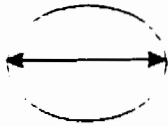
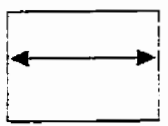
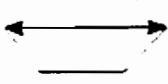
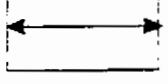
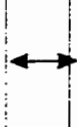
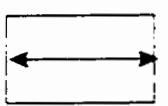
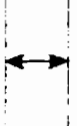
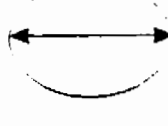
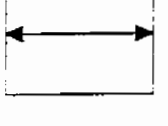
Produit	Dessus	Coté	D (mm)	L (mm)
PP	D 	L 	3	3
PP-B	L 	L 	2*3	4
HDPE	D 	L 	4	2
HDPE-B	L 	L 	2*3	4
LDPE	D 	L 	4	2
PVC	D 	L 	3	5

Figure 3.1: Forme des particules

Les propriétés physiques nécessaires à la modélisation de la zone de transport des solides sont:

- 1- La conductivité thermique du polymère.
- 2- La densité du polymère.
- 3- Les courbes de viscosité en fonction du taux de cisaillement.
- 4- Le module d'Young.
- 5- Les courbes de compaction.
- 6- Le coefficient de friction.

3.2 La conductivité thermique

3.2.1 Méthode expérimentale

Une valeur précise de la conductivité thermique en fonction de l'évolution de la température est nécessaire si l'on désire modéliser adéquatement la zone de transport des solides. Le calcul thermique influencera toutes les autres propriétés thermo-dépendantes comme le coefficient de friction, la densité du polymère solide, la densité du polymère fondu et le module d'Young. Il s'avère donc important avant toute autre étape d'obtenir des valeurs précises du paramètre régissant le transfert de chaleur.

L'appareil utilisé afin de déterminer le coefficient de conductivité thermique est un TCA (Holometrix Model Thermal Conductivity Analyzer). Cet appareil impose une différence de

température d'environ 20 °C à un échantillon et mesure un flux thermique. Grâce à ces deux paramètres, et connaissant la surface et l'épaisseur de l'échantillon, la conductivité thermique peut être déterminée. Afin de minimiser la résistance de contact, l'échantillon est recouvert d'une mince couche d'huile de silicone. La gamme de température sur laquelle les essais ont été réalisés varie de 50 °C à une température voisinant la température de fusion du polymère testé. Le tableau II.1 présenté à l'annexe II illustre les températures ayant été testées pour chacun des polymères.

Afin d'utiliser l'appareil, des échantillons ayant la forme de rondelles de 40 mm de diamètre devaient être fabriqués à partir d'une plaque de polymère. Les plaques de polymère ont été fabriquées à l'aide d'une presse thermorégulée et d'un moule constitué d'une plaque de métal perforée contenant des particules de polymère. Ces plaques ont été mises en forme en suivant la méthode indiquée au tableau III.1 situé à l'annexe III. La montée en pression du PVC est plus douce à cause des possibilités de dégradation associées à ce matériau.

Les rondelles utilisées dans les essais de TCA ont été découpées avec un emporte-pièce de 40 mm pour ensuite être usinées afin d'éliminer les problèmes associés à la résistance de contact.

3.2.2 Résultats expérimentaux

Les résultats obtenus grâce au TCA sont illustrés à la figure 3.2. Récemment, Woo (1995) a développé une équation à deux paramètres permettant de décrire l'évolution de la conductivité thermique des polymères en fonction de la température pour des températures inférieures à la température de fusion. L'équation de Woo s'exprime de la façon suivante:

$$k(T) = P_0 - P_1 \ln(T) \text{ où } T \text{ est en Kelvin} \quad (1)$$

Suite à un lissage des courbes illustrées à la figure 3.2, en utilisant cette équation, on obtient les paramètres de Woo qui sont présentés au tableau 3.2.

Tableau 3.2: Valeur des paramètres de l'équation de Woo.

Polymère	Paramètre	
	P_0	P_1
HDPE	2.132	0.296
PP	0.3173	0.0252
PVC	-1.27	-0.242

On peut facilement observer sur la figure 3.2 que la conductivité thermique du HDPE et du PP diminue lorsque la température augmente alors que l'effet inverse est observé pour le PVC. De plus, les points expérimentaux ne représentent pas un comportement totalement

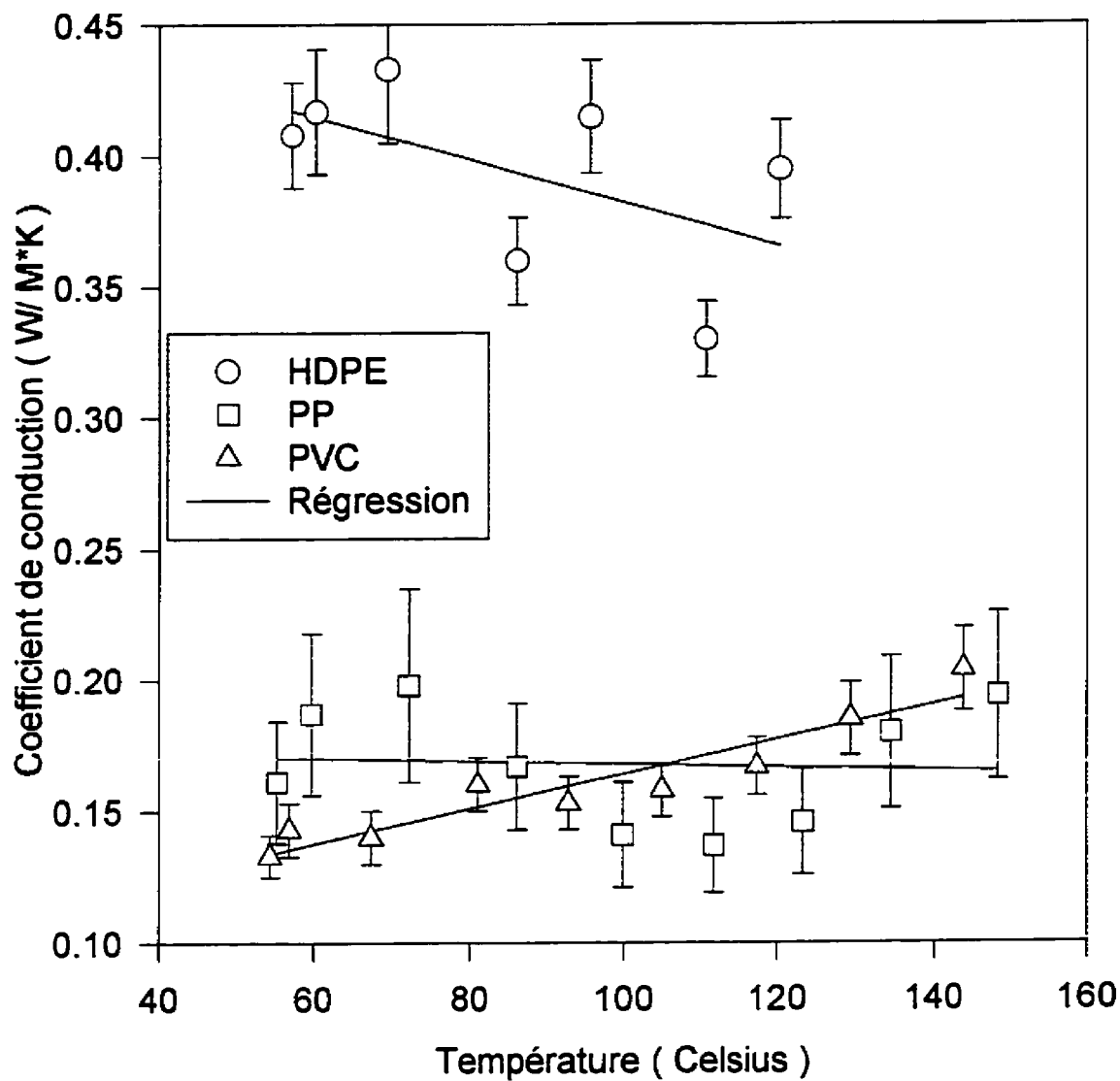


Figure 3.2: Évolution du coefficient de conduction en fonction de la température.

linéaire; ceci peut être attribuable à plusieurs facteurs. Le TCA est un appareil mesurant la conductivité thermique en régime permanent. Afin d'atteindre le régime permanent, l'échantillon testé doit être maintenu à la température de consigne pendant plusieurs minutes. Ceci peut avoir pour effet de créer une dégradation de l'échantillon testé à haute température et entraîner la non-linéarité de la courbe. Malgré cette non linéarité, les valeurs obtenues expérimentalement sont comparables à celles que l'on peut retrouver dans la littérature (Lafleur 1996), tel qu'illustré au tableau 3.3. L'erreur expérimentale sur chacun des points de la figure 3.2 est d'environ 5 % pour les essais effectués sur le HDPE et le PVC et de 10 % pour les essais effectués sur le PP.

Tableau 3.3 : Comparaison des valeurs de coefficient de conductivité thermique.

Polymère	Valeur moyenne obtenue expérimentalement	Valeur retrouvée dans la littérature (Lafleur 1996)
HDPE	0.40 W/mK	0.48 W/mK
PP	0.17 W/mK	0.12 W/mK
PVC	0.18 W/mK	0.20 W/mK

3.3 Densité du polymère

3.3.1 Importance de la densité

La densité doit être étudiée de plusieurs façons afin de pouvoir décrire l'évolution du lit des solides avec précision. En effet, si on désire étudier l'évolution de la densité du lit des solides, il est nécessaire d'avoir les valeurs de la densité des polymères à la température ambiante. Dans un second temps, la densité des polymères doit être étudiée lorsqu'ils sont fondus si on veut décrire la zone de retard de la fusion. Pour obtenir ces données plusieurs méthodes sont nécessaires. Premièrement, la densité du polymère doit être obtenue à température ambiante à l'aide d'une colonne à densité comme celle présentée à la figure 3.3. Dans un second temps, l'évolution de la densité du polymère solide en fonction de la température peut être évaluée avec l'aide d'un TMA (Dupont 910 ThermoMechanical Analyzer). Troisièmement, si l'on désire modéliser les zones qui suivent la zone de transport des solides, la densité du polymère fondu en fonction de la température et de la pression doit être connue.

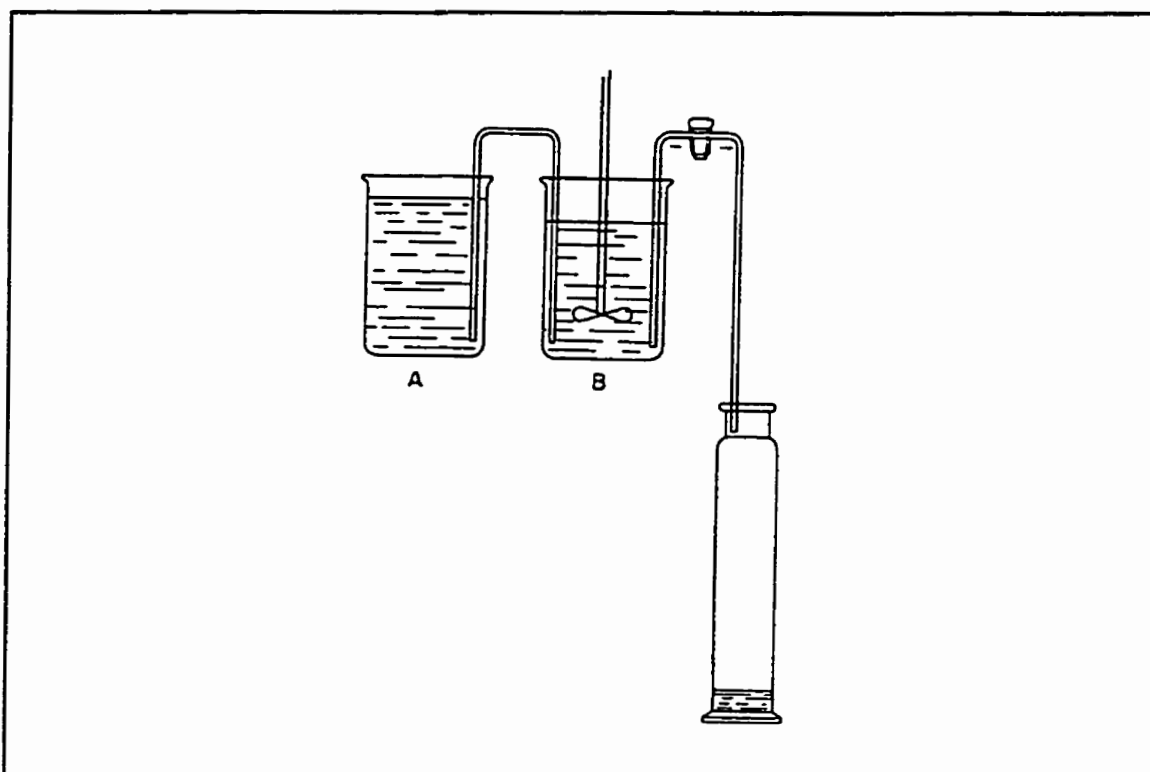


Figure 3.3 : Schéma d'une colonne à densité

3.3.2 Densité du polymère solide: Colonne à densité

Comme la majorité des polymères sont moins denses que l'eau, la méthode traditionnelle de mesure de la densité par déplacement d'eau ne peut pas être utilisée. La colonne à densité qui est un équipement relativement simple est constituée d'un cylindre gradué placé dans un bain d'eau maintenu à 23 °C. La norme ASTM D1505-85 (1996) décrit avec précision l'utilisation de la colonne à densité. Le cylindre est rempli d'un mélange d'eau distillée et d'alcool permettant d'obtenir un gradient de densité variant entre 0.8 g/cm³ et 1.0 g/cm³. Une

fois le gradient établi (après 24 heures) des billes de calibration précisent au dix-millième de g/cm^3 sont déposées dans la colonne. Ces billes permettent l'obtention d'une courbe de calibration de la densité en fonction de la position dans le cylindre, les billes les plus denses se stabilisant dans le bas de la colonne et les billes les moins denses se stabilisant dans le haut de la colonne.

Par la suite, trois échantillons de chaque polymère devant être testé sont déposés doucement (afin de ne pas perturber le gradient) dans la colonne et la lecture de la position est effectuée. La colonne à densité a été utile pour déterminer la densité du HDPE et du PP. La densité du PVC a été déterminée par la méthode traditionnelle du déplacement d'eau. Les valeurs moyennes obtenues sont tabulées au tableau 3.4. L'erreur expérimentale est constituée en majorité d'une erreur attribuable à la lecture de la position et est inférieure à 3 % des valeurs tabulées.

Tableau 3.4: Valeur de la densité obtenue grâce à la colonne à densité.

Polymère	Densité kg/m^3
HDPE	955
PP	892
PVC	1400

3.3.3 Densité du polymère solide : TMA

Afin d'évaluer l'évolution de la densité du polymère sous forme solide en fonction de la température, le TMA a été utilisé. Le TMA est un appareil qui mesure les déformations en fonction, entre autres, de la température. Un échantillon de forme rectangulaire de 5 mm par 5 mm est placé sous une sonde qui mesure son épaisseur. La cellule d'échantillonnage est fermée et le chauffage débute. Par la suite, l'appareil maintient une faible pression constante sur l'échantillon. La pression doit être faible afin de ne pas créer une déformation du polymère à température élevée. Lorsque l'échantillon subira une dilatation thermique, la sonde se déplacera vers le haut afin de maintenir la pression constante. Le déplacement sera mesuré et reproduit sur un graphique semblable à celui illustré à la figure 3.4. La température est incrémentée de 2 °C par minute entre 23°C et 115°C. La température de 23 °C a été choisie comme température initiale afin de pouvoir utiliser les valeurs de densité obtenues avec l'aide de la colonne à densité comme densité initiale.

Deux essais ont été réalisés pour le HDPE et le PP. Malheureusement, les données obtenues pour le polymère amorphe (PVC) peuvent être difficilement interprétées à cause de la forme irrégulière de la courbe causée par le point de transition vitreuse. (voir figure 3.5). Comme la masse de l'échantillon ne variait pas pendant l'expérimentation, et en supposant que le polymère subit la même expansion dans ces trois dimensions (x, y, z), on peut facilement obtenir les figures 3.6 et 3.7.

Sample: PEHD1
Size: 2.8086 mm
Method: EGAMACHE
Comment: PEHD 23-115

TMA

File: C: PEHD1.013
Operator: EGAMACHE
Run Date: 23-Apr-96 13:24

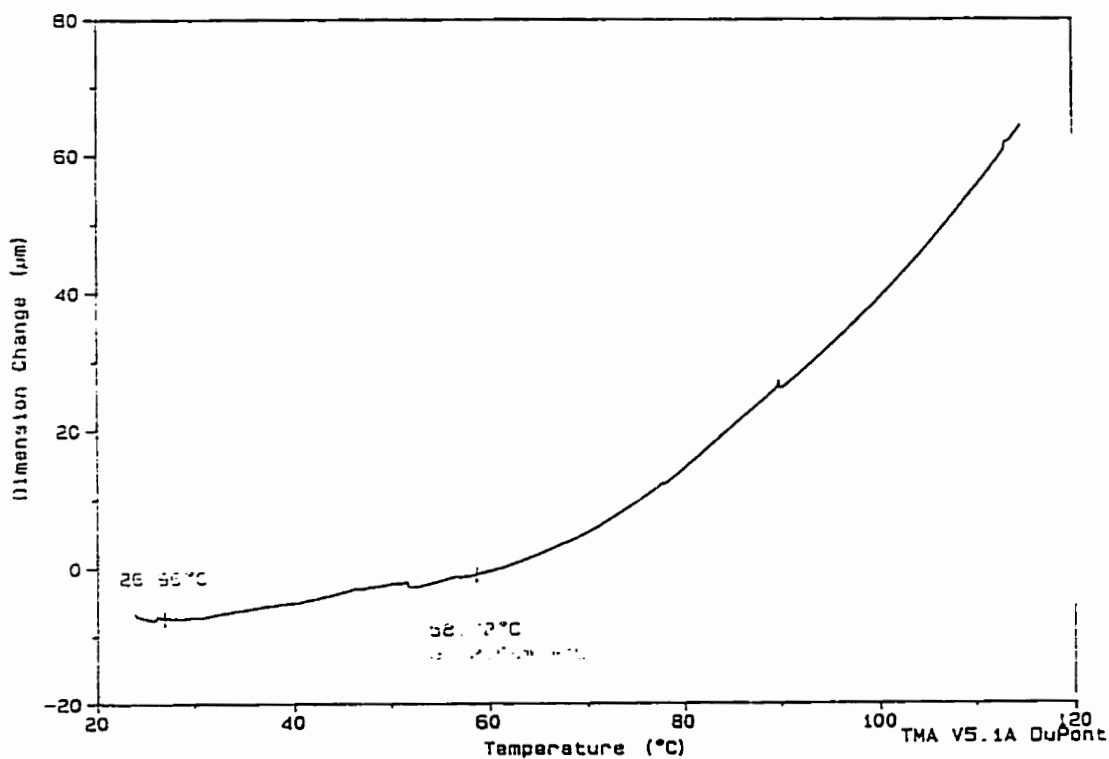


Figure 3.4: Courbe d'un essai de TMA réalisé sur du HDPE

Sample: PVC2
Size: 3.4058 mm
Method: EGAMACHE
Comment: PVC 23-135

TMA

File: C:\PVC.02
Operator: EGAMACHE
Run Date: 24-Apr-96 15:44

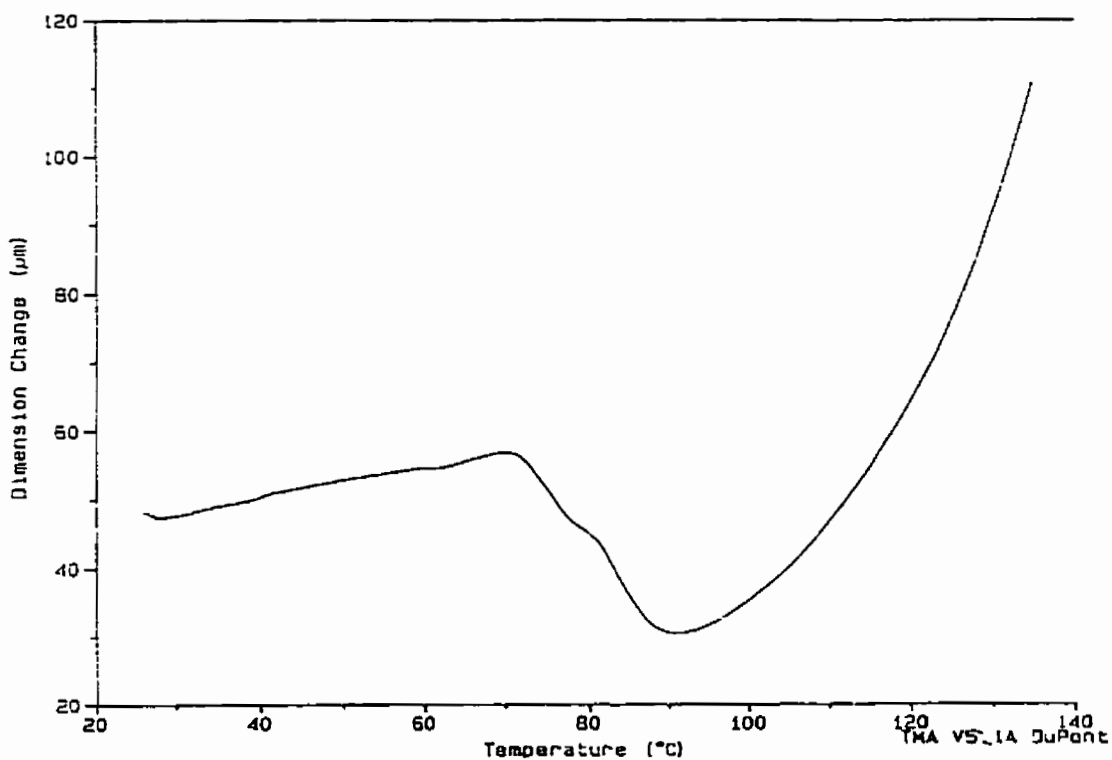


Figure 3.5: Courbe d'un essai de TMA réalisé sur du PVC

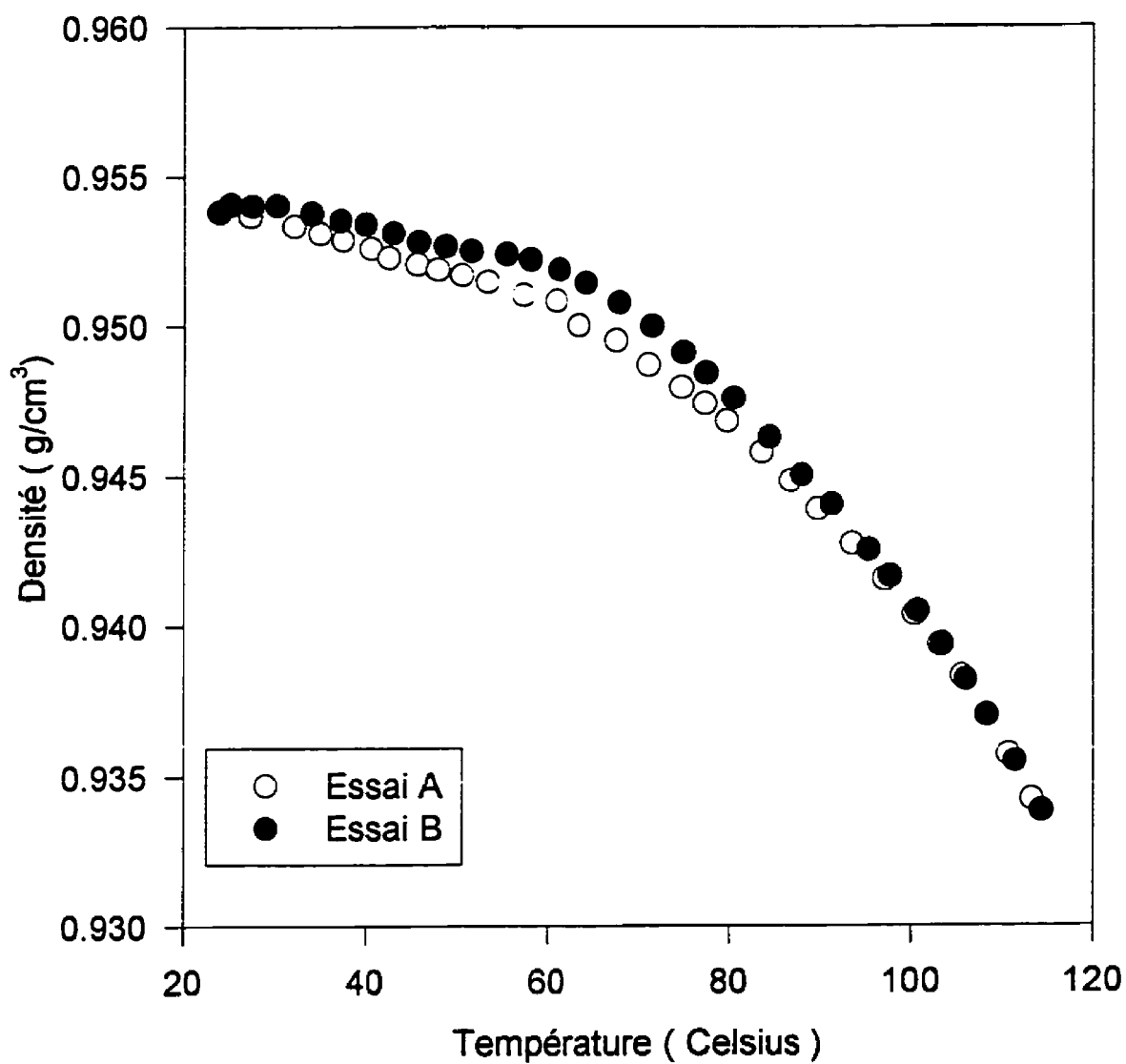


Figure 3.6: Évolution de la densité du HDPE solide en fonction de la température.

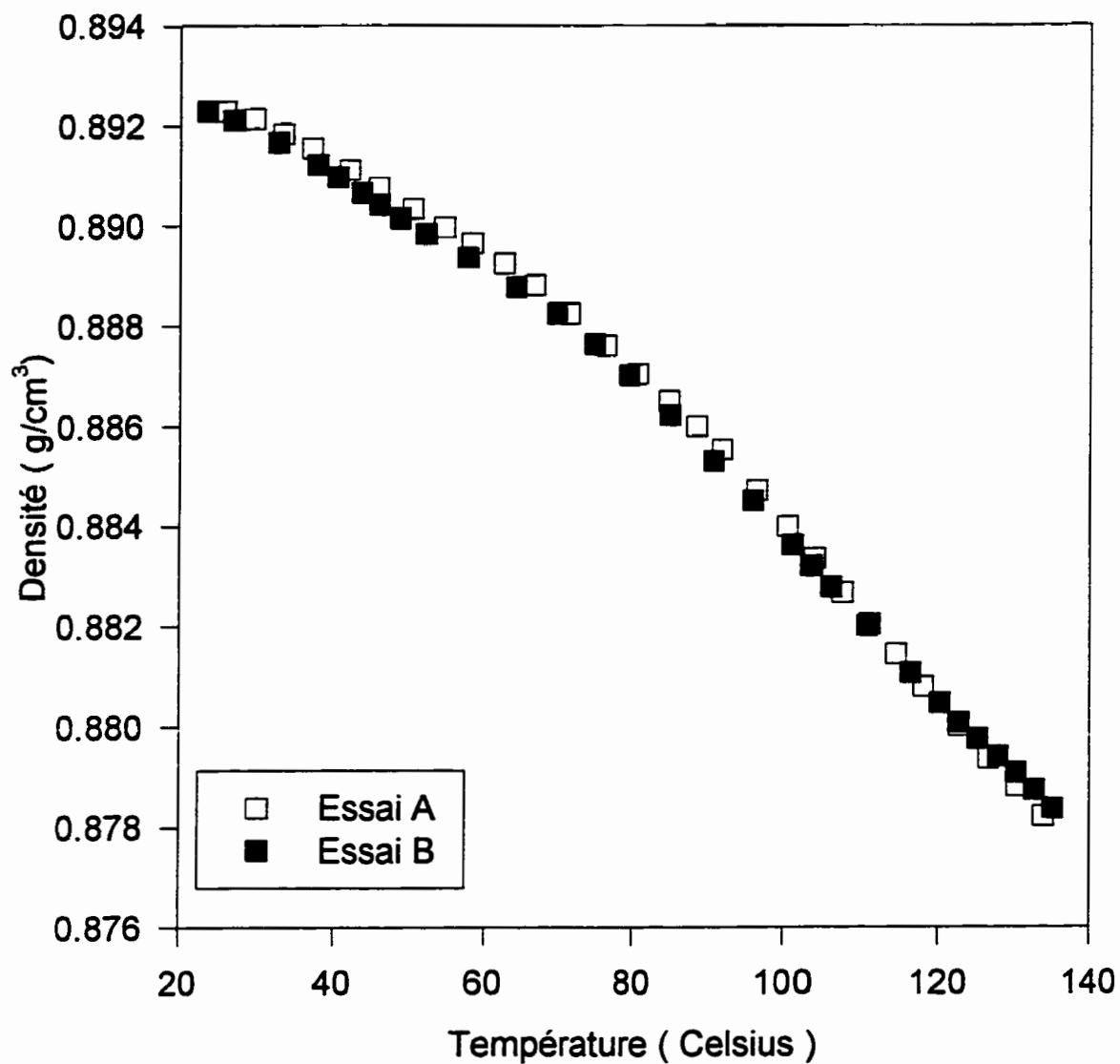


Figure 3.7: Évolution de la densité du PP solide en fonction de la température.

On observe que la densité du polymère varie très peu. On observe une variation de 2.3 % pour le HDPE et de 1.5 % pour le PP. La densité des polymères semble donc être peu influencée par la température lorsque le polymère est à l'état solide. Finalement, les courbes, étant presque superposées l'une sur l'autre, indiquent que les résultats sont fiables et que les essais sont hautement reproductibles. Une régression du second ordre effectuée sur les données obtenues permet d'obtenir une relation reliant la densité du polymère à la température. Ces deux relations s'expriment de la façon suivante:

$$\rho_{pp} = 0.8936 - 3.68 \cdot 10^{-5} \cdot T - 5.91 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 \text{ g/cm}^3 \quad (2)$$

$$\rho_{hdpe} = 0.9505 + 1.86 \cdot 10^{-4} \cdot T - 2.85 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 \text{ g/cm}^3 \quad (3)$$

3.3.4 Densité du polymère fondu

Afin de déterminer l'évolution de la densité du polymère fondu en fonction de la température et de la pression, le rhéomètre capillaire a été utilisé. Un bouchon a été placé sur le rhéomètre plutôt qu'un capillaire afin d'effectuer une mise en pression du polymère. La pression relative appliquée varie entre 0 et 70 MPa et est appliquée sur le piston. La gamme de température étudiée ainsi que la masse de polymère contenue dans le rhéomètre sont tabulées au tableau

3.5.

Tableau 3.5: Conditions expérimentales utilisées pour déterminer la densité du polymère fondu

Polymère	Masse (grammes)	Gamme de température (°C)
HDPE	11.4047	150 à 220 par incréments de 10
PP	11.3258	180 à 240 par incréments de 10
PVC	14.6261	170 à 190 par incréments de 10

Les résultats des expérimentations sont présentés aux figures 3.8, 3.9 et 3.10. Ces figures correspondent en quelque sorte à un diagramme PVT, mais uniquement valide pour le polymère fondu. Il est possible de décrire la densité du polymère fondu à l'aide d'un polynôme du second degré de la forme suivante:

$$\rho_f(P) = R_0 + R_1 * P + R_2 * P^2 \quad (4)$$

Les valeurs des paramètres R_0 , R_1 et R_2 sont tabulées à l'annexe IV.

La figure 3.11 illustre l'évolution de la densité du HDPE et du PP en fonction de la température. Cette figure correspond à une courbe PVT où la pression est de 0 MPa il est possible d'observer la chute de rapide de la densité près de la température de fusion des deux polymères.

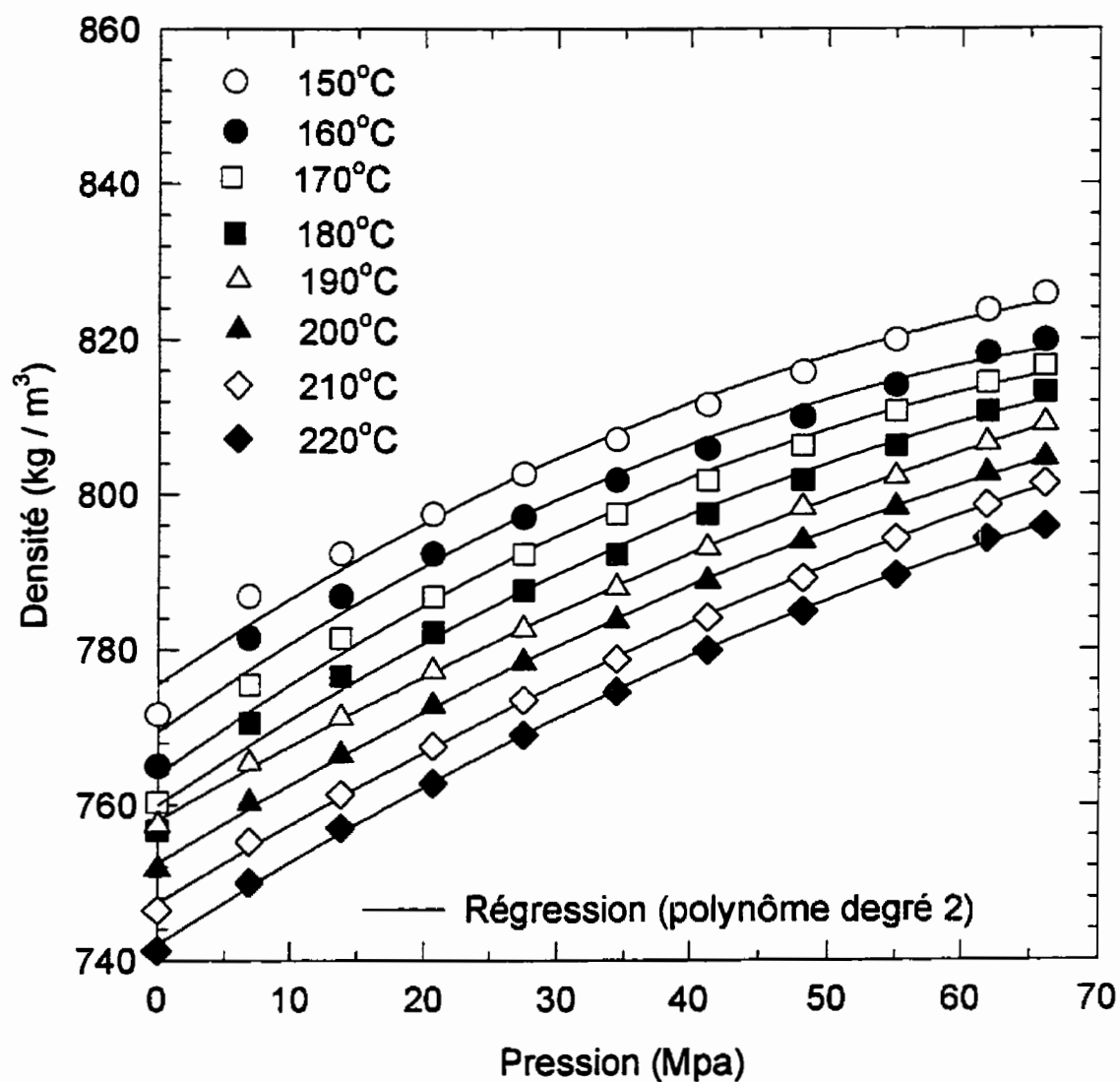


Figure 3.8: Évolution de la densité du HDPE en fonction de la pression et de la température.

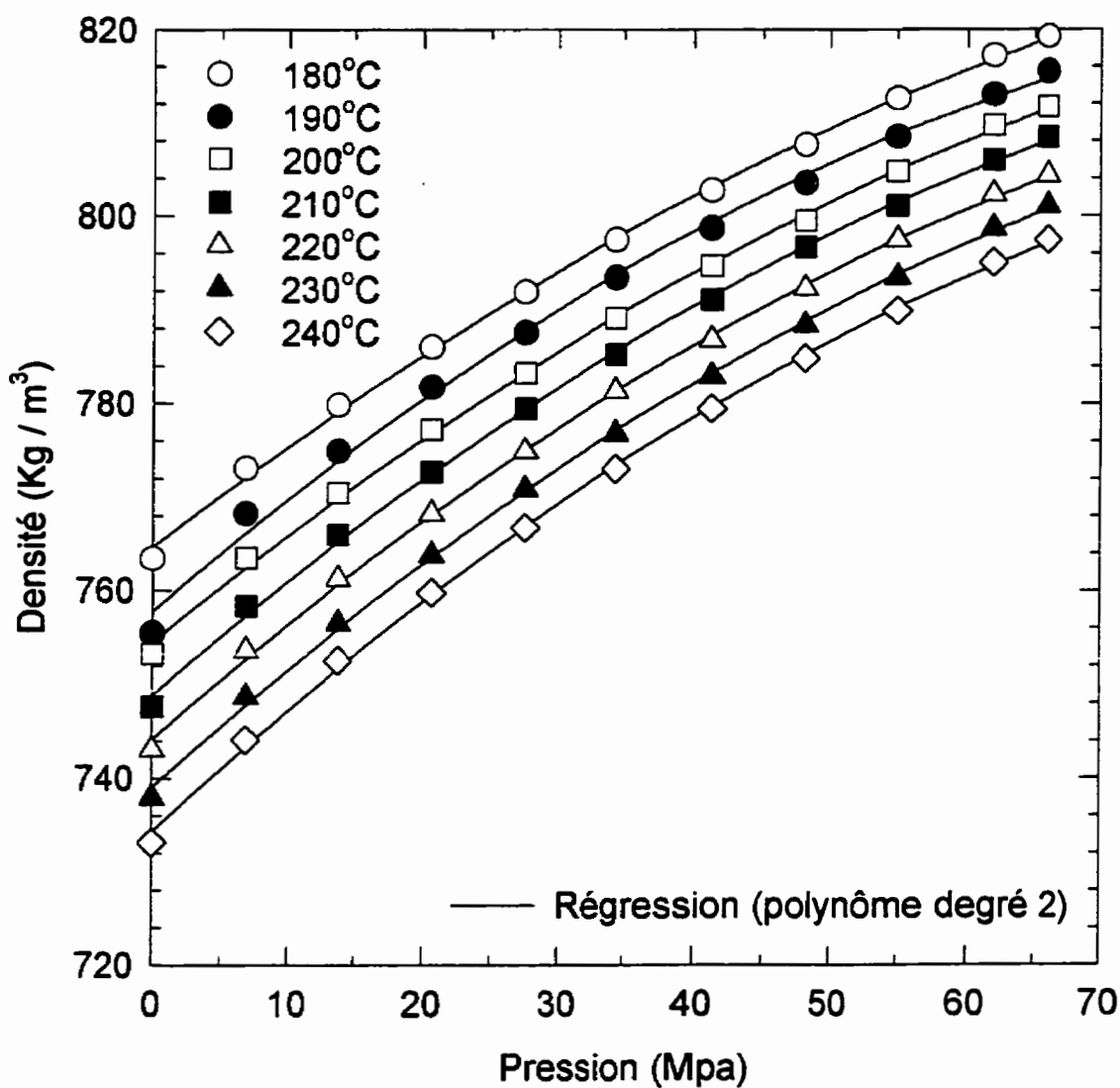


Figure 3.9: Évolution de la densité du PP en fonction de la pression et de la température.

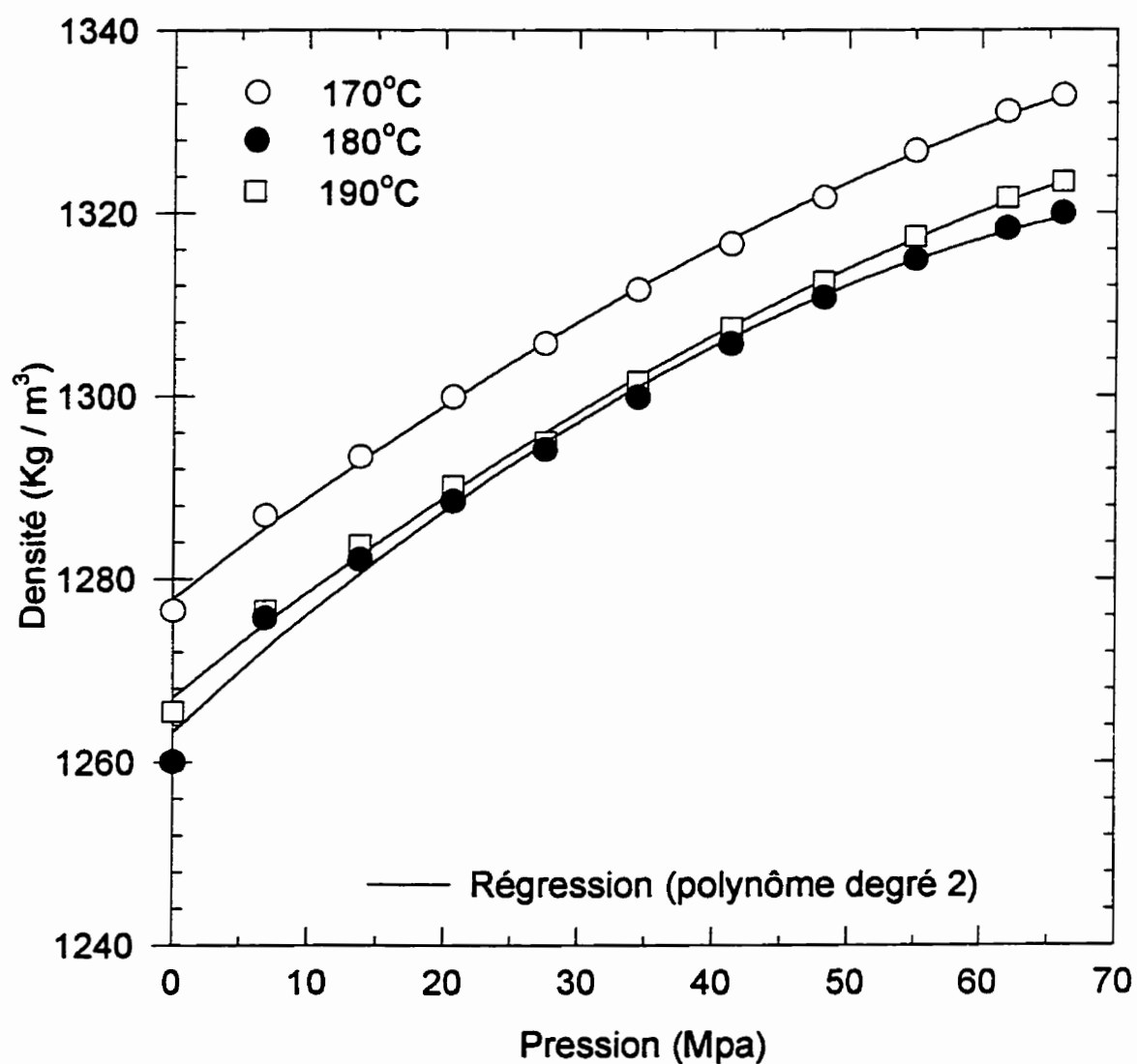


Figure 3.10: Évolution de la densité du PVC en fonction de la pression et de la température.

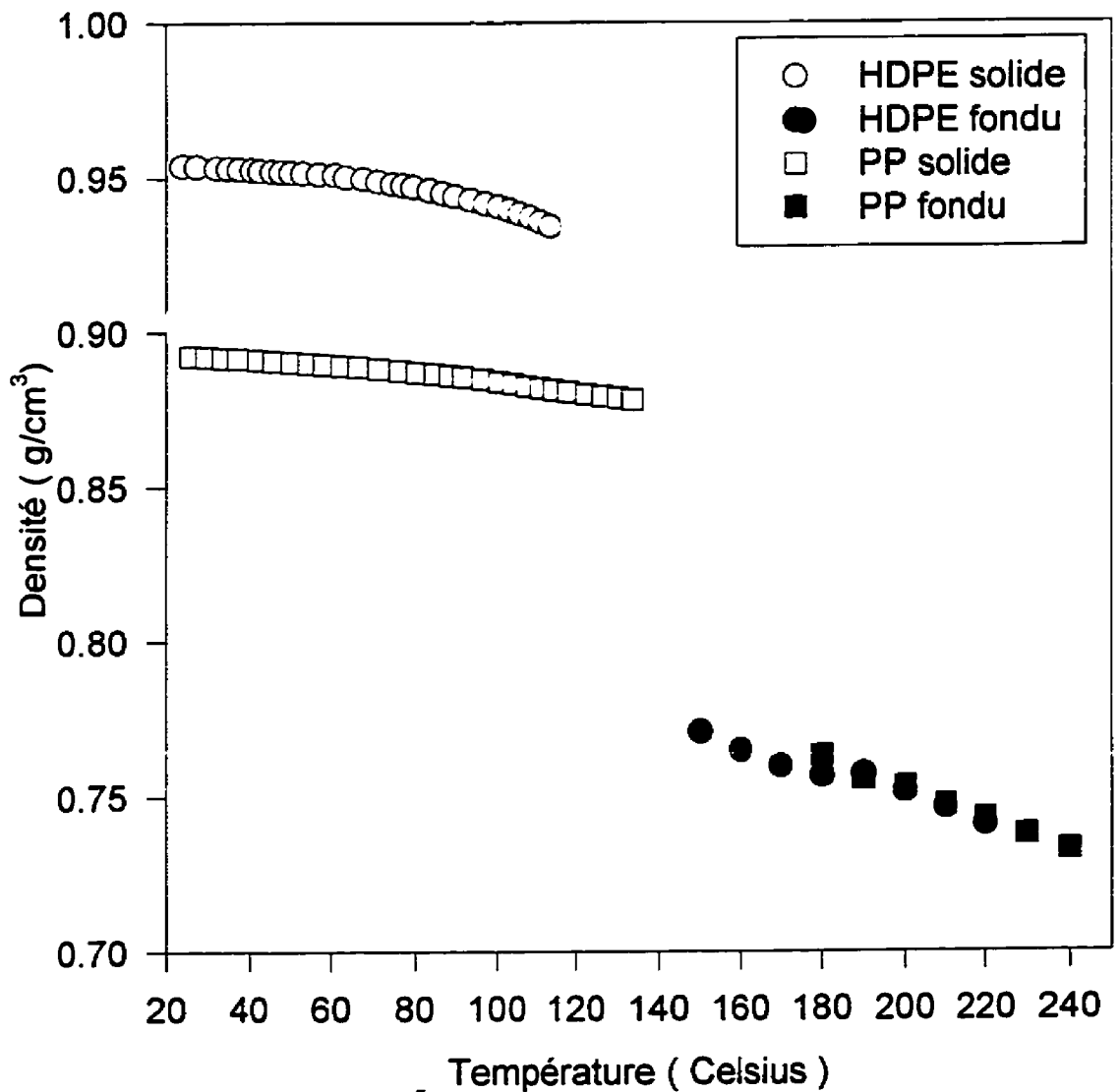


Figure 3.11: Évolution de la densité du HDPE et du PP en fonction de la température à une pression de 0 MPa.

3.4 Rhéologie

L'étude rhéologique est nécessaire afin de tenter de modéliser la zone de retard de la fusion et les zones subséquentes. Deux types de rhéomètres ont été utilisés afin d'obtenir les courbes de viscosité; le rhéomètre capillaire qui est utilisé pour étudier les cisaillements élevés et le rhéomètre à plaques parallèles utilisé pour les faibles cisaillements.

3.4.1 Rhéomètre capillaire

Trois capillaires de 0.05 pouce de diamètre ayant des rapports de longueur sur le diamètre respectifs de 5, 10 et 20 ont été nécessaires. Il n'a pas été possible d'évaluer la viscosité du PVC avec le rhéomètre capillaire à cause de la forte thermodépendance de ce dernier. Les mesures ont été réalisées en utilisant treize vitesses de piston et quatre températures différentes. Les températures choisies pour le HDPE étaient 170°C, 180°C, 190° et 200°C et 180°C, 190°C, 220°C et 240°C pour le PP. Les corrections de Bagley et de Rabinowitsch ont été appliquées.

3.4.2 Rhéomètre à plaques parallèles

Le rhéomètre à plaques parallèles a été utilisé pour quatre contraintes constantes ayant des valeurs de 500 Pa, 100 Pa, 20 Pa et 5 Pa pour le PEHD et le PP. Le temps nécessaire afin

d'obtenir un régime permanent était de 2000 sec pour les faibles contraintes et de 500 sec pour les fortes contraintes. Les températures d'expérimentations étudiées sont les mêmes que les températures utilisées pour le rhéomètre capillaire. Les échantillons qui avaient la forme de rondelles ont été fabriqués avec l'aide d'un emporte-pièce de 25 mm de diamètre avec des plaques d'une épaisseur de 2.5 mm conçues selon la méthode illustrée au tableau III.1 de l'annexe III. Les résultats obtenus sont illustrés aux figures 3.12 et 3.13.

Afin de déterminer la courbe de viscosité du PVC, l'extrudeuse monovis a été utilisée. Trois filières de 3.25 mm de diamètre possédant un ratio longueur sur diamètre respectivement de 4, 9 et 24 ont été nécessaires afin de réaliser les expérimentations. Un capteur de pression a été positionné à l'entrée de la filière. Pour ces trois filières des essais ont été réalisés à douze vitesses de rotation de la vis et pour trois températures. La vitesse de rotation de la vis variait de 5 à 25 tr/min par incrément de 2 tr/min. Les trois températures étudiées étaient 170 °C, 182 °C et 195 °C. La courbe ainsi obtenue est présentée à la figure 3.14. Il est à noter que comme pour le rhéomètre capillaire les corrections de Bagley et Rabinowitsch ont été appliquées.

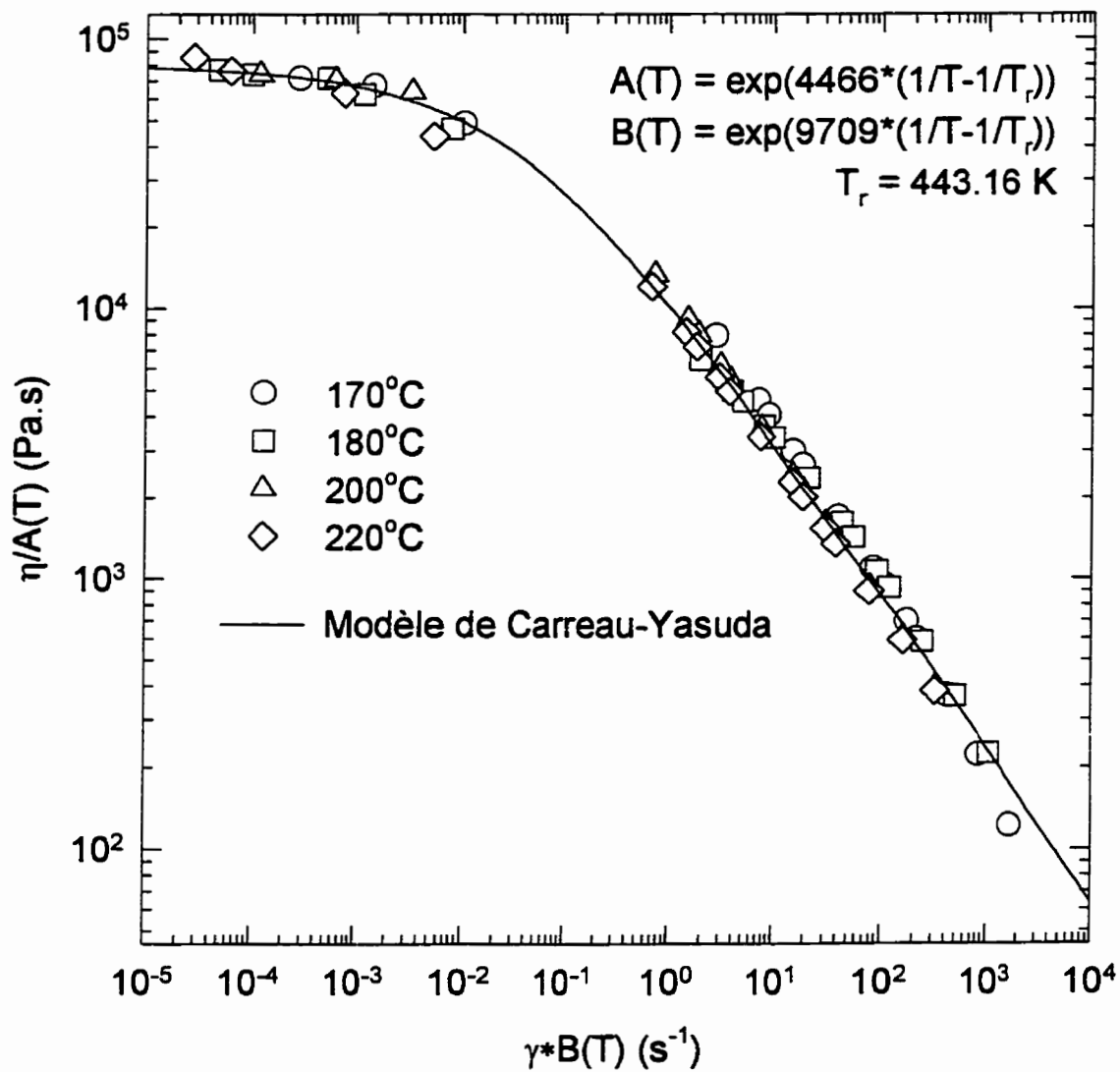


Figure 3.12: Courbe maîtresse de viscosité du HDPE

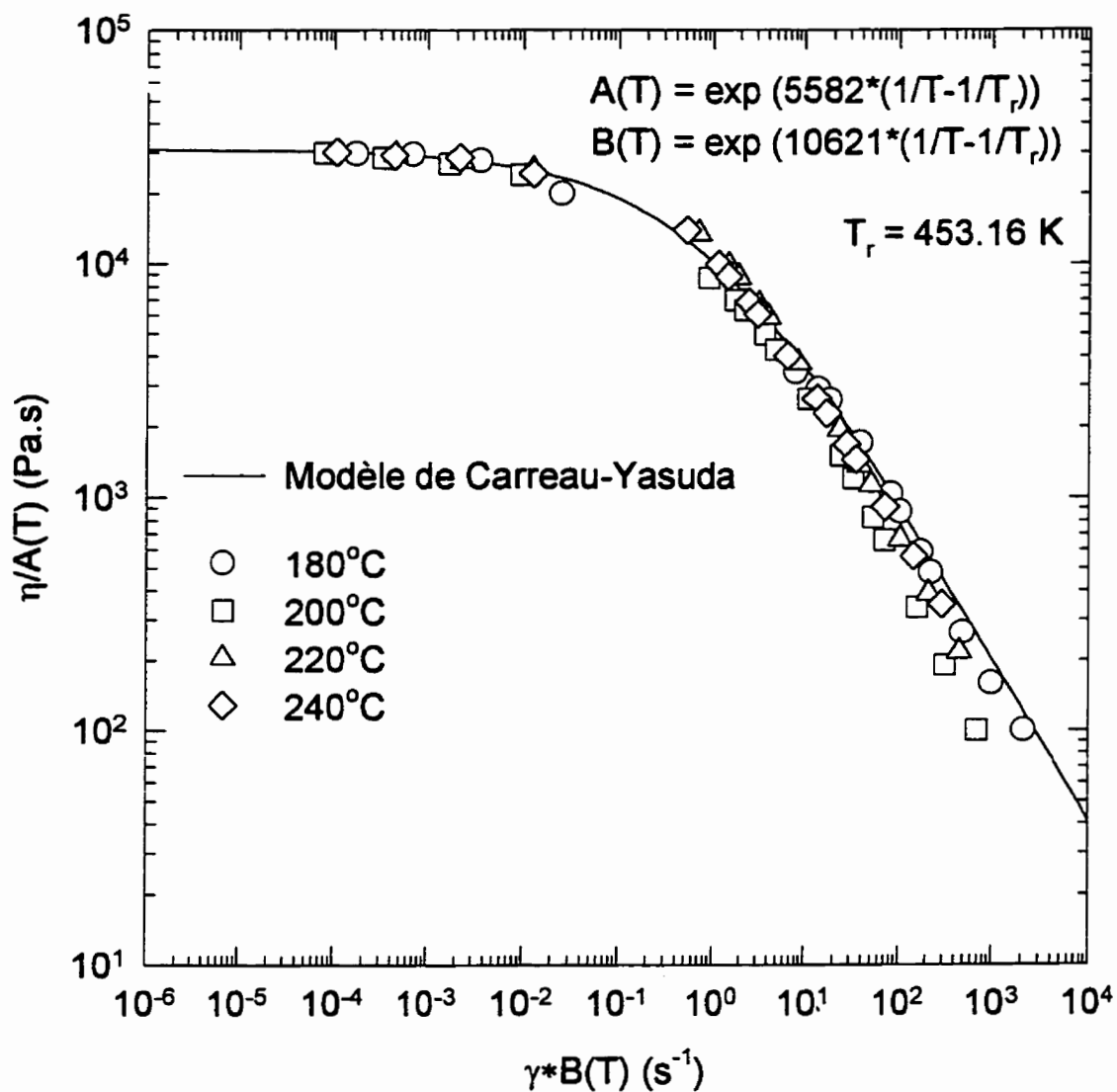


Figure 3.13: Courbe maîtresse de viscosité du PP

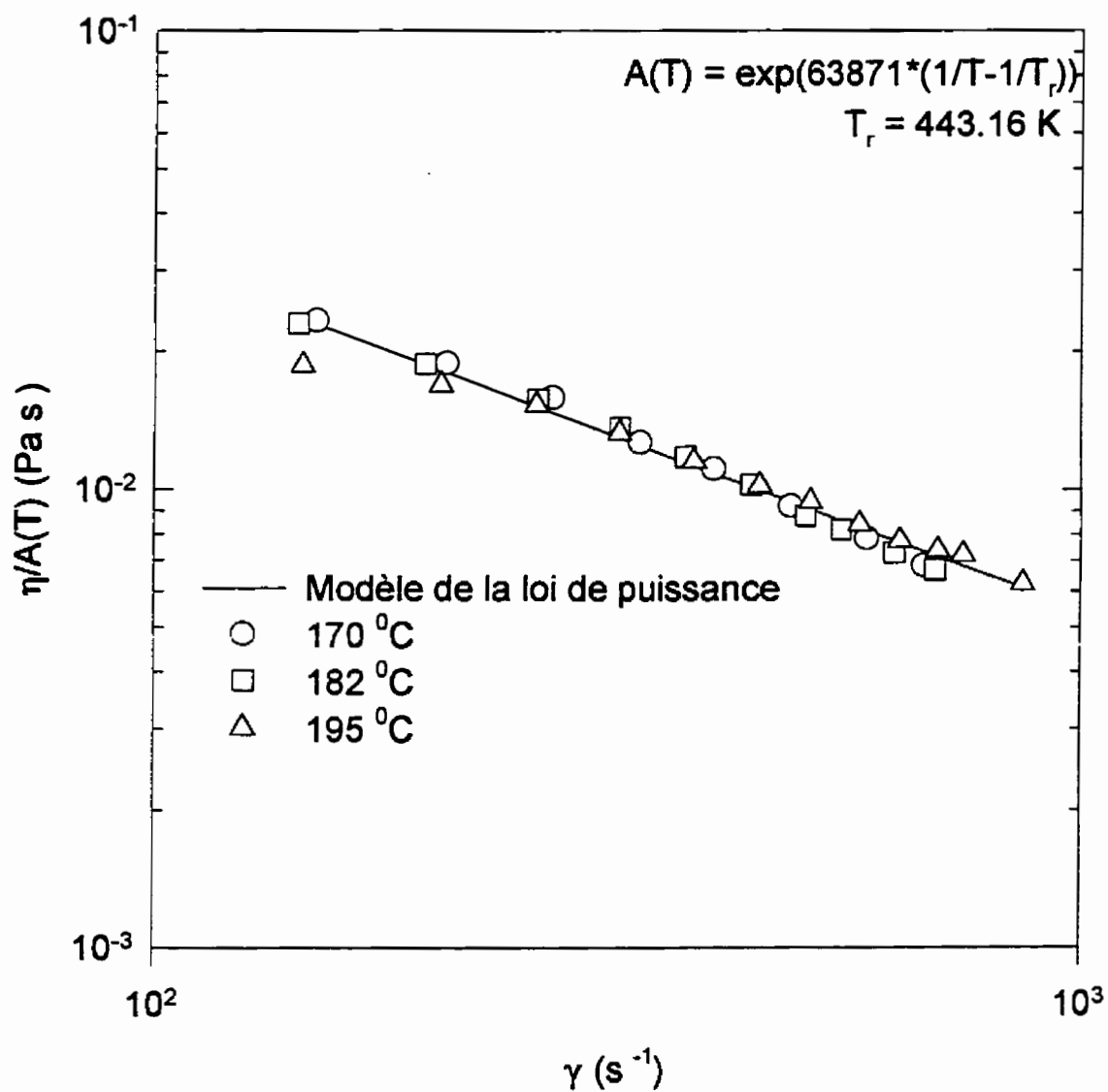


Figure 3.14: Courbe maîtresse de viscosité du PVC

Afin de pouvoir utiliser facilement les résultats rhéologiques obtenus, les courbes ont été lissées afin de tenter de reproduire le modèle de la loi de puissance et le modèle de Carreau-Yasuda. Le modèle de la loi de puissance en cisaillement pur s'exprime de la façon suivante:

$$\eta(\dot{\gamma}) = m_o * \dot{\gamma}^{n-1} \quad (5)$$

Le modèle de la loi de Carreau-Yasuda, en contrepartie, s'exprime de cette façon:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_o * \exp\left(\frac{E_1}{R} * \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r}\right)\right)}{\left(1 + \left(\lambda_o * \exp\left(\frac{E_2}{R} * \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r}\right)\right) * \dot{\gamma}\right)^p\right)^{(1-n)/p}} \quad (6)$$

Suite au lissage des courbes 3.12 à 3.14 présentées précédemment, les paramètres permettant de décrire ces deux modèles sont présentés aux tableaux 3.6 et 3.7.

Tableau 3.6 : Valeurs des paramètres de la loi de Carreau Yasuda.

Paramètre	HDPE	PP
η_o (Pa*s)	79361	30936
$E1/R$ (K)	4466	5582
$E2/R$ (K)	9709	10621
λ_o (s)	25	1.0783
n	0.427	0.2894
p	0.4949	0.4541
T_r (K)	443.16	453.16

Tableau 3.7 : Valeurs des paramètres de la loi de puissance.

Paramètre	HDPE	PP	PVC
m_0 (Pa s ⁿ)	14270	22360	63871
n	0.427	0.2894	0.2457
E/R (K)	882	1606	2386
T _r (K)	443.16	453.16	443.16

3.5 Module d'Young

Le module d'Young est nécessaire si on désire réaliser une approche particulière de la zone de transport des solides. En effet les modèles étudiant la déformation de particules soumises à des contraintes nécessitent tous la valeur du module d'Young. Dans certains de ces modèles le coefficient de poisson est aussi nécessaire. De plus, la compaction du lit des solides est reliée au module d'Young des polymères étudiés.

3.5.1 Méthode expérimentale

L'essai de traction, qui est le test mécanique le plus fréquemment utilisé, est nécessaire afin de déterminer le module d'Young. L'essai consiste tout simplement à soumettre une éprouvette du matériau à étudier à une traction et à mesurer l'allongement résultant. La machine de traction est normalement constituée d'un bâti rigide comprenant une traverse fixe

sur laquelle une des parties de l'éprouvette est fixée et une traverse mobile à laquelle la seconde partie de l'éprouvette est fixée. La charge imposée est mesurée par un dynamomètre et la déformation par un extensiomètre.

Afin de réaliser des essais de traction conforme à la norme ASTM D638M-93 (1996), l'éprouvette à tester peut être faite de trois méthodes différentes. Elle peut être moulée par injection, usinée ou bien taillée à l'emporte-pièce. Les éprouvettes qui ont été utilisées dans ces essais ont été réalisées avec un emporte-pièce dans des plaques ayant été fabriquées selon la méthode décrite au tableau III.1 de l'annexe III. L'éprouvette a une forme d'os de chien afin de créer une zone de concentration des contraintes. Un second extensiomètre placé perpendiculairement au premier a permis de déterminer la déformation dans un axe autre que l'axe de traction. Ces données de déformations permettent d'obtenir les valeurs du coefficient de Poisson qui nous indique d'une façon plus précise le comportement du matériau soumis à une contrainte. L'appareil utilisé était une machine à traction de JJ Instruments.

Une étude de l'évolution du module d'Young et du coefficient de Poisson en fonction de la température a aussi été réalisée. Les températures qui ont été utilisées sont 20 et 50 °C pour le PP et le PVC et de 20, 50 et 70 °C pour le HDPE. Des températures supérieures à 70 °C ne peuvent être étudiées sans endommager les extensiomètres. Un four était installé sur la machine à traction et les échantillons étaient réchauffés aux températures étudiées pendant plusieurs minutes avant le début des expérimentations.

3.5.2 Résultats

Le module d'Young a été déterminé par la valeur de la tangente à une déformation de 1 % de l'échantillon. Des courbes représentant l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation pour les trois polymères testés sont présentées aux figures 3.15 et 3.16. La valeur du module d'Young en fonction de la température est présentée au tableau 3.8. Les résultats indiquent une forte diminution de la valeur du module d'Young lorsque la température augmente pour les deux polymères semi-cristallins. Le module d'Young du PVC ne semble pas être influencé par une différence de 30 °C. Ceci s'explique probablement par le fait que ce polymère est presque amorphe et que les températures étudiées sont inférieures à la température de transition vitreuse. Il est aussi intéressant d'observer que l'erreur augmente en fonction de la température; ceci s'explique facilement par le fait que les extensiomètres à une température de 70 °C sont à la limite de leur capacité d'utilisation. Les valeurs obtenues sont comparables aux valeurs obtenues précédemment par d'autres sources.

Tableau 3.8. Evolution du Module d'Young en fonction de la température.

Polymère	E à 20 °C	E _{1%} 20°C	E _{1%} 50°C	E _{1%} 70°C
	MPa (Lafleur 1996)	MPa	MPa	MPa
HDPE	700-1400	961 ± 12%	564 ± 27%	52.2 ± 34%
PP	1100-1300	1060 ± 3%	368 ± 11%	-----
PVC	-----	1950 ± 12%	2100 ± 8%	-----

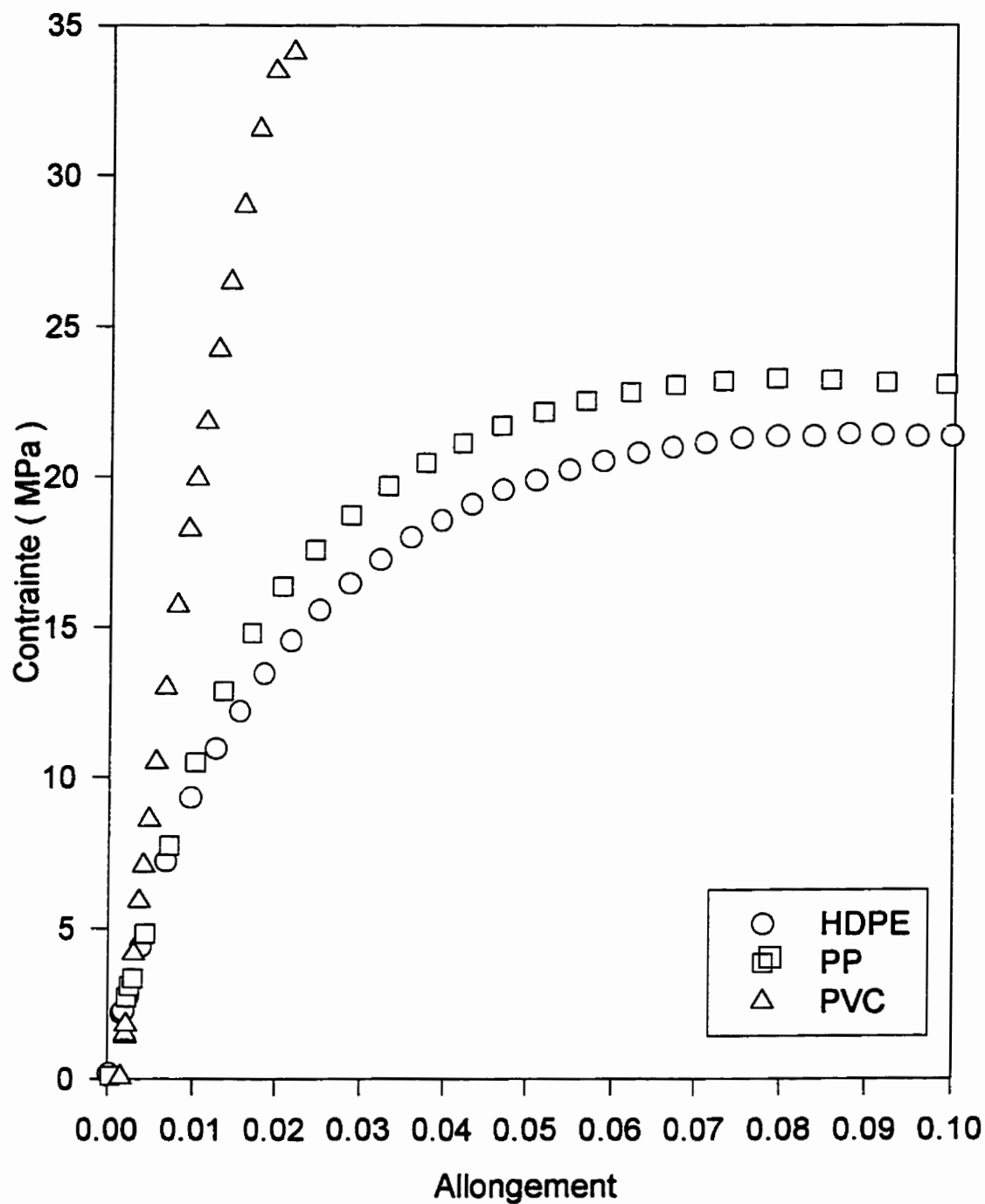


Figure 3.15: Évolution de la contrainte en fonction de l'allongement à une température de 20 °C.

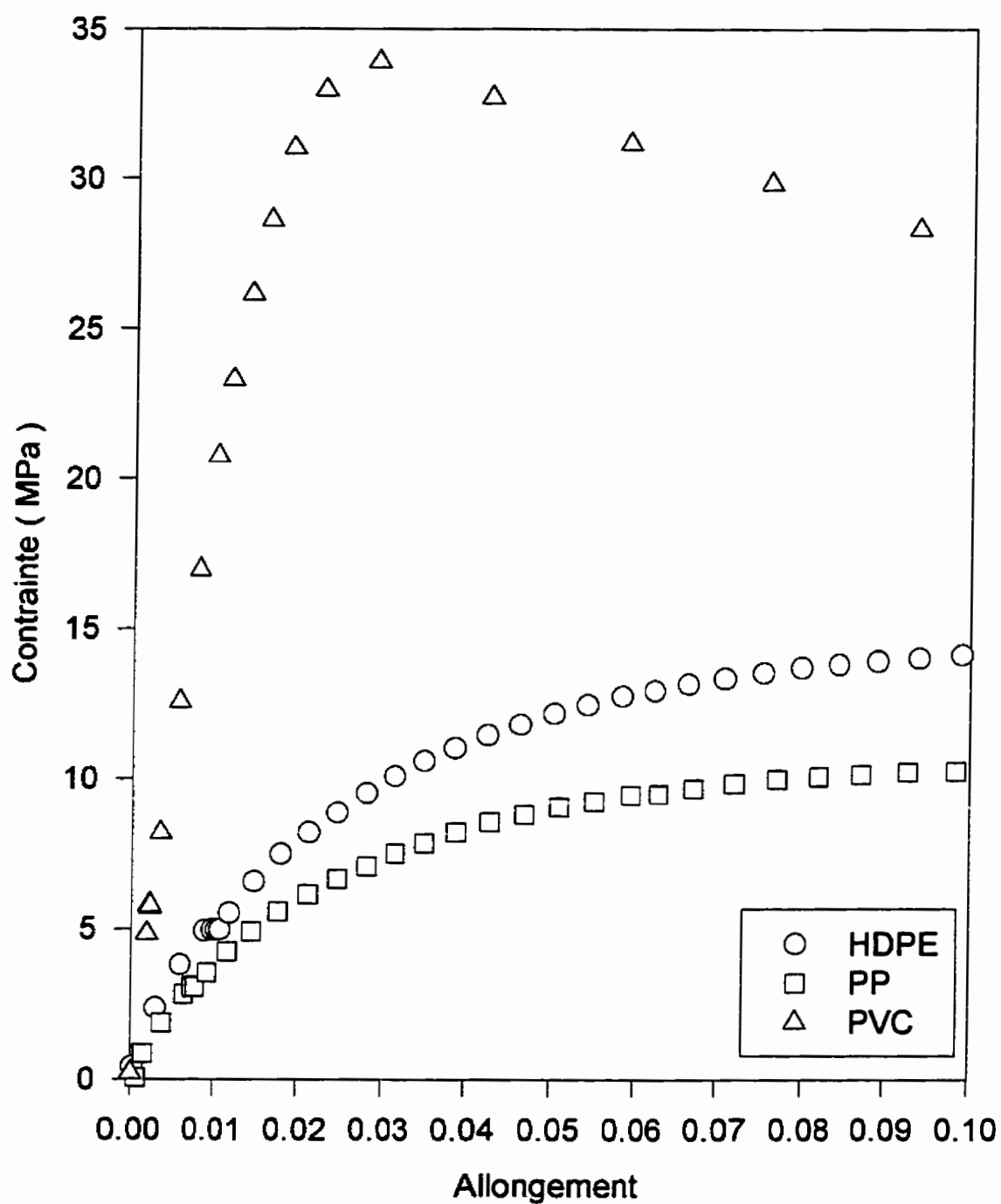


Figure 3.16: Évolution de la contrainte en fonction de l'allongement à une température de 50° C.

Le coefficient de Poisson peut être évalué grâce à la relation suivante:

$$\nu = -\frac{\epsilon_y}{\epsilon_z} \quad (7)$$

La figure 3.17 représente l'évolution du coefficient de Poisson en fonction de la déformation. Pour les trois polymères à toutes les températures étudiées, la valeur du coefficient de Poisson était d'environ 0.24. Dans quelques cas, comme pour le HDPE à 20 °C des variations de la valeur du coefficient de Poisson ont été observées au cours du même essai, mais malgré tout une valeur stable située aux environs de 0.24 était obtenue pour l'ensemble des courbes.

3.6 Essais de compaction

3.6.1 Introduction

La courbe de compaction est un outil nécessaire afin de pouvoir observer le phénomène de compaction et d'évaluer la densité en vrac (bulk density) des particules de polymère soumises à une contrainte. Dans l'extrudeuse, la densité du polymère augmentera lorsque la pression augmentera, les particules passeront d'un arrangement contenant une quantité non-négligeable de vide à un arrangement compact. De plus, la température augmentera; ceci aura un effet sur le module d'Young qui subira une diminution marquée. Cette diminution rendra plus facile encore la compaction des particules.

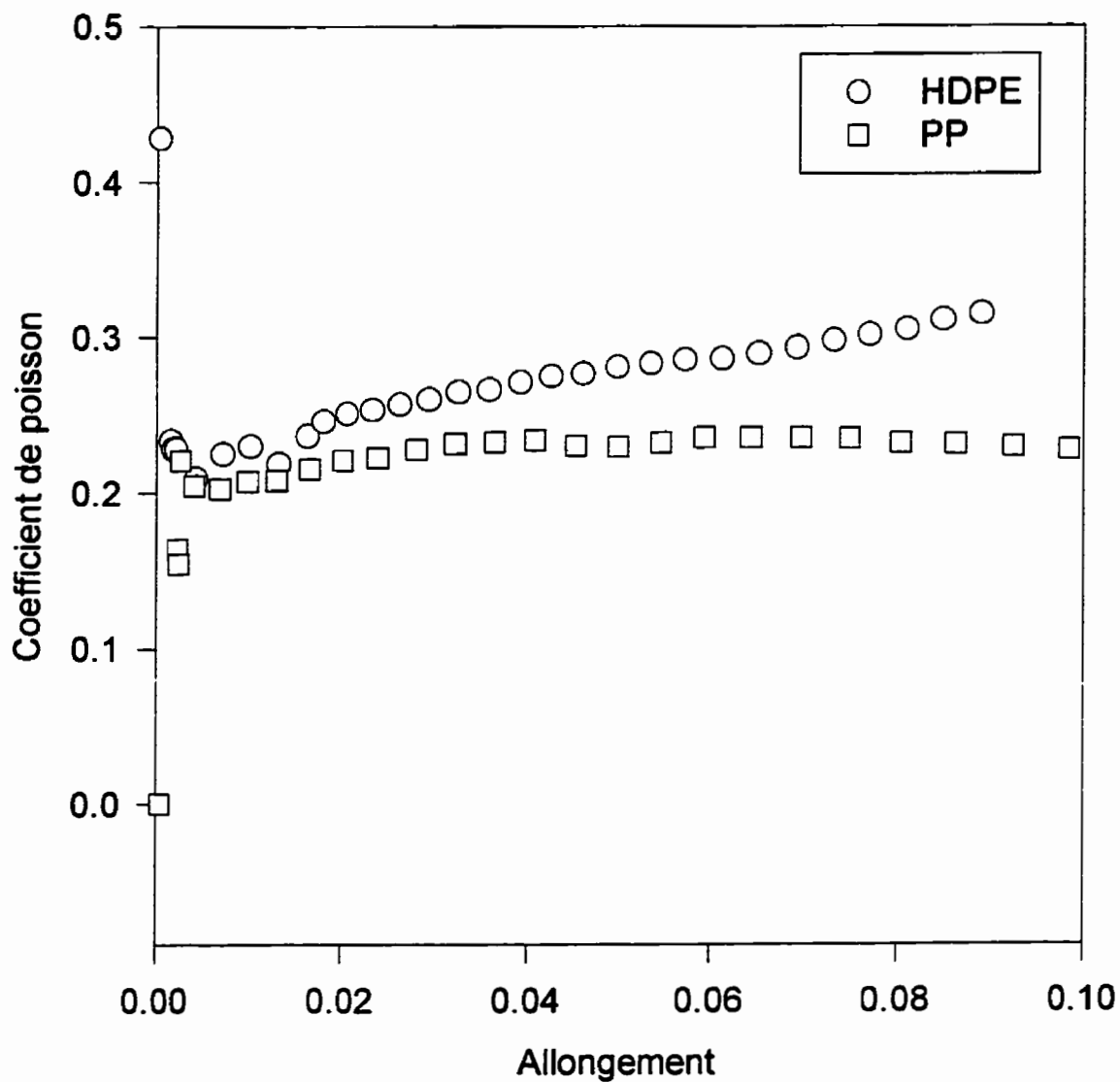


Figure 3.17 : Évolution du coefficient de poisson en fonction de l'allongement à 20 °C

Afin d'obtenir des valeurs expérimentales quantitatives et qualitatives, une chambre de compression munie d'une fenêtre de visualisation a été conçue. Cette fenêtre permet l'observation de la compaction des particules de polymère. La chambre de compression est placée dans un four qui est montée sur une machine de traction permettant de contrôler la force appliquée et le déplacement. La machine à traction hydraulique permet de développer une force de compression ou de traction de 100 kN. Elle est programmable et un contrôle extrêmement précis de la force et du déplacement peut être obtenu. La figure 3.18 montre la boîte de compression dans le four. La partie métallique de la chambre de compression est faite d'acier roulé à froid alors que la fenêtre d'observation est faite de verre de borosilicate. La fenêtre est encastrée entre les parois d'acier, et afin d'éviter un contact direct entre le métal et le verre, des joints de caoutchoucs sont insérés entre le verre et les parties métalliques du montage.

Lorsque la pression est appliquée sur le piston, le système d'acquisition de données enregistre la position du piston et la force appliquée. Peu à peu le piston entrera en contact avec les particules de polymère et les écrasera. En connaissant la masse de polymère ayant été insérée dans la chambre de compression, il sera possible de déterminer l'évolution de la densité en fonction de la pression. De plus, grâce au four plusieurs températures pourront être étudiées. L'observation qualitative peut se faire de plusieurs façons: avec l'oeil, avec une caméra vidéo ou avec une caméra photographique.

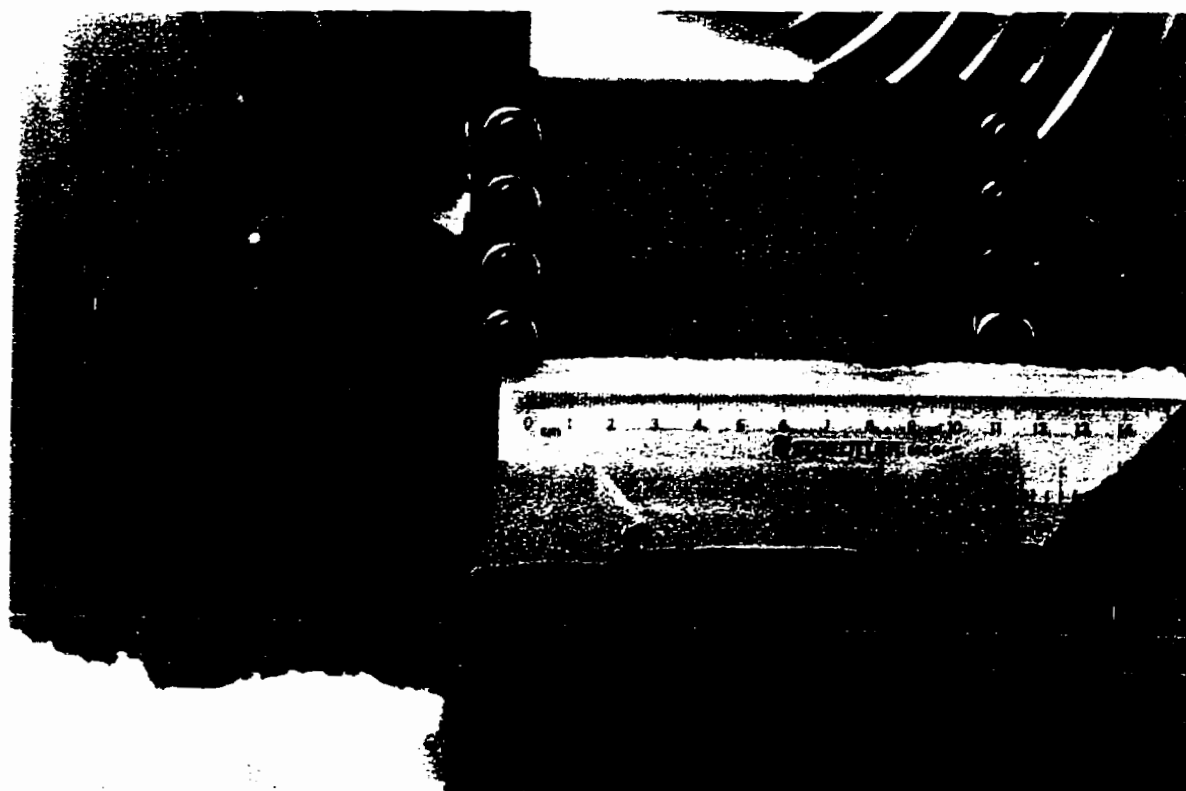


Figure 3.18: Boîte de compression.

3.6.2 Méthode expérimentale

La gamme de pression qui a été choisie afin de réaliser les essais de compaction se situe entre 0 et 10 MPa. Ces valeurs correspondent aux pressions pouvant être rencontrées dans une extrudeuse. Les gammes de températures choisies sont présentées au tableau 3.9.

Tableau 3.9: Températures étudiées dans les essais de compaction.

Polymère	Températures (°C)
HDPE	85, 95, 105, 115
PP	115, 125, 135, 145
PVC	105, 115, 125, 135

Ces températures ont été choisies afin de pouvoir obtenir une compression appréciable des particules de polymères. Un essai de compaction réalisé à la température ambiante au Centre de mise en forme de matériaux de Sophia-Antipolis a démontré qu'une pression de 20 MPa était insuffisante pour déformer le polymère. Il fallait donc choisir des températures pour lesquelles les particules seraient déformées relativement facilement tout en ne dépassant pas la température de fusion. Il faut noter que les trois polymères ont été compressés à une température de 115 °C afin de pouvoir faire une comparaison de la forme de la courbe de densification. De plus, les essais réalisés à 115°C ont été effectués à trois reprises afin d'obtenir une étude sur la reproductibilité des résultats.

Avant de débiter les expérimentations, il est nécessaire de déterminer le comportement du montage face aux contraintes appliquées. En effet, la boîte de compression, même si elle est faite d'acier, subira une déformation lorsque la force sera appliquée. Or cette déformation ne doit pas être prise en considération lors de la détermination de la déformation du lit de particules. Deux essais visant à déterminer la valeur de la déformation du montage en fonction de la pression ont donc été effectués, un avant le début des expérimentations et le second après que huit expérimentations ait été réalisées. La courbe de la déformation du montage vide en fonction de la pression est présentée à la figure 3.19. La configuration 1 correspond aux essais réalisés avec des maintiens de 30 secondes, alors que la configuration 2 correspond aux essais réalisés sans maintien. On remarque que les deux courbes possèdent la même allure générale. L'écart maximal entre les deux courbes est de 0.05 mm. Comme le déplacement se situait entre une valeur minimale de 20 mm et une valeur maximale possible de 45 mm, l'erreur pouvant être causée par la différence entre les deux courbes de déformation est comprise entre 0.11 % et 0.25 %, ce qui est très faible.

Les particules de polymère étaient chauffées dans un four d'appoint à la température désirée pendant plusieurs heures. La température était vérifiée avec un thermomètre enfoncé dans le béccher contenant les particules afin de mesurer la température du polymère et non de l'air environnant. Il est important de noter que les particules de PVC subissaient une décoloration pouvant indiquer une légère dégradation thermique.

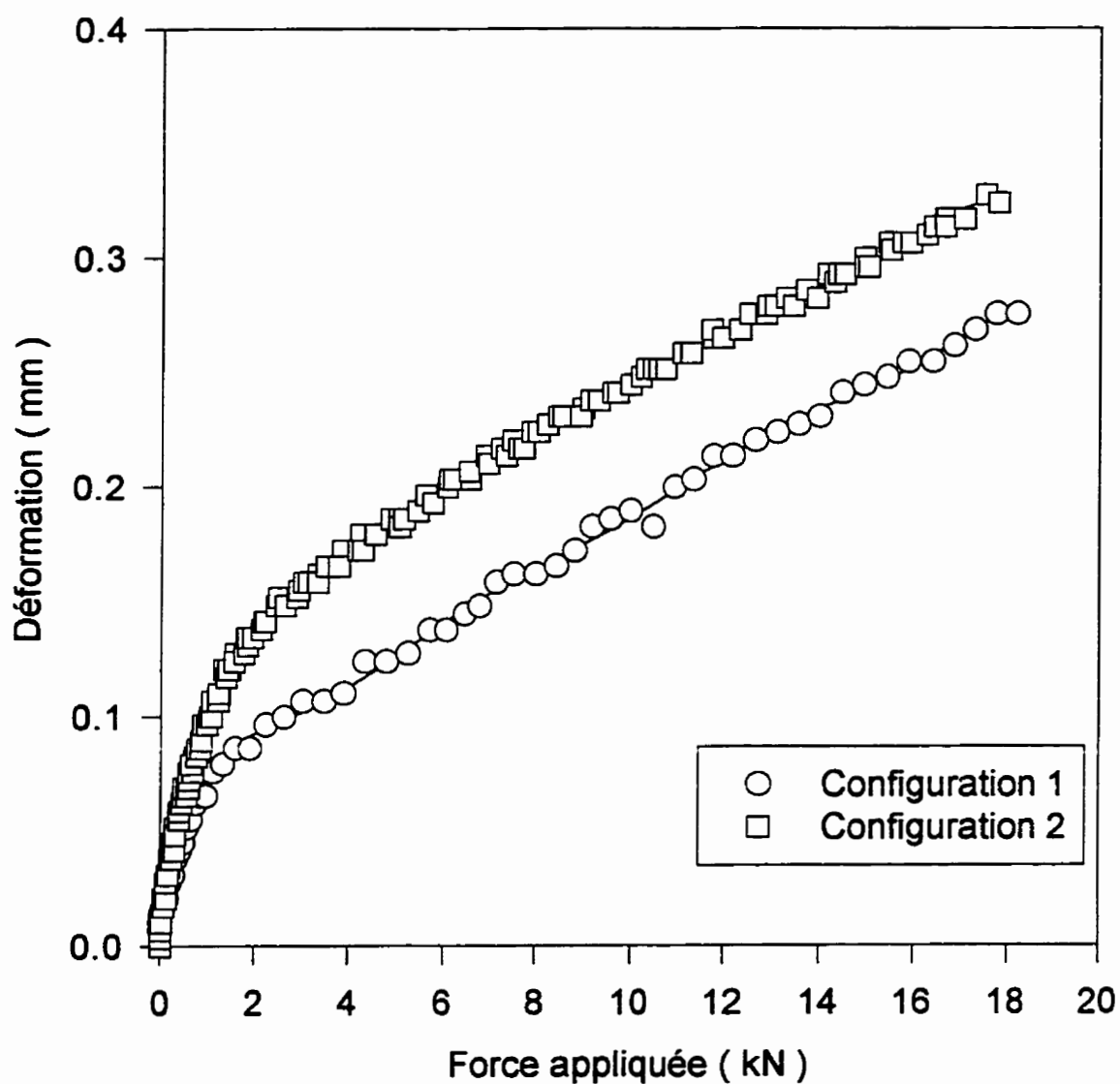


Figure 3.19: Évolution de la déformation du montage en fonction de la force appliquée

Avant et pendant chaque séance d'expérimentation, le protocole expérimental suivant était suivi:

- 1- Installation du four sur la machine à traction.
- 2- Positionnement de la boîte de compression et du piston sur la machine à traction de façon à assurer une pénétration sans contact avec les parois internes de la boîte de compression.
- 3- Positionnement du piston et prise en note de cette valeur.
- 4- Détermination de la masse de polymère dans les béchers.
- 5- Remplissage de la boîte de compression avec des particules de polymère, quelques particules ayant préalablement été peinturées de la couleur rouge sont aussi insérées contre la fenêtre de visualisation afin de créer un contraste.
- 6- Détermination de la masse restant dans les béchers.
- 7- Démarrage du cycle de compression.

Le cycle de compression débutait par une approche rapide du piston à une vitesse de 1 mm/s jusqu'à ce que le lit de polymère soit atteint. Par la suite, la vitesse était réduite à 0.02 mm/s jusqu'à ce que la force maximale de 18 kN soit atteinte. Initialement, la force était appliquée progressivement jusqu'à des valeurs déterminées (3.6 kN, 7.2 kN, 10.8 kN, 14.4 kN et 18 kN). Lorsque ces valeurs étaient atteintes, la force était maintenue pour une période de 30 secondes. Ces paliers de 30 secondes ont été éliminés après huit expérimentations car ils se sont avérés inutiles. La vitesse de descente du piston était lente afin de contrecarrer un possible effet Diesel causé par une mauvaise évacuation de l'air.

3.6.3 Résultats

La masse de polymère étant connue, le volume étant connu, il devient alors très facile de déterminer la densité en vrac du polymère contenue dans la boîte de compression. La relation permettant de déterminer la densité en vrac est:

$$\rho_{\text{vrac}} = \frac{\text{Masse de polymère}}{\text{Section du piston} * \text{Hauteur du lit}} \quad (8)$$

Malheureusement, comme il est possible de l'observer à la figure 3.20, une partie des particules de polymère se glissaient entre le piston et la fenêtre créant ainsi une diminution de la masse réelle de polymère contenue dans la chambre d'échantillonnage. De plus, plus la température d'expérimentation était élevée, plus cette quantité de polymère augmentait. Ceci s'explique par le fait que le module d'Young du polymère diminue lorsque la température augmente, donnant naissance à un matériau plus facilement déformable. Afin de tenir compte de cette perte de masse, un facteur de correction s'exprimant de la façon suivante doit être introduit .

$$\text{Masse}_{\text{Réelle}} = \text{Masse}_{\text{Initiale}} - \text{Surface du piston} * \delta h * \rho_{\text{polymère}} \quad (9)$$

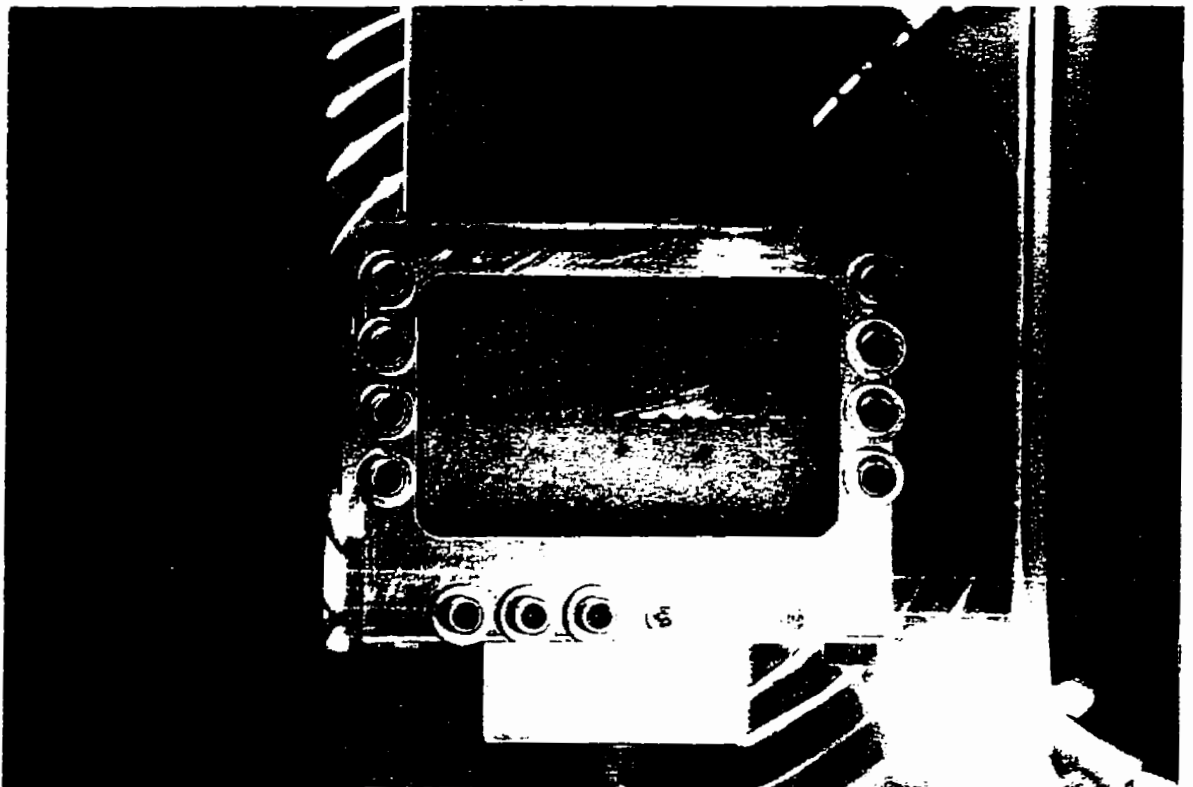


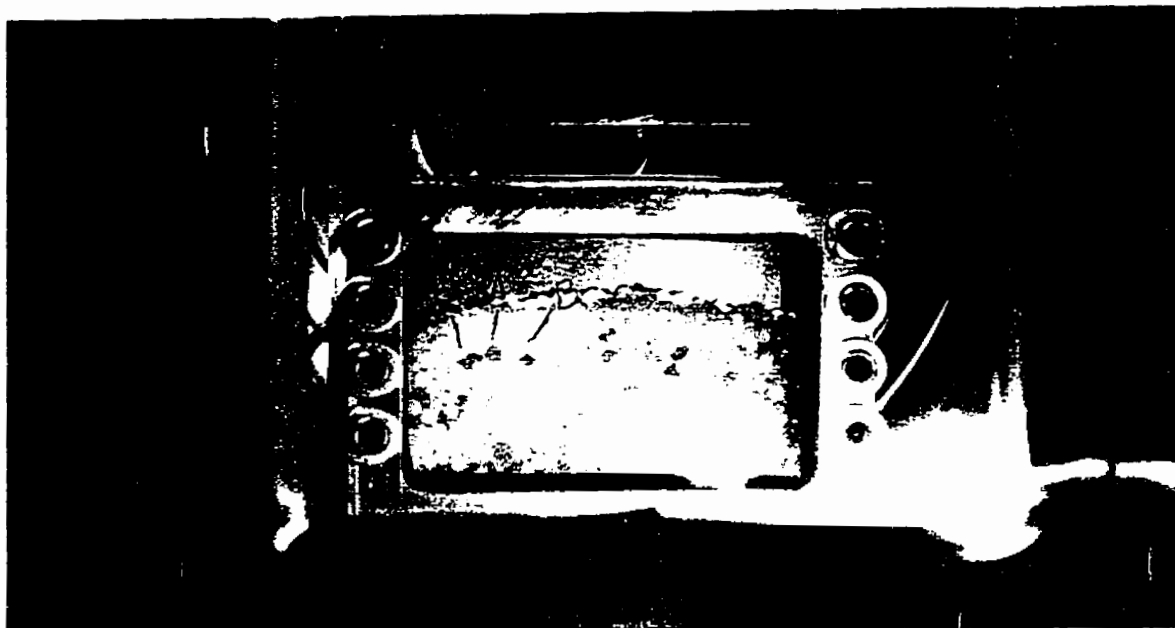
Figure 3.20: Fuite des particules.

Dans cette relation, δh est la hauteur de polymère fuyant le long du piston, et $\rho_{\text{polymère}}$ est la densité qui a été déterminée grâce au TMA. La valeur de δh était en moyenne de 0.7 cm pour le HDPE, de 1.3 cm pour le PP et de 1.4 cm pour le PVC. Une fois la correction sur la masse réalisée, il faut corriger la valeur du déplacement pour tenir compte de la déformation du montage. Il fallait donc soustraire la déformation du montage de la déformation subie par le lit de polymère. Grâce à ces corrections, les courbes de la densité en fonction de la pression appliquée peuvent être obtenues.

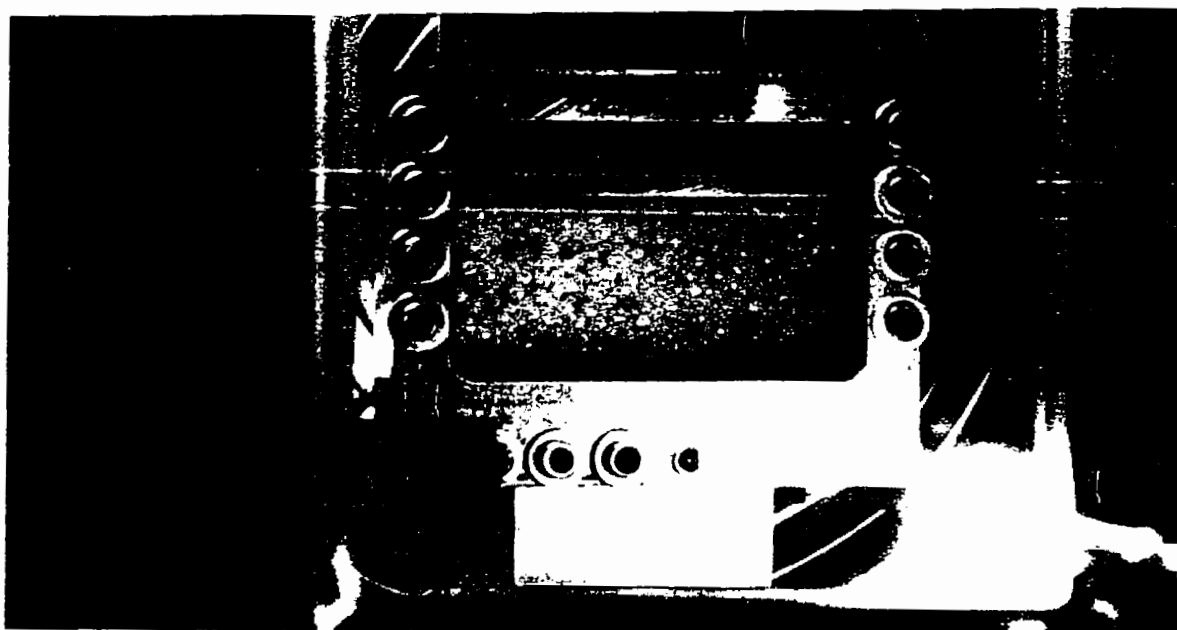
3.6.3.1 Résultats qualitatifs

Des photographies des essais de compaction sont présentées aux figures 3.21 et 3.22 représentant respectivement la compaction de particules de HDPE et de PP. L'observation de ces photographies permet de constater que les particules de polymère ne se déplacent pas beaucoup les unes par rapport aux autres (figure 3.21). Le déplacement est surtout causé par la disparition d'espaces vides dans les premiers instants de la compaction. Un tel mouvement peut être observé à la figure 3.21 c et d où la particule A, qui initialement est située au-dessus des particules B et C, se retrouve à la fin de l'essai au centre de ces deux particules. Il semble que la densification du lit de particules de polymère soit causée en grande partie par l'évacuation de l'air occupant les interstices situés entre les particules. Cette conclusion découle du fait que la forme et le volume des particules avant et après la compaction sont très similaires. La seule différence observable se trouve au niveau de la

forme des particules, qui passent d'une configuration relativement cylindrique à une configuration comportant de nombreuses surfaces planes correspondant aux points de contacts interparticulaires. Lorsque la structure compacte du lit est formée (figure 3.21 e et 3.22 c), les particules sont imbriquées les unes avec les autres et il est alors possible de parler de lit compact et d'une phase solide continue. A ce point, la totalité de la surface spécifique des particules est en contact soit avec d'autres particules, soit avec de l'acier ou soit avec la fenêtre. Par contre, aussitôt que la pression cesse d'être appliquée et que l'on retire le piston, les particules reprennent leur volume original (figure 3.21 a et 3.21 e) et seule la forme des particules aux contacts interparticulaires est modifiée. La fuite de particules entre le piston et la fenêtre ayant été mentionnée plus haut peut être observé à la figure 3.22 c.

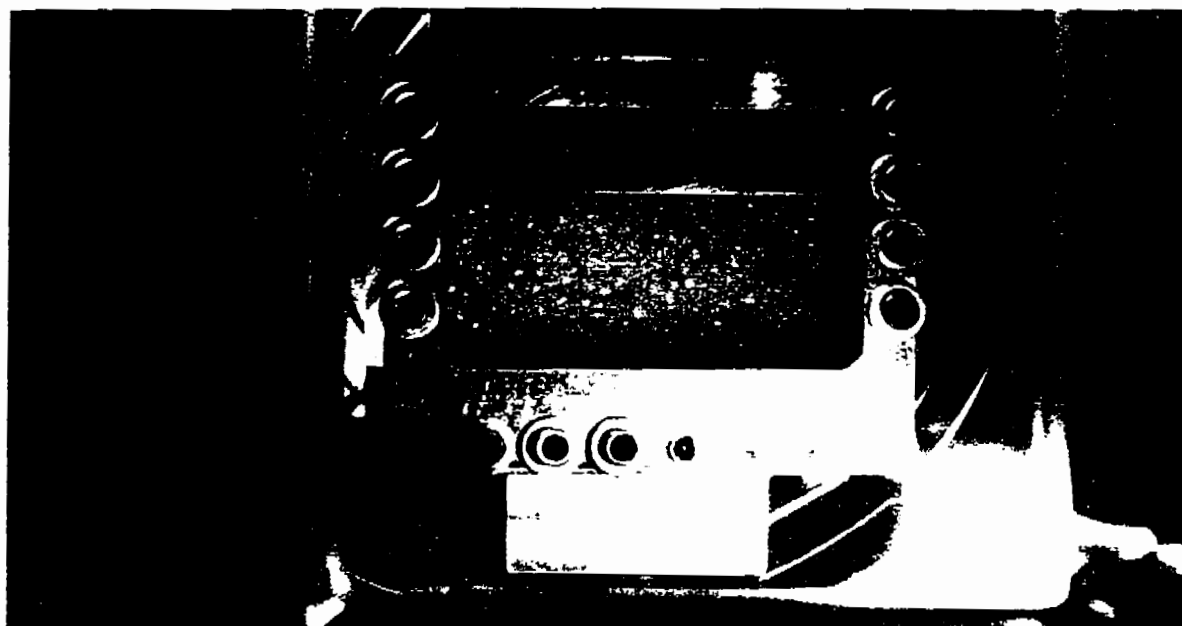


a

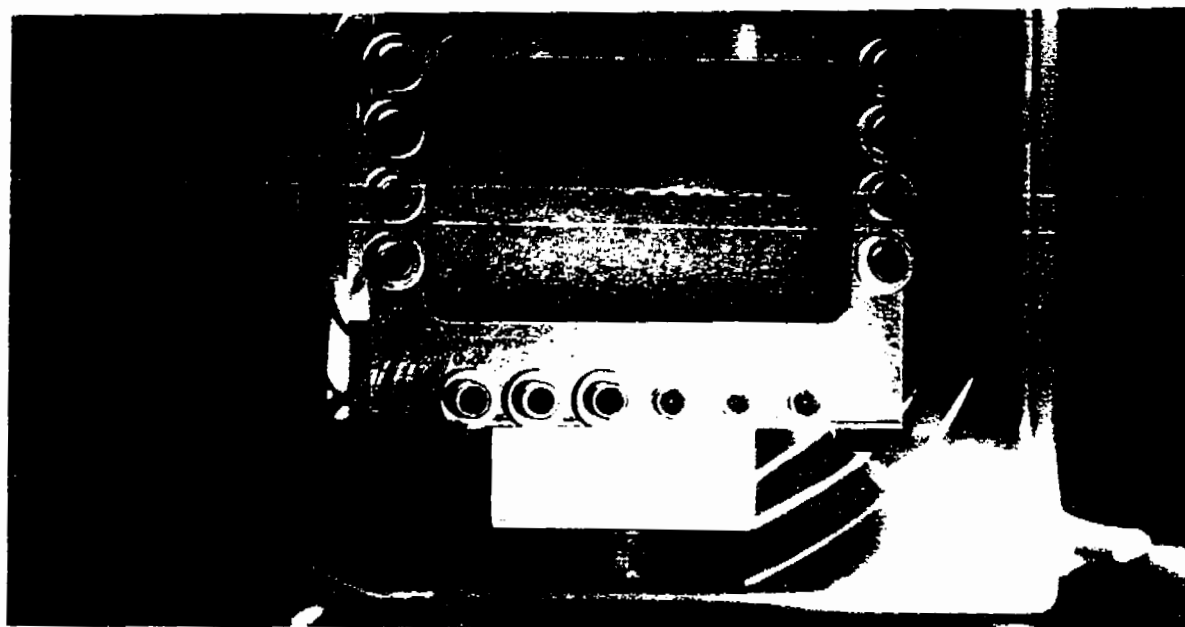


b

Figure 3.21: Essai de compaction du HDPE.

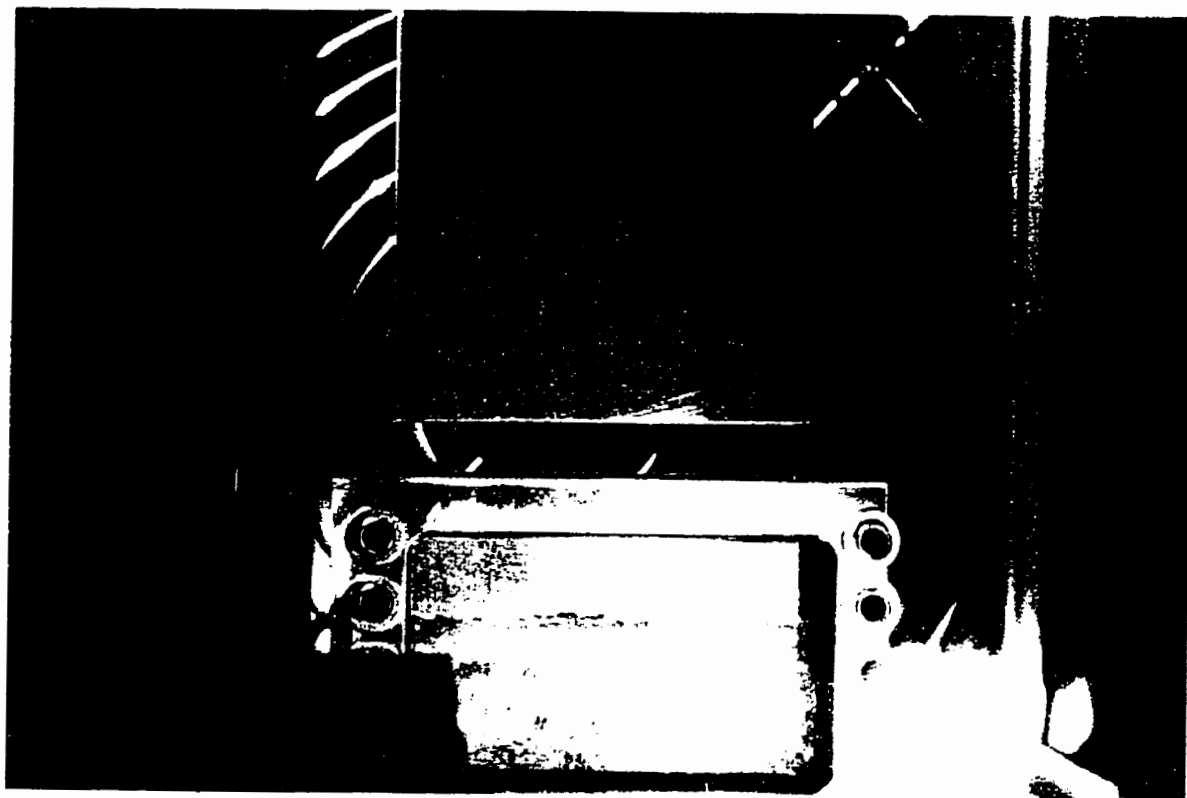


c



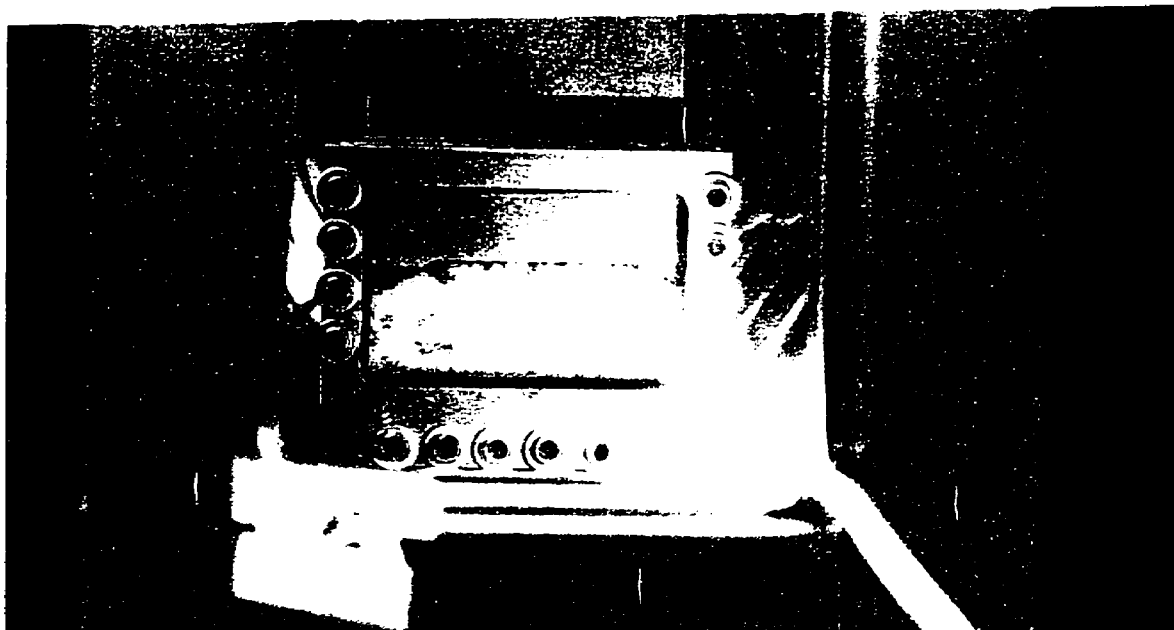
d

Figure 3.21: Essai de compaction du HDPE (suite).

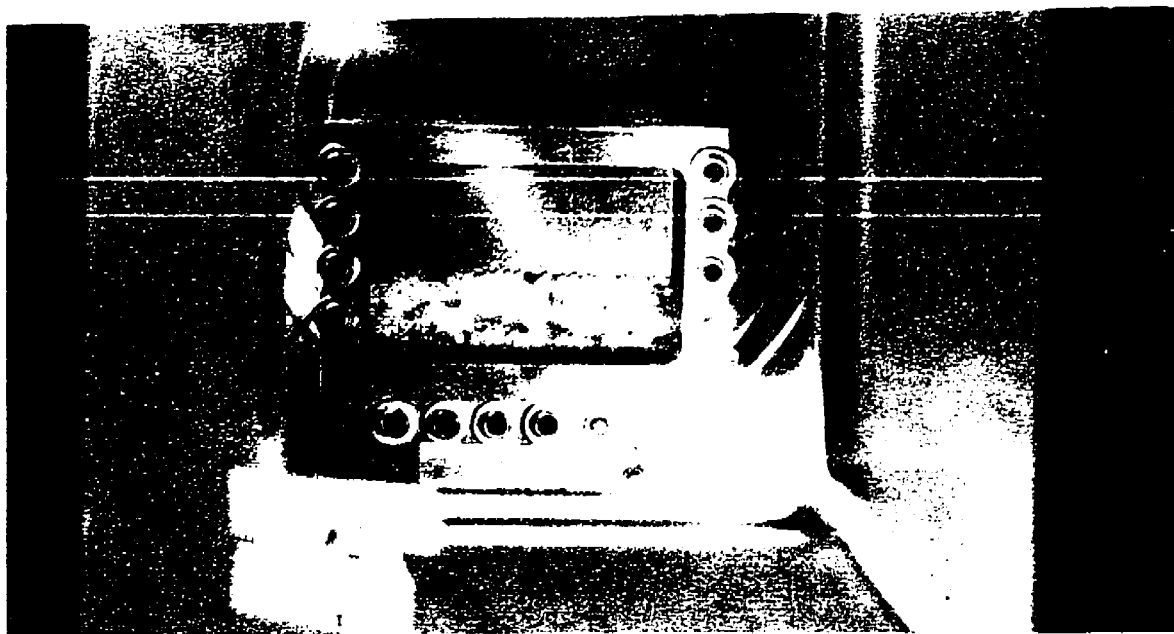


e

Figure 3.21: Essai de compaction du HDPE (suite).

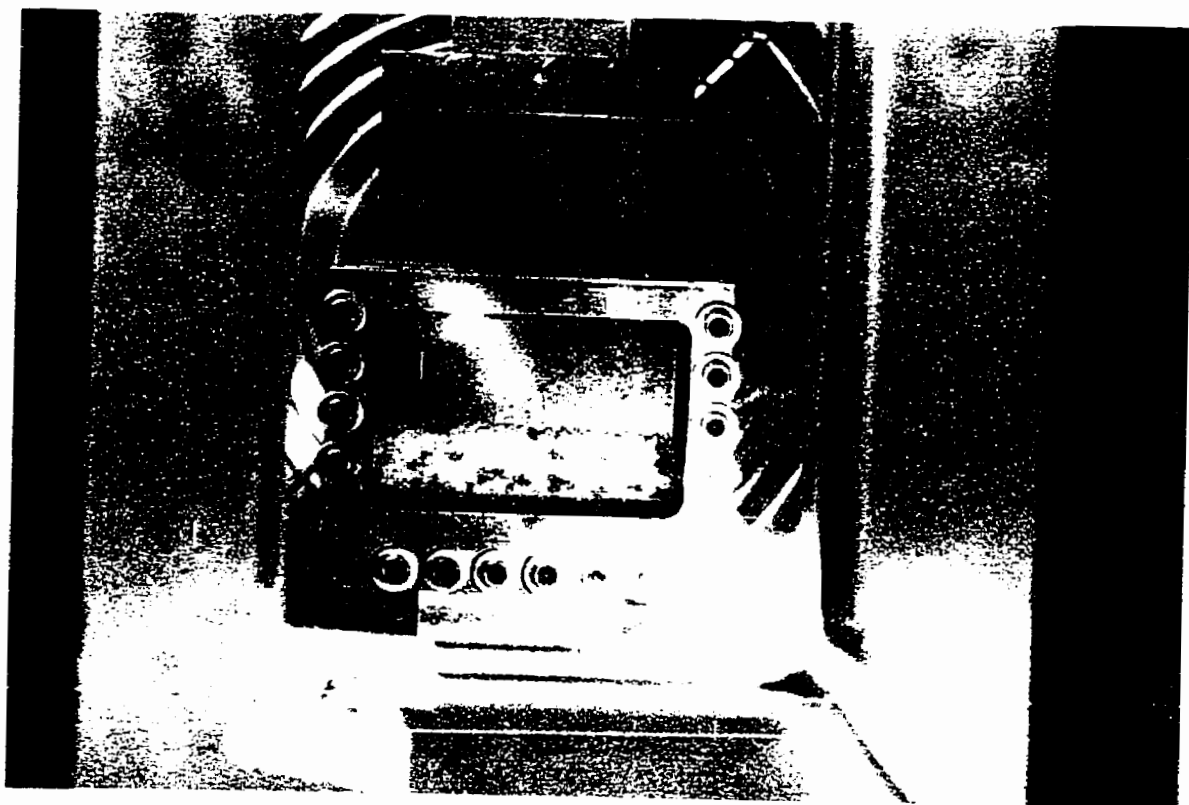


a



b

Figure 3.22: Essai de compaction du PP.



C

Figure 3.22: Essai de compaction du PP (suite).

3.6.3.2 Résultats quantitatifs

Les courbes de compaction obtenues sont présentées aux figures 3.23 à 3.34. Sur les graphiques, ρ_o et ρ_B correspondent respectivement à la densité du polymère solide à la température étudiée et à la densité en vrac initiale des particules de polymère dans la chambre d'échantillonnage. La relation suivante permet de décrire avec une assez bonne précision la densification des particules de polymère.

$$\rho_{\text{Polymère}} = \rho_o - (\rho_o - \rho_B) * \exp(-K * P) \quad g/cm^3 \quad (10)$$

et P en MPa

On remarque sur toutes ces courbes une très forte augmentation de la densification des particules de polymère dans que la pression est appliquées. Cette augmentation correspond à l'élimination des espaces libres situés entre les particules. Le paramètre K permet de reproduire cette forte augmentation. Une incrémentation de K correspond à une densification plus rapide des particules. Suite à cette augmentation, une période de plafonnement apparaît et la densité semble se stabiliser à des valeurs approchant la densité du polymère solide. La relation illustrée plus haut permet de bien représenter les courbes de densification du HDPE et du PP (voir les figures 3.23 à 3.30).

La relation suivante peut être utilisée afin de déterminer la valeur du paramètre K , permettant de décrire la densification des particules de HDPE et de PP sur la gamme de températures étudiée.

Pour le HDPE

$$K = 0.1488 + 0.002941 \cdot (T - 85) \text{ entre } 85 \text{ et } 115^{\circ}\text{C} \quad (11)$$

et pour le PP

$$K = 0.3356 + 0.001965 \cdot (T - 115) \text{ entre } 115 \text{ et } 145^{\circ}\text{C} \quad (12)$$

L'utilisation de ces relations pour tenter de déterminer la valeur de K pour des températures situées à l'extérieur de la gamme suggérée doit être faite avec beaucoup de prudence. Avec la densité en vrac initiale et la densité du polymère solide à la température étudiée, il est possible de déterminer la densité en fonction de la pression pour ces deux polymères avec une grande précision.

Par contre, lorsque la relation est utilisée afin de décrire le comportement des particules de PVC, une moins bonne représentation est obtenue. Ceci est causé par le fait qu'aucune valeur de la densité du solide aux températures étudiées n'a pu être obtenue grâce au TMA. A cause de ce manque de données, une valeur de 1.40 g/cm^3 a été utilisée. Cette valeur correspond à la densité du PVC à la température ambiante. Comme la densité réelle est plus faible que

cette valeur à cause de l'augmentation de la température, il en résulte un paramètre K légèrement trop élevé. Ceci a pour effet de surévaluer la densité prédite par la relation. De plus, la quantité de PVC fuyant entre la fenêtre et le piston était très importante, ce qui augmente l'erreur. Cette fuite était si importante que malgré la correction appliquée, la densité calculée pour de fortes pressions (au dessus de 10 MPa) était supérieure à la densité maximale du polymère (voir figures 3.31 à 3.34). Pour cette raison, les valeurs de densité dépassant la valeur de 1.4 g/cm^3 n'ont pas été considérées. Les problèmes associés au PVC peuvent tous s'expliquer par le fait que sa température de ramollissement se situe aux environs de 120°C .

En théorie, les polymères les moins rigides devraient être ceux qui sont le plus facilement déformés. Les données obtenues lors des essais de traction montrent qu'à une température de 50°C , c'est le PP qui devrait être le plus facilement déformable suivi du HDPE et du PVC. Mais les températures de compaction se situent aux environs de 100°C et il semble qu'à cette température, c'est le PVC qui se déforme le plus facilement et le plus rapidement. Pour ce qui est des deux autres polymères, ils suivent le comportement auquel on s'attendait. La valeur de K est plus basse pour le PEHD ($0.1603 < K < 0.2459$) que pour le PP ($0.3279 < K < 0.4166$) ce qui indique une compaction plus aisée du PP. La figure 3.35 illustre ce phénomène.

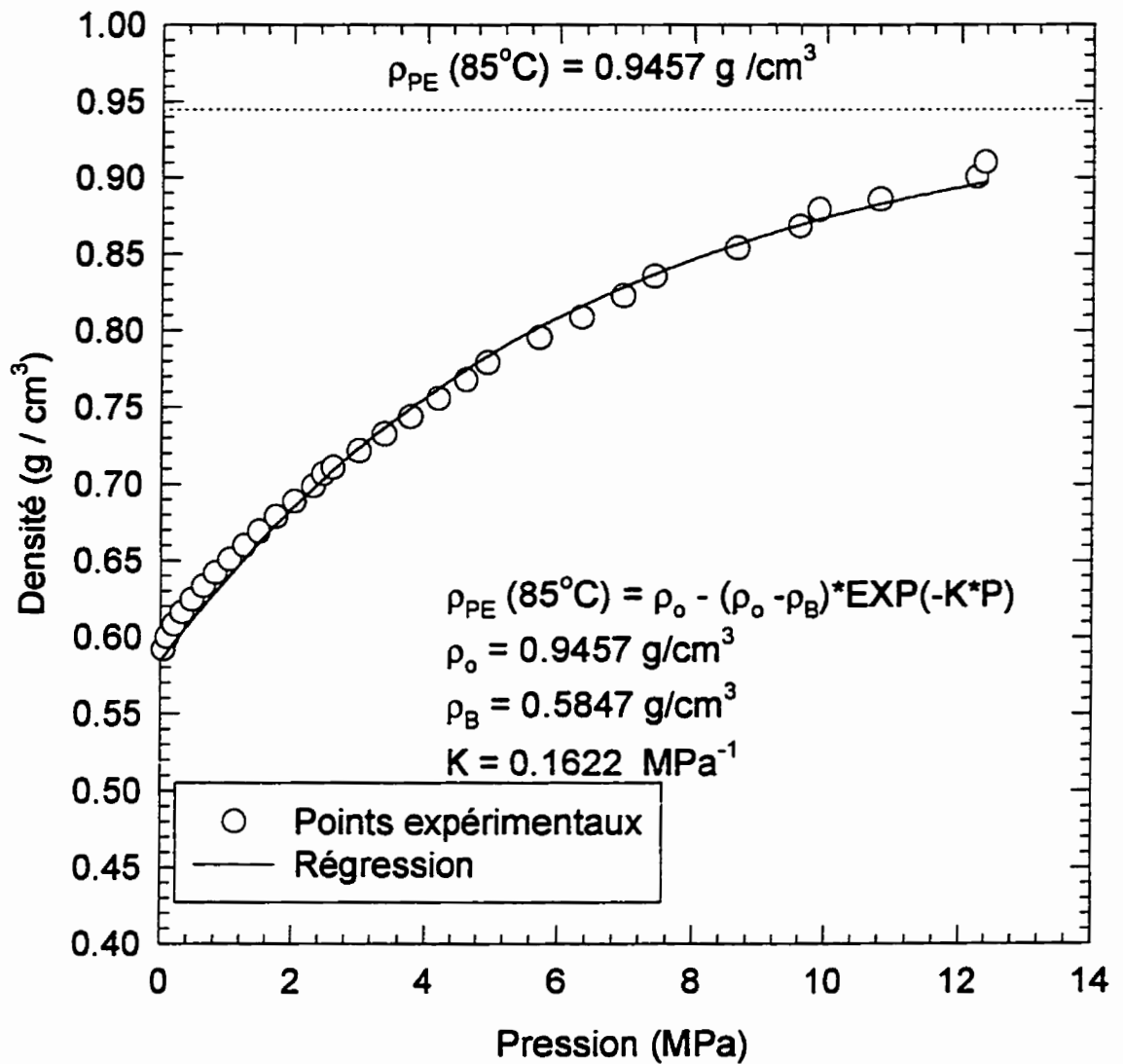


Figure 3.23: Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression pour $T = 85^{\circ}C$

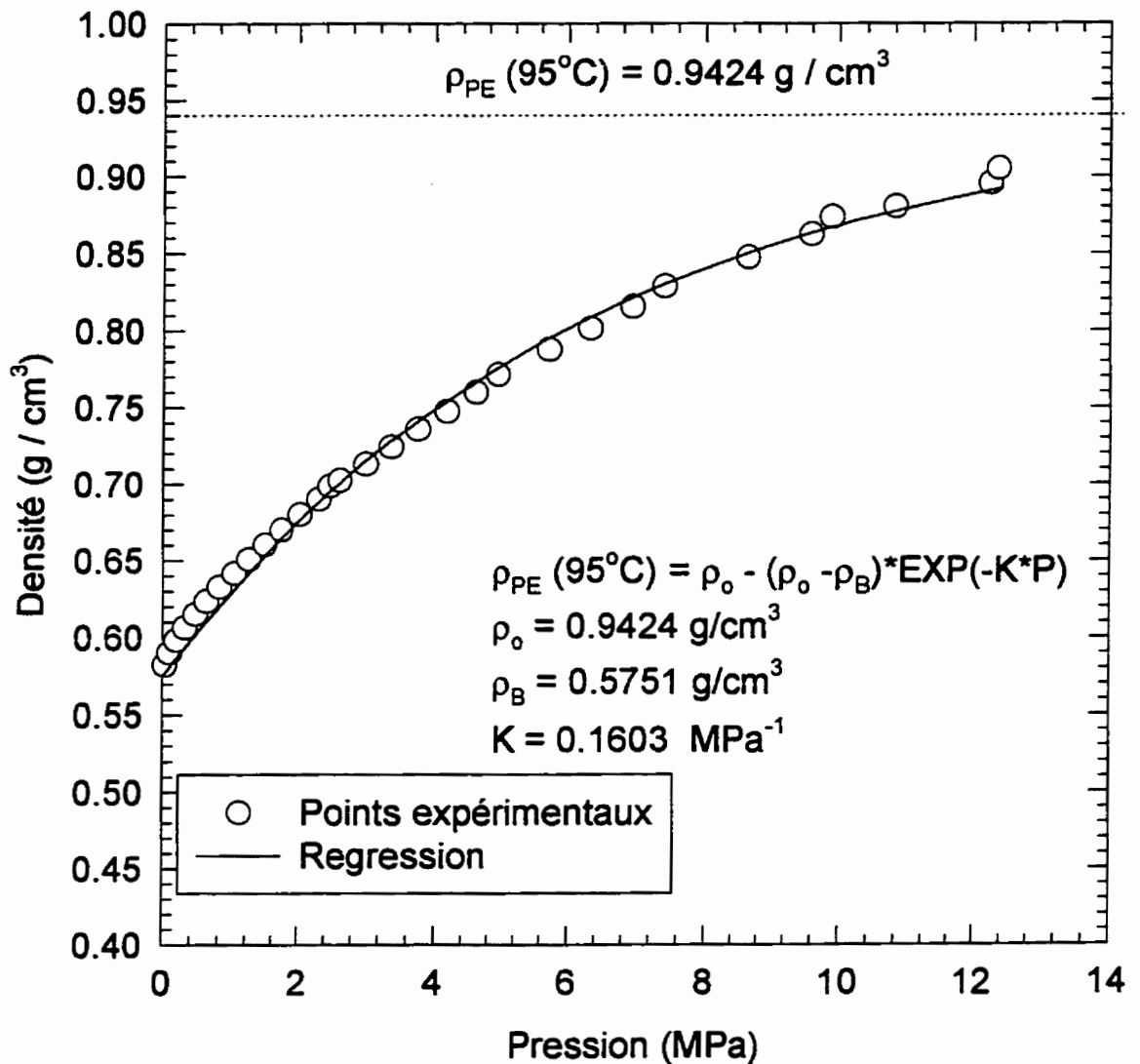


Figure 3.24: Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression pour $T = 95^{\circ}C$

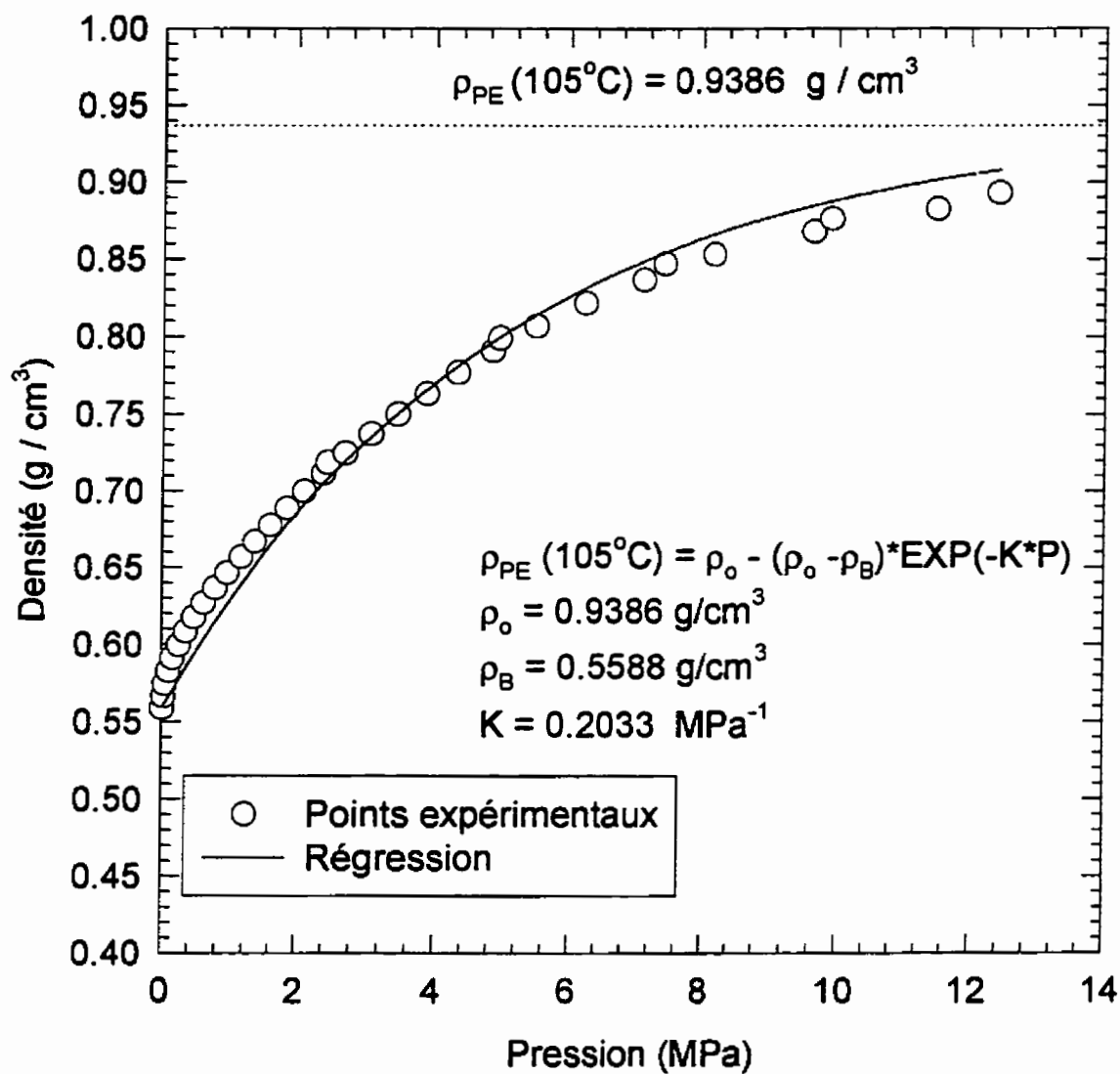


Figure 3.25: Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression pour $T = 105^{\circ}C$

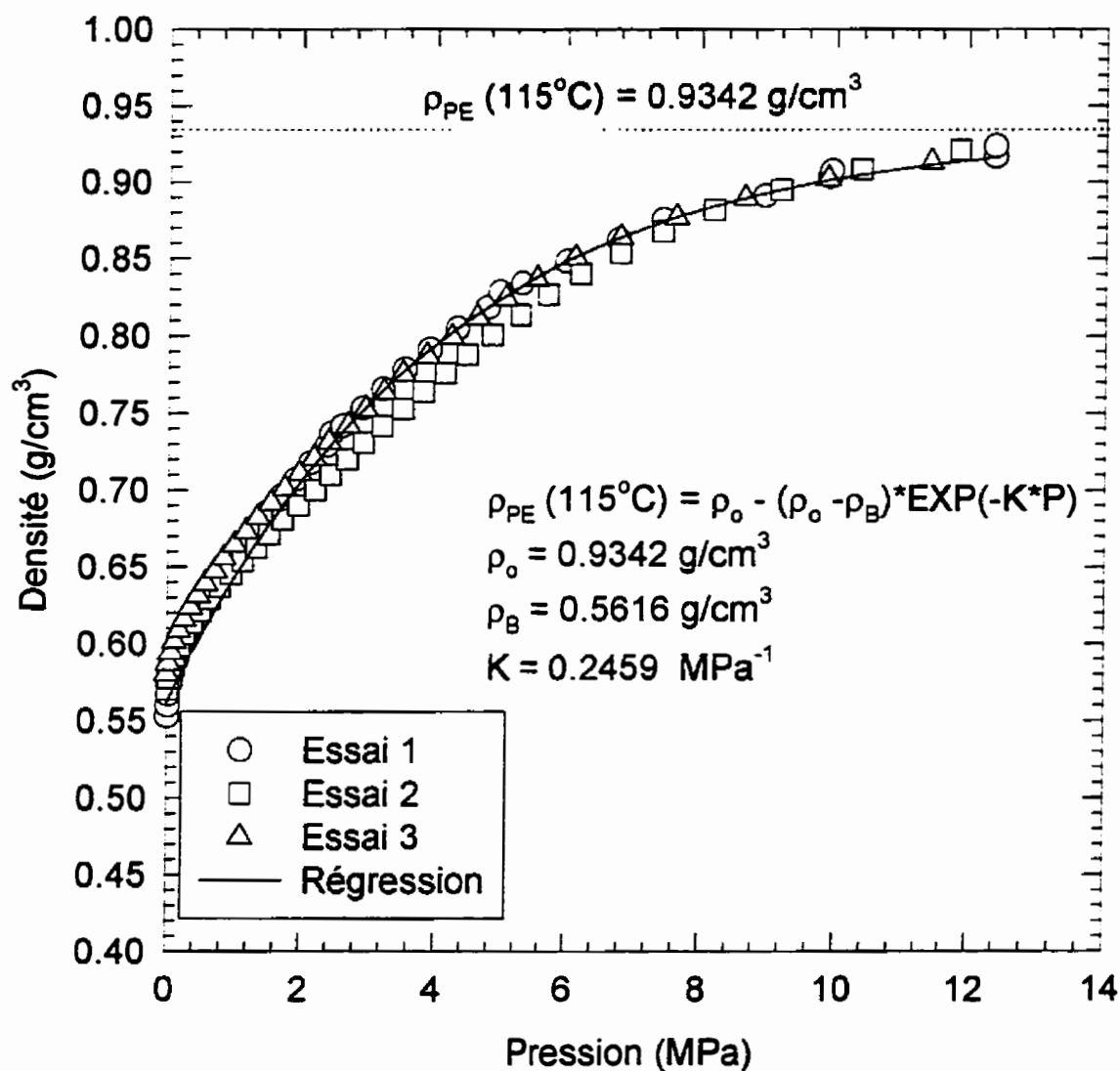


Figure 3.26: Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression pour $T = 115^{\circ}C$

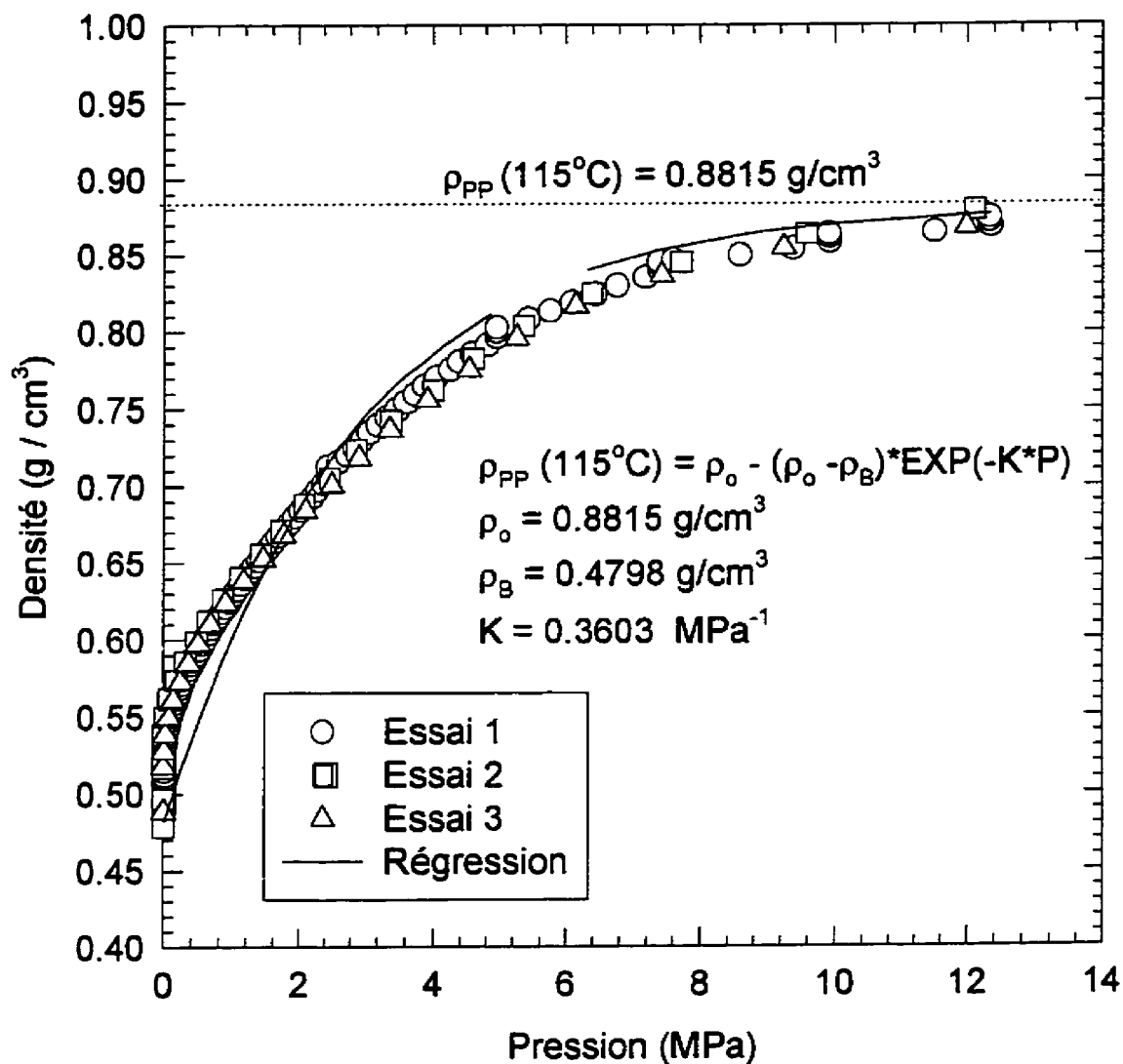


Figure 3.27: Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression pour $T = 115^\circ\text{C}$

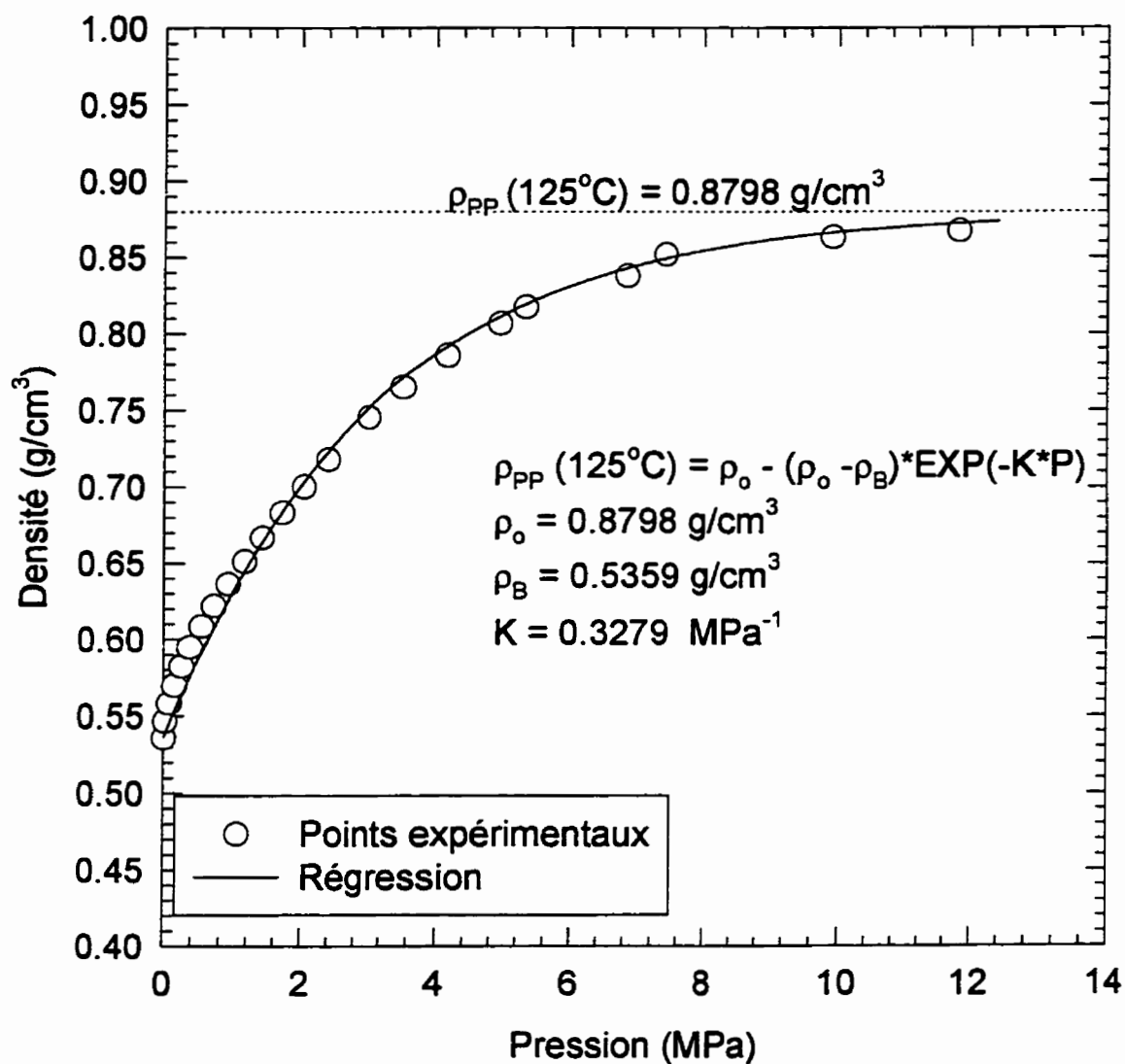


Figure 3.28: Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression pour $T = 125^{\circ}\text{C}$

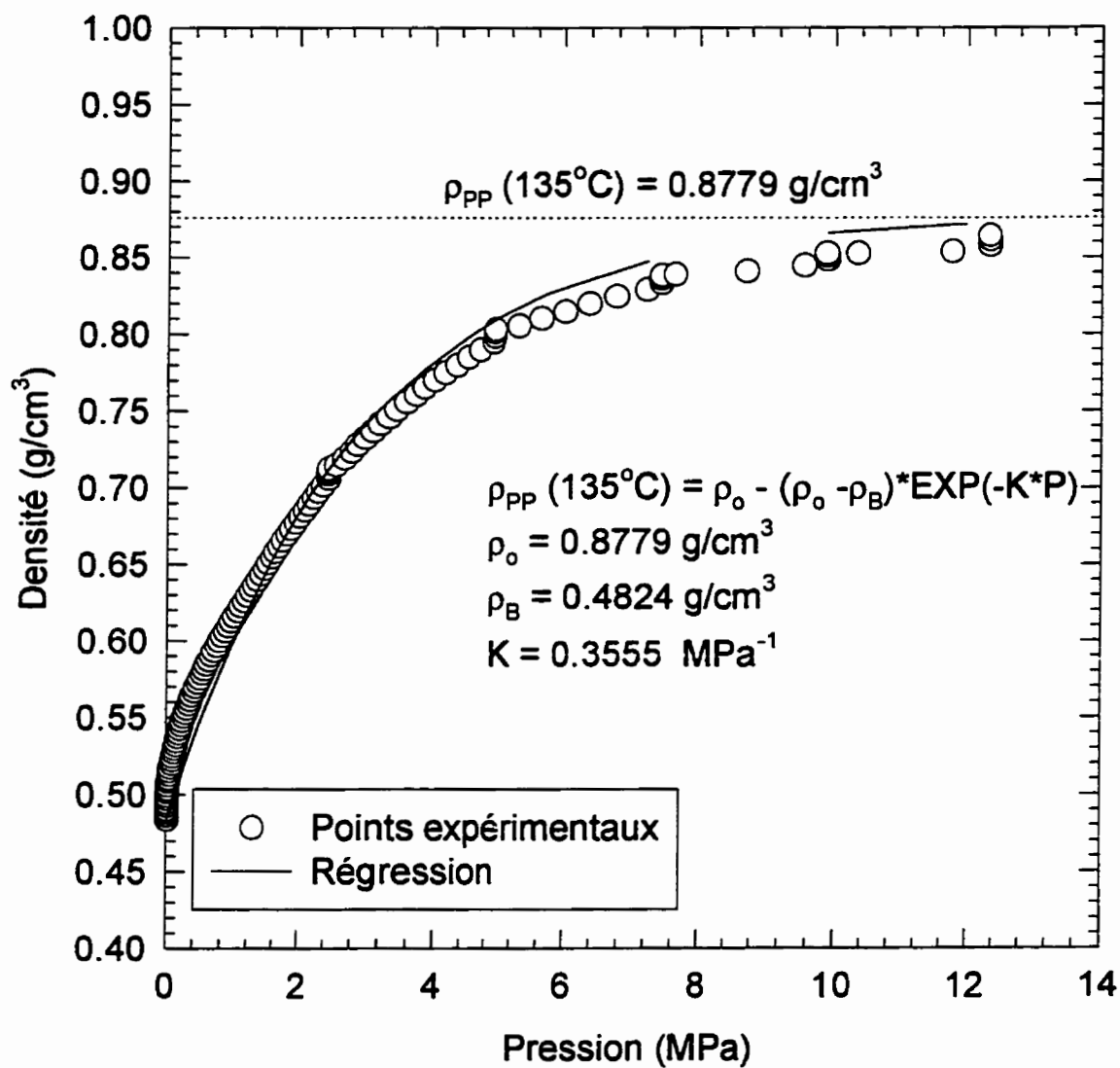


Figure 3.29: Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression pour $T = 135^{\circ}\text{C}$

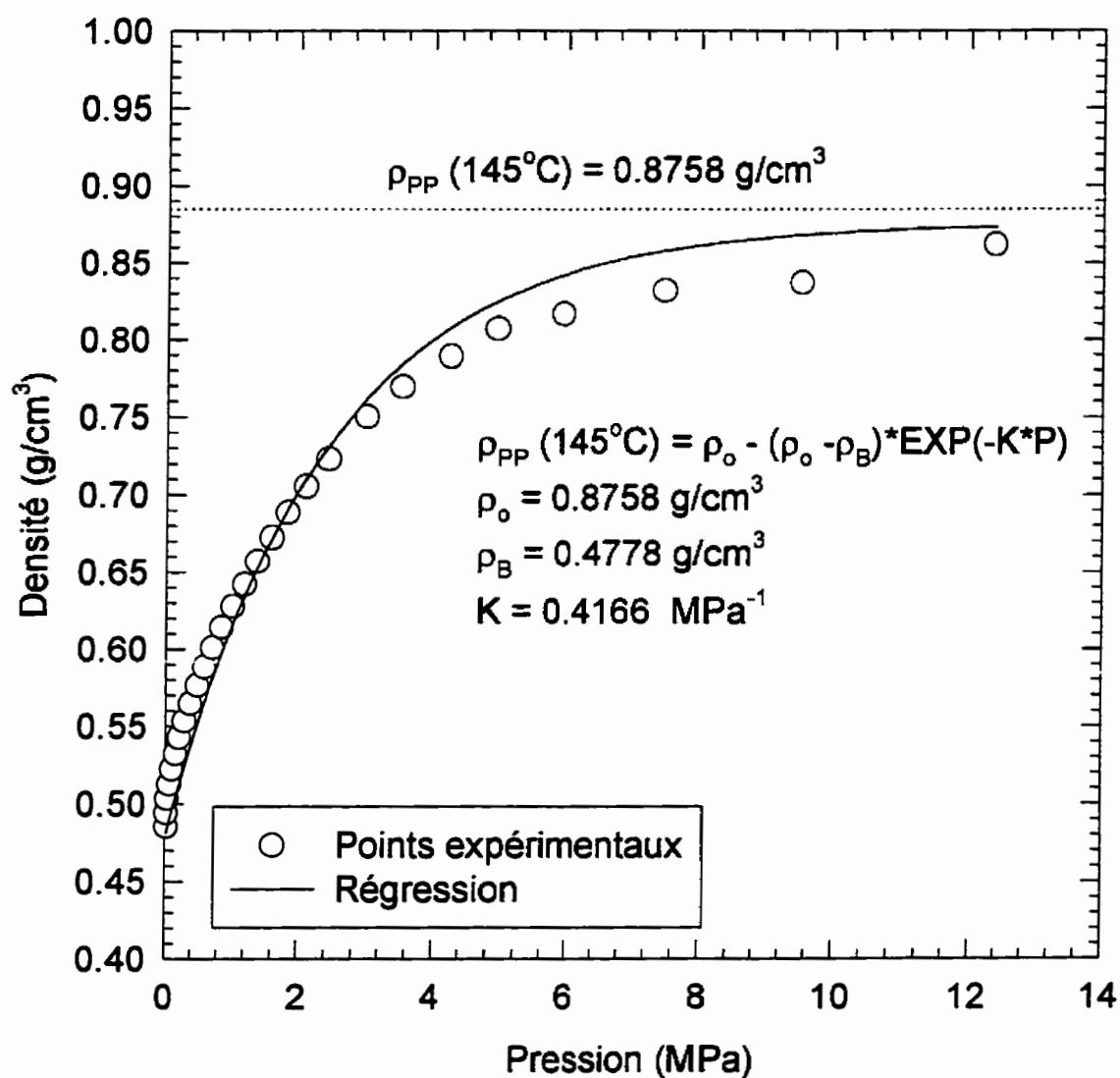


Figure 3.30: Évolution de la densité du lit solide de PP en fonction de la pression pour $T = 145^\circ\text{C}$

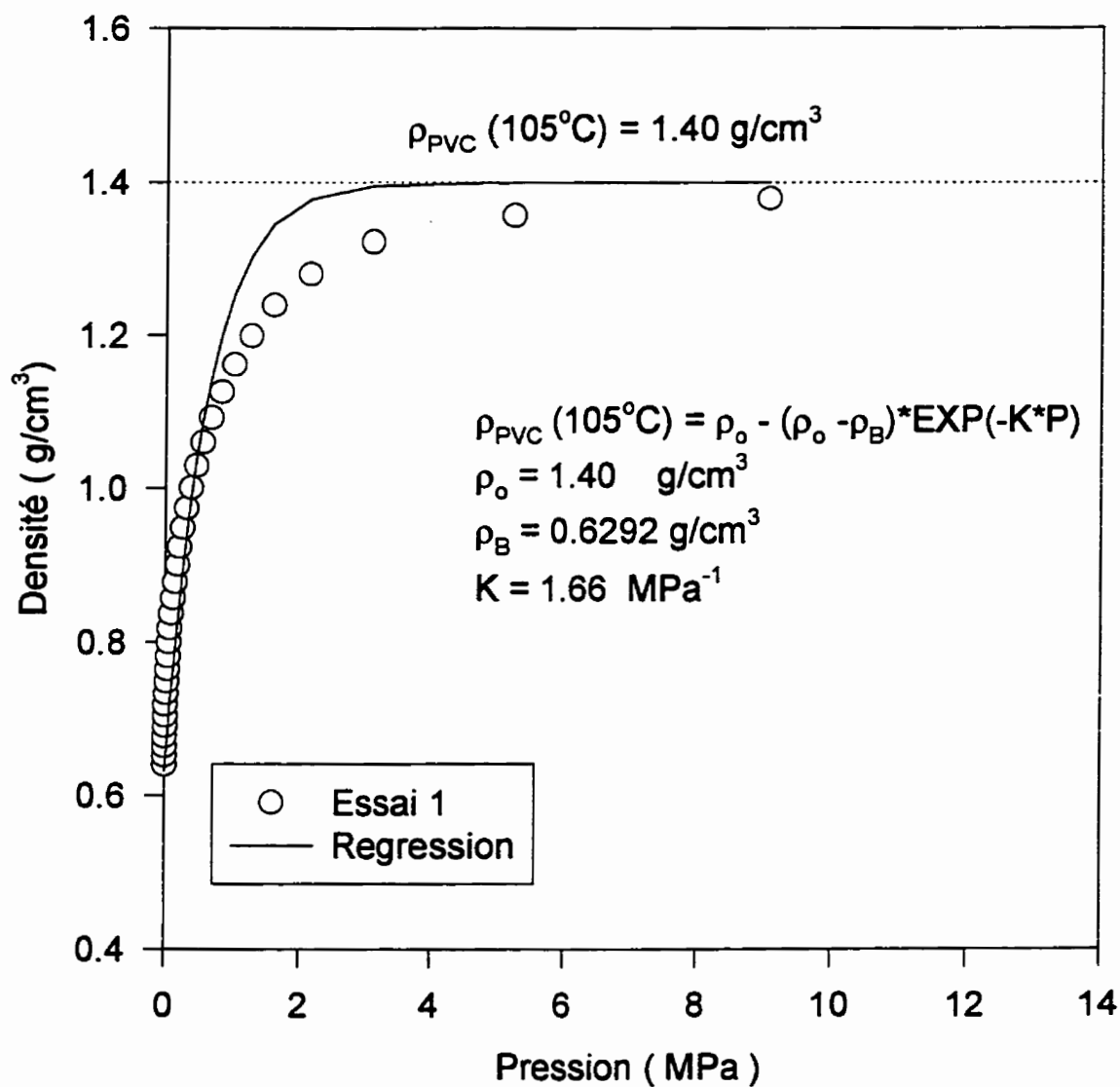


Figure 3.31: Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression pour $T = 105^{\circ}\text{C}$

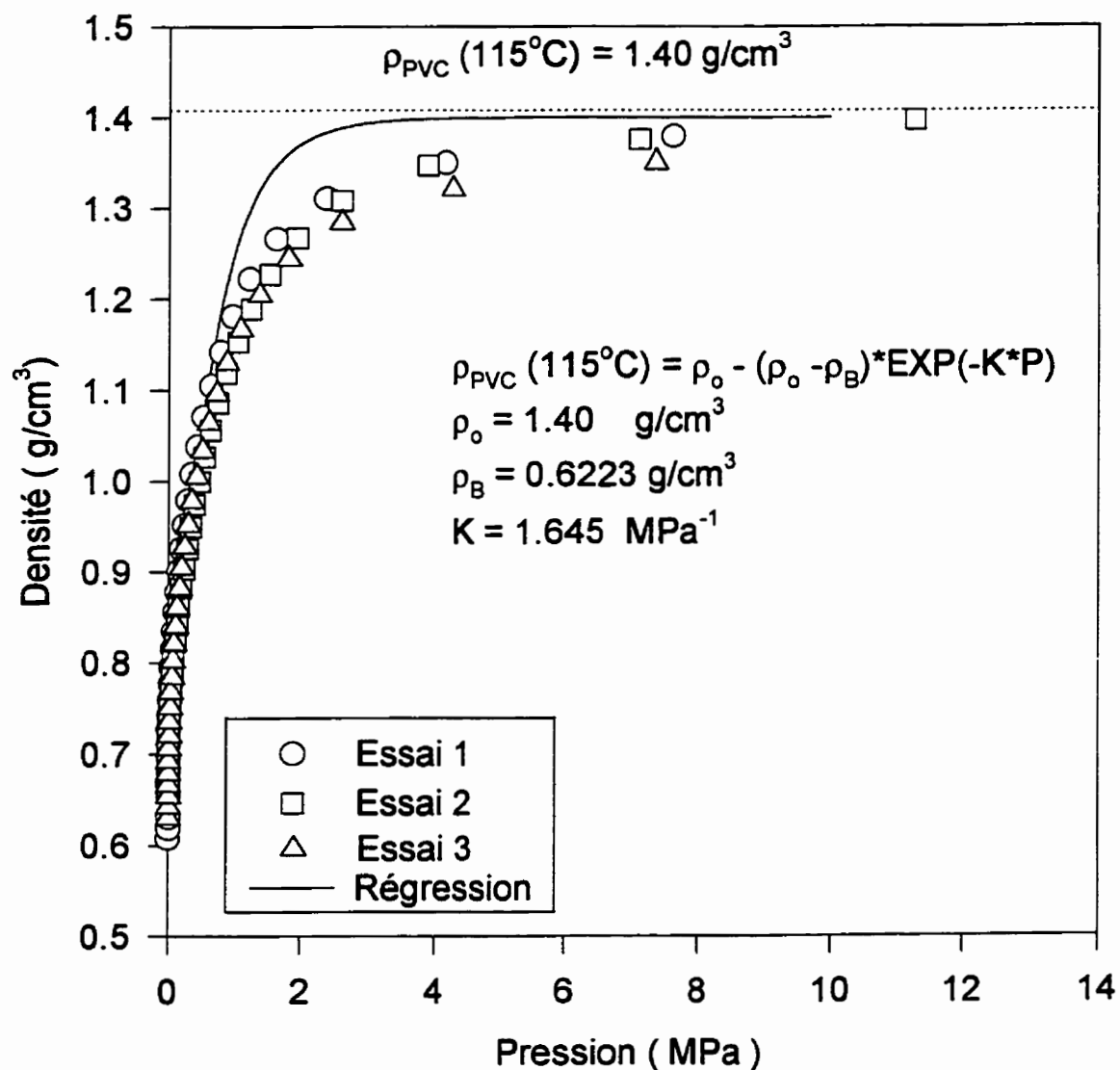


Figure 3.32: Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression pour $T = 115^\circ\text{C}$

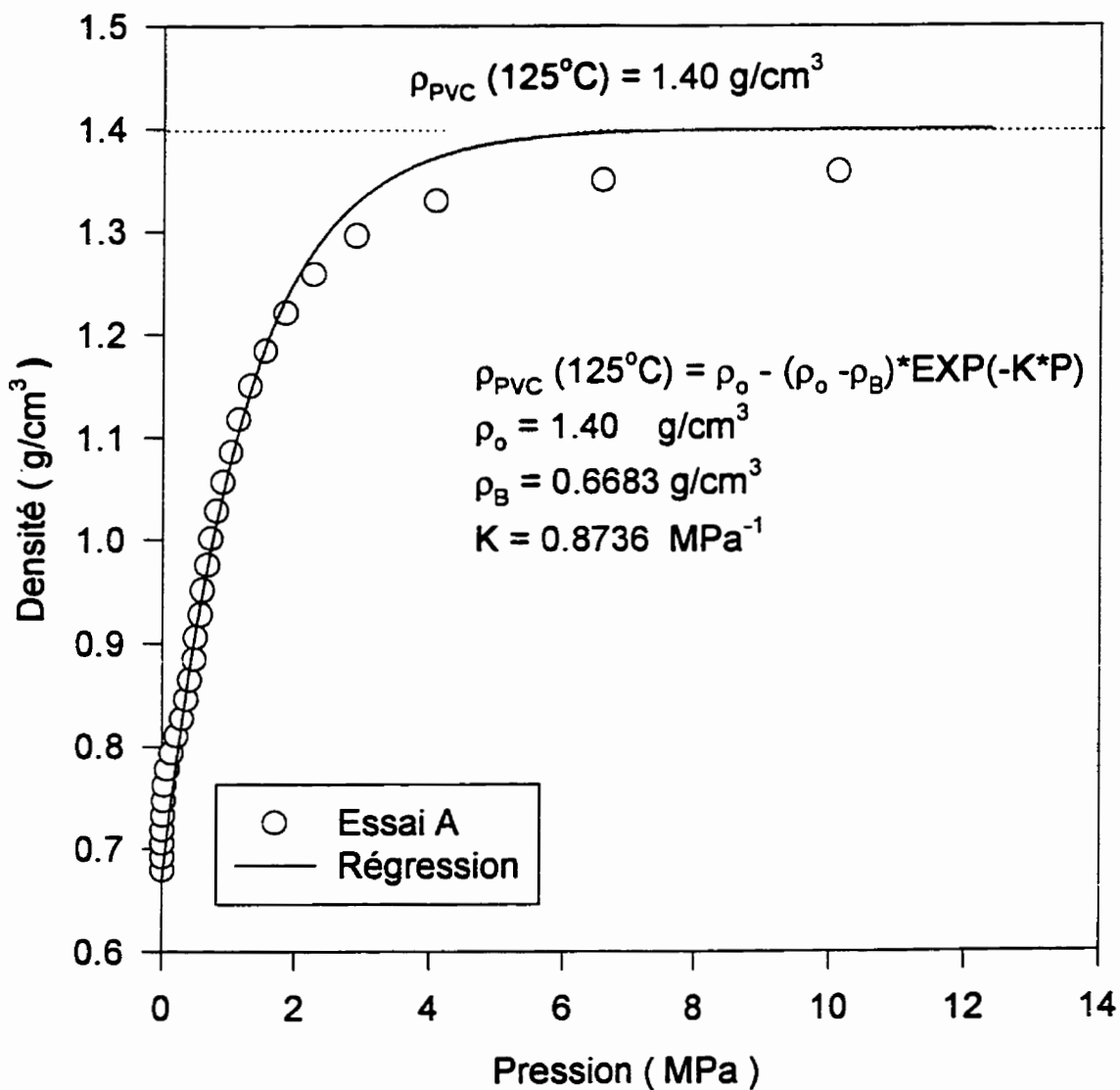


Figure 3.33: Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression pour $T = 125^{\circ}C$

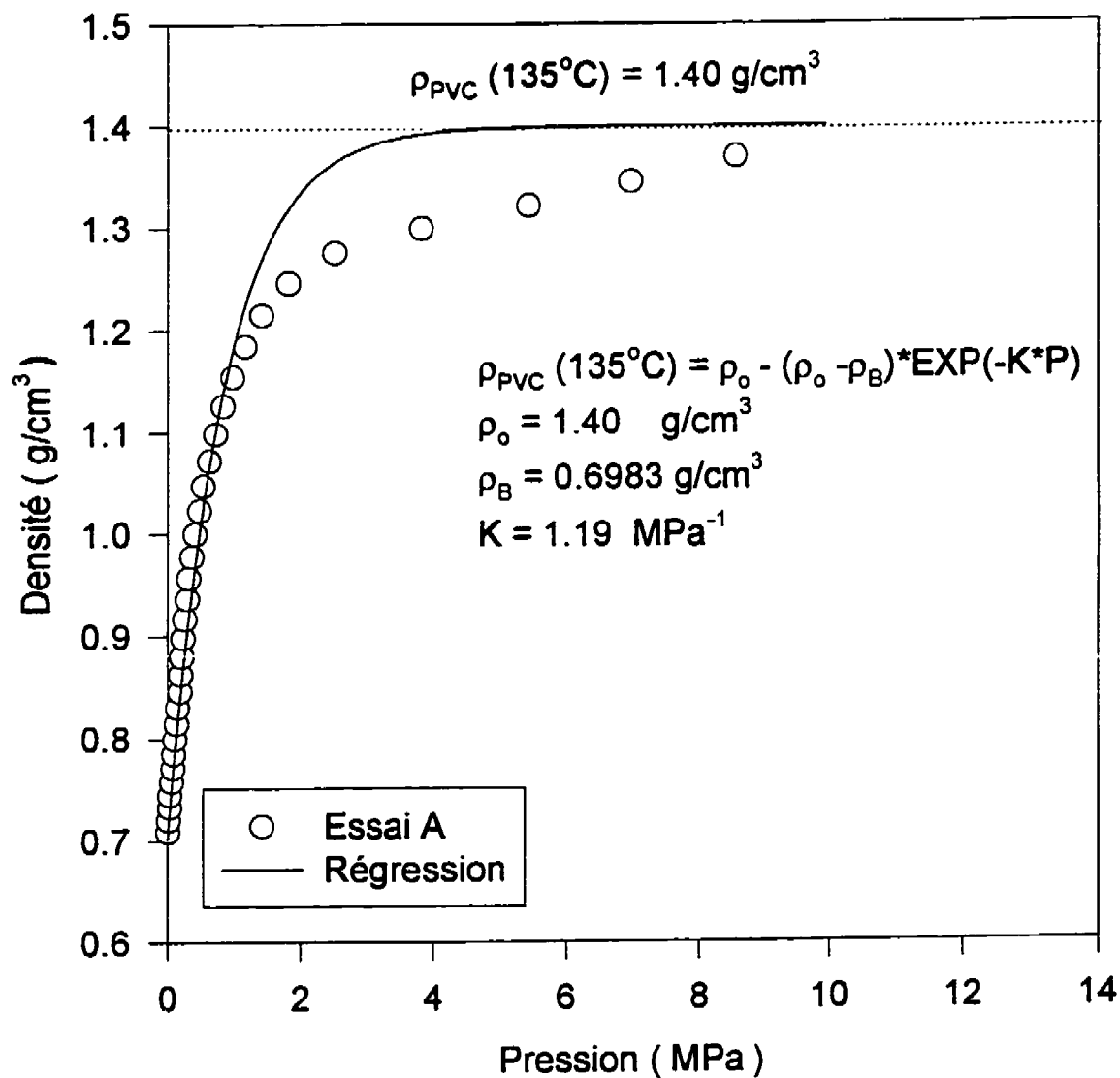


Figure 3.34: Évolution de la densité du lit solide de PVC en fonction de la pression pour $T = 135^\circ\text{C}$

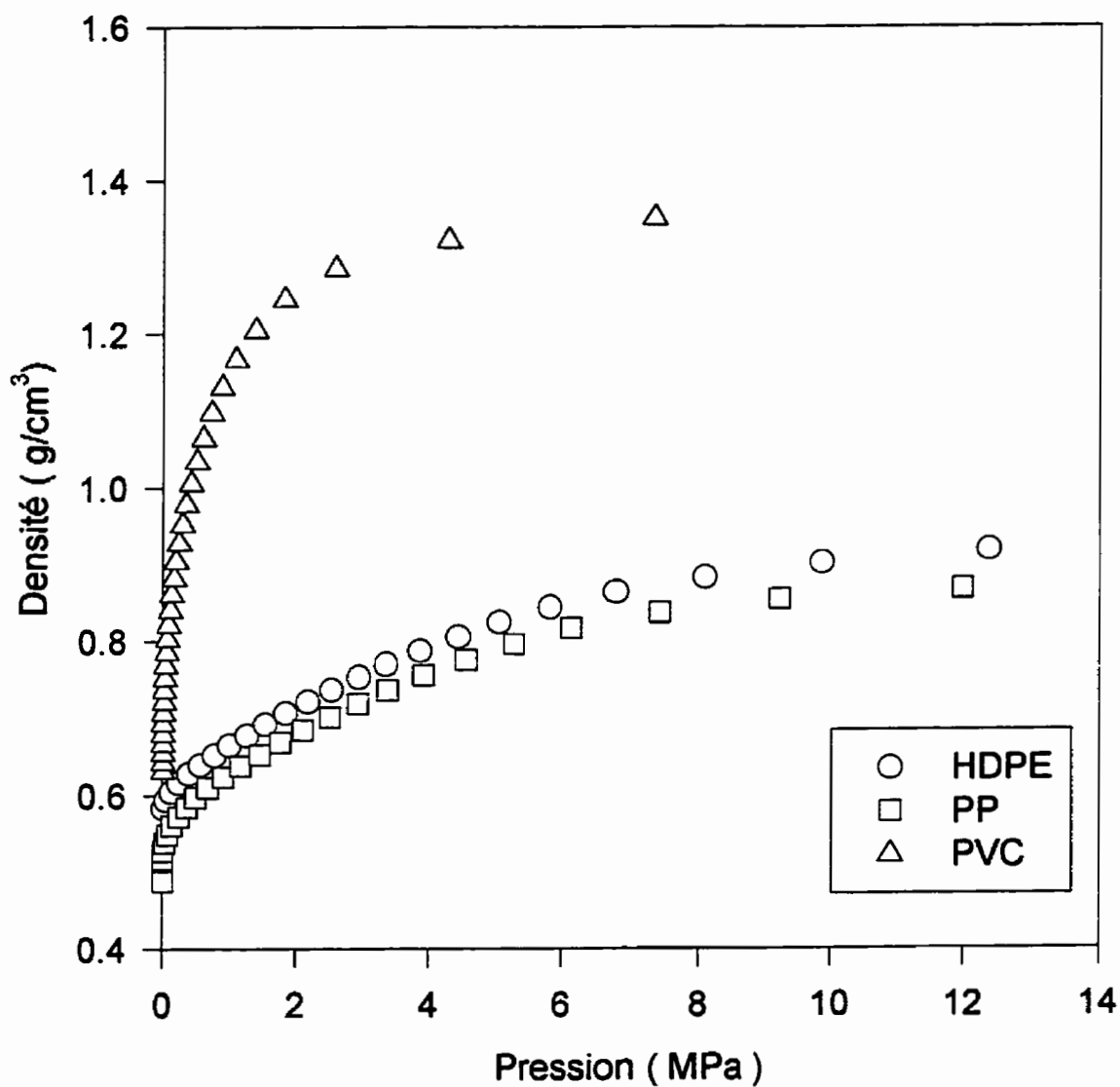


Figure 3.35: Évolution de la densité du lit solide des trois polymères en fonction de la pression pour $T = 115^{\circ}\text{C}$

Il est aussi important de noter que le taux de compaction se situe en moyenne à une valeur de 98% de la valeur théorique pour le PP. Ce taux est défini de la façon suivante:

$$\text{Taux de compaction} = \frac{\rho(T)_{\text{à la fin de l'essai}}}{\rho(T)_{\text{obtenu par TMA}}} \quad (13)$$

Le taux de compaction du HDPE est d'environ 95% pour l'essai effectué à 85 °C et de 98 % pour l'essai effectué à 125 °C, ce qui peut indiquer une plus grande facilité de compaction à haute température. Ici encore, la valeur du taux de compaction finale du lit de PVC ne peut pas être déterminée à cause du manque de données reliant la densité du PVC à la température.

Le même raisonnement peut être appliqué à l'effet de la température: plus la température augmentera, plus le module d'Young diminuera. On observe à la figure 3.36 ce phénomène; il est intéressant de noter que le module d'élasticité du PP non renforcé et du HDPE sont très près l'un de l'autre mais que dans cet exemple, c'est le PP qui présente le module le plus élevé.

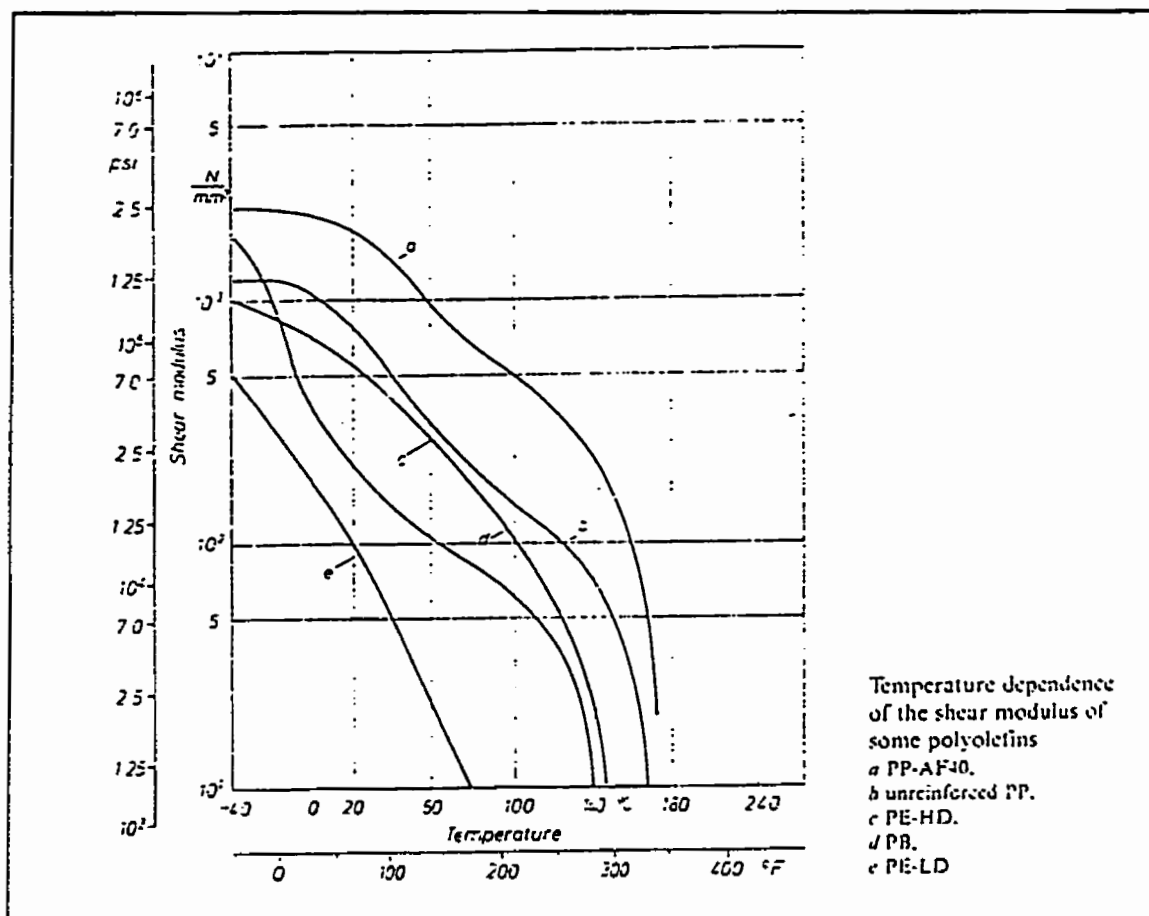


Figure 3.36: Évolution du module d'élasticité de différents polymères en fonction de la température

Donc, la valeur de K devrait augmenter lorsque la température augmente et c'est ce qui se produit pour le PP et le HDPE comme le démontrent les relations permettant de déterminer la valeur de K en fonction de la température présentées préalablement. La figure 3.37 représente l'effet de la température sur les courbes de densité de HDPE. La seule conclusion qu'il est possible de tirer de ces courbes est qu'en général, plus la température est élevée, plus

le taux de compaction se rapproche du taux de compaction maximal à cette température. Ceci s'observe par le fait qu'en général, les courbes obtenues à températures élevées possèdent la densité la plus élevée en fin d'expérimentations. Or il a été démontré plus tôt que la densité théorique du polymère diminue en fonction de la température. Il faut donc conclure que plus la température est élevée, plus le taux de compaction est proche de la valeur unitaire.

Les figures 3.26, 3.27 et 3.32, montrent l'étude de reproductibilité qui a été réalisée à une température de 115 °C pour les trois polymères. On observe sur ces courbes une superposition des valeurs indiquant que l'appareillage utilisé permet de mesurer avec précision l'évolution de la densité du lit de solide dans la chambre d'expérimentation. L'erreur sur toutes les courbes de compaction a été évaluée comme étant 5 % grâce à un développement de Taylor.

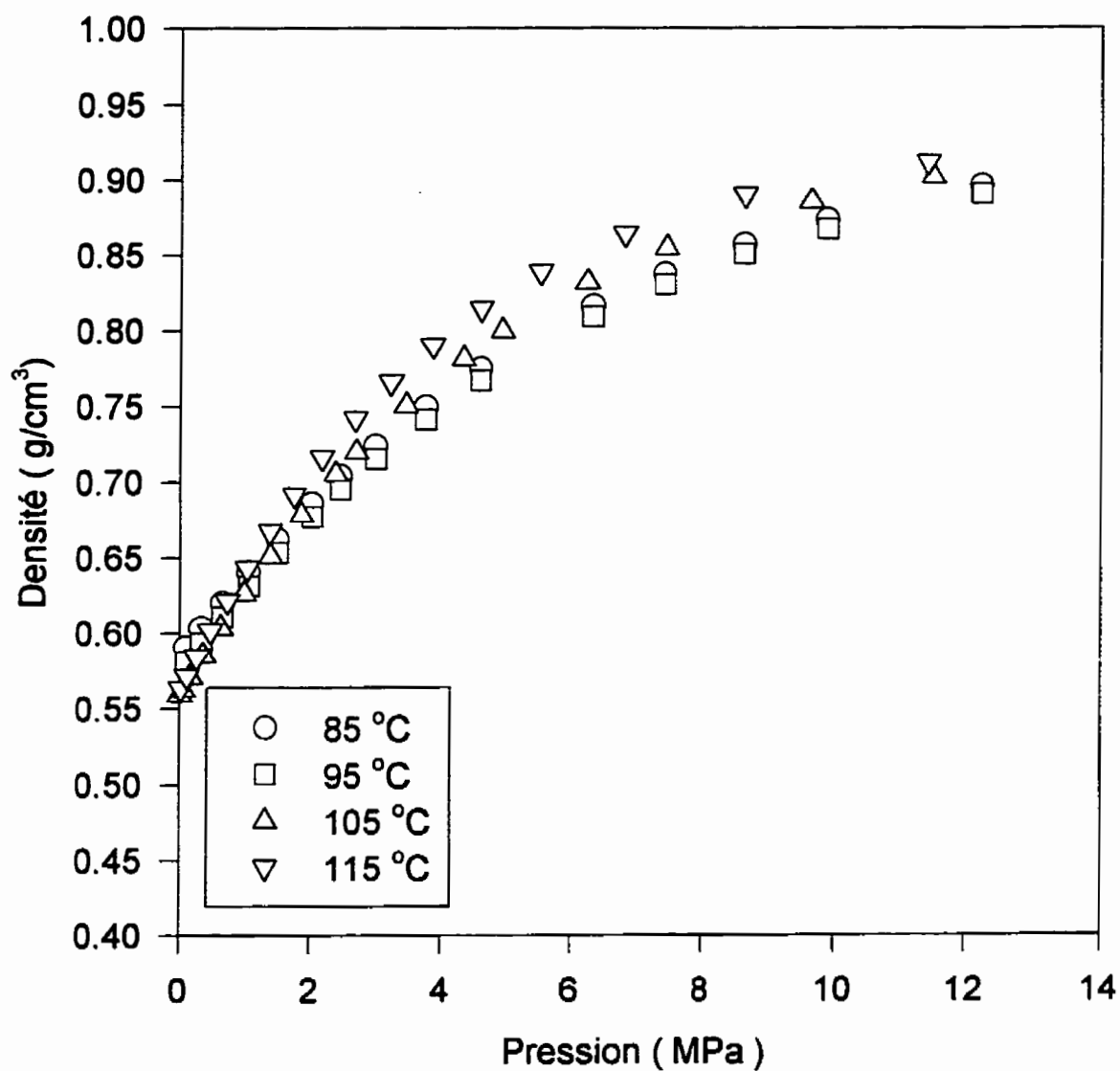


Figure 3.37: Évolution de la densité du lit solide de HDPE en fonction de la pression à différentes températures

3.7 Coefficients de friction

3.7.1 Equipements et procédure expérimentale

Afin de pouvoir modéliser adéquatement la zone de transport des solides, le coefficient de friction doit être déterminé. L'appareil utilisé pour déterminer le coefficient de friction dynamique est situé au Centre de mise en forme des matériaux qui est affilié à l'Ecole des Mines de Paris à Sophia-Antipolis. Il a été possible de réaliser les essais à Sophia-Antipolis grâce au programme d'échange FCAR. L'appareil utilisé possède la capacité de déterminer la contrainte de cisaillement causée par la friction en fonction du temps, de la pression, de la température et de la vitesse de rotation. Il est constitué d'une cavité rotative circulaire possédant une surface de contact de 13.7 cm^2 (qui contient l'échantillon), au-dessus de laquelle un disque annulaire est placé (le couvercle). Le couvercle est fait d'acier et la surface entrant en contact avec les particules de polymère a été préalablement polie. Aucune modification de l'état de la surface métallique n'a été observée pendant les expérimentations.

L'appareil fonctionne de la façon suivante: une force est appliquée sur le couvercle, pendant que la cavité contenant l'échantillon tourne à une vitesse prédéterminée. Parce que le couple causé par friction mécanique des parties rotatives du montage est très petit par rapport au couple causé par la friction des particules de polymères sur le disque annulaire, un détecteur de force convenablement placé nous permet de mesurer la force causée par la friction du polymère. La chambre d'échantillonnage est reliée à l'arbre d'un moteur comme illustré à la

figure 3.38. La vitesse de rotation de la chambre d'échantillonnage peut être ajustée entre 3 et 24 tr/min, ce qui correspond à une vitesse linéaire comprise entre 0.57 et 4.51 m/min. Au début de chaque expérience, la vitesse de rotation était vérifiée à l'aide d'un chronomètre. La température du couvercle est mesurée à l'aide d'un thermocouple situé à 6 mm de l'interface polymère-métal. Il est alors possible de déterminer l'évolution de la température en fonction du temps. Le couvercle peut aussi être chauffé à l'aide d'une résistance annulaire qui peut être insérée dans le couvercle lorsque la température initiale désirée est supérieure à la température ambiante. Dans ces cas, le thermocouple est branché à un contrôleur afin de régulariser la température de l'appareil. Pour ce qui du HDPE, du PP et du PVC, les expérimentations ont été effectuées sur une gamme de températures initiale variant entre 20 °C et 110 °C et à une vitesse de rotation de 5 tr/min. Cette gamme de températures a été choisie parce que la température de fusion de tous ces polymères est supérieure à 110 °C et parce que cela correspond aux températures retrouvées lors du procédé d'extrusion dans la zone de transport des solides. De plus, les essais effectués avec le LDPE et les particules de type B ont été faits à la température ambiante et à une vitesse de 5 tr/min. La température initiale pour toutes les expérimentations réalisées à une vitesse de 15 tr/min était de 20 °C.

La force est appliquée avec de l'air comprimé et un multiplicateur par l'entremise d'un piston mis en contact avec la partie supérieure du couvercle, tel qu'illustré à la figure 3.39. Avec ce système, la pression appliquée sur les particules de polymère peut varier entre 0.7 et 23.1 MPa. La pression appliquée, la température et la contrainte de cisaillement sont enregistrées

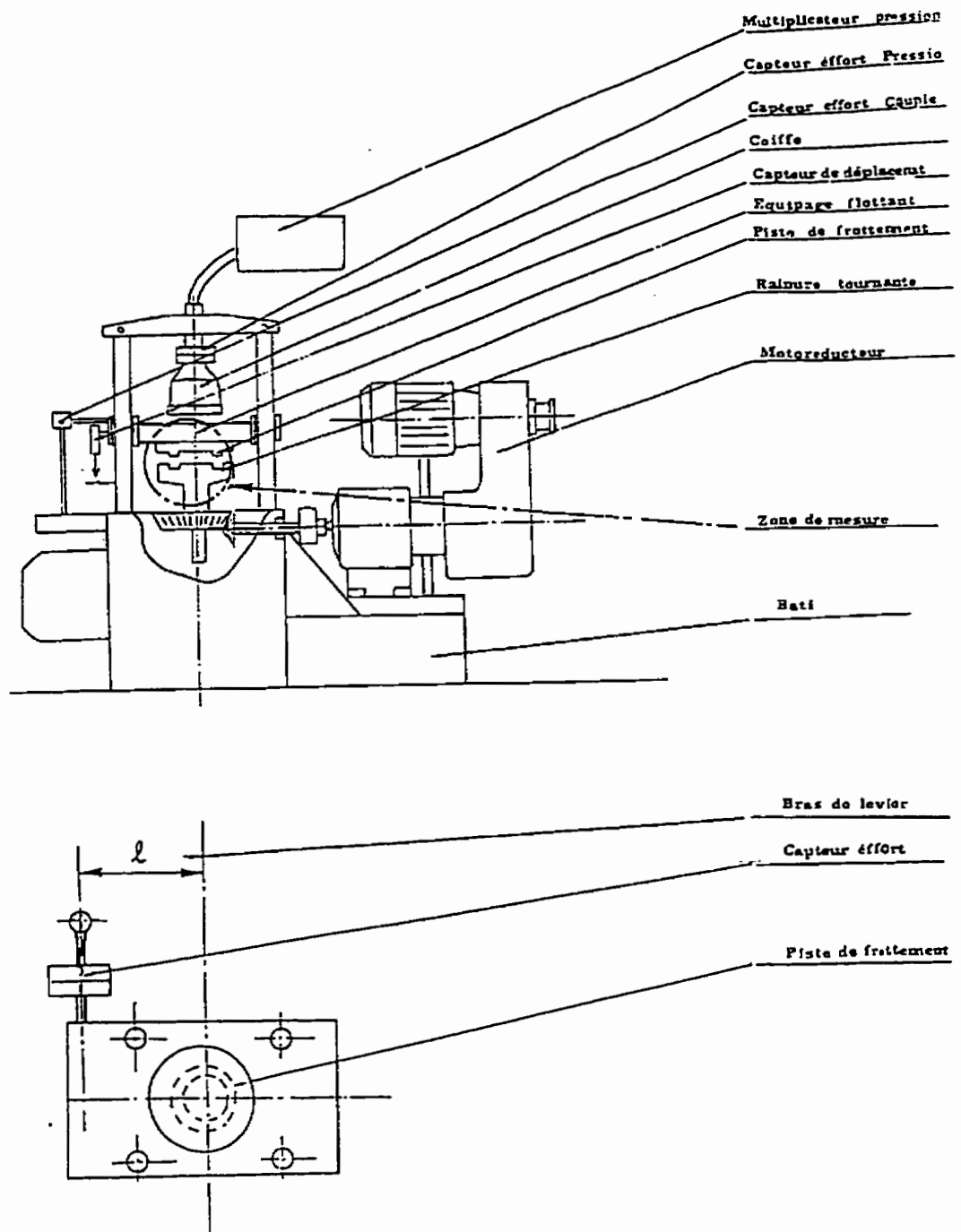


Figure 3.38: Schéma du montage.

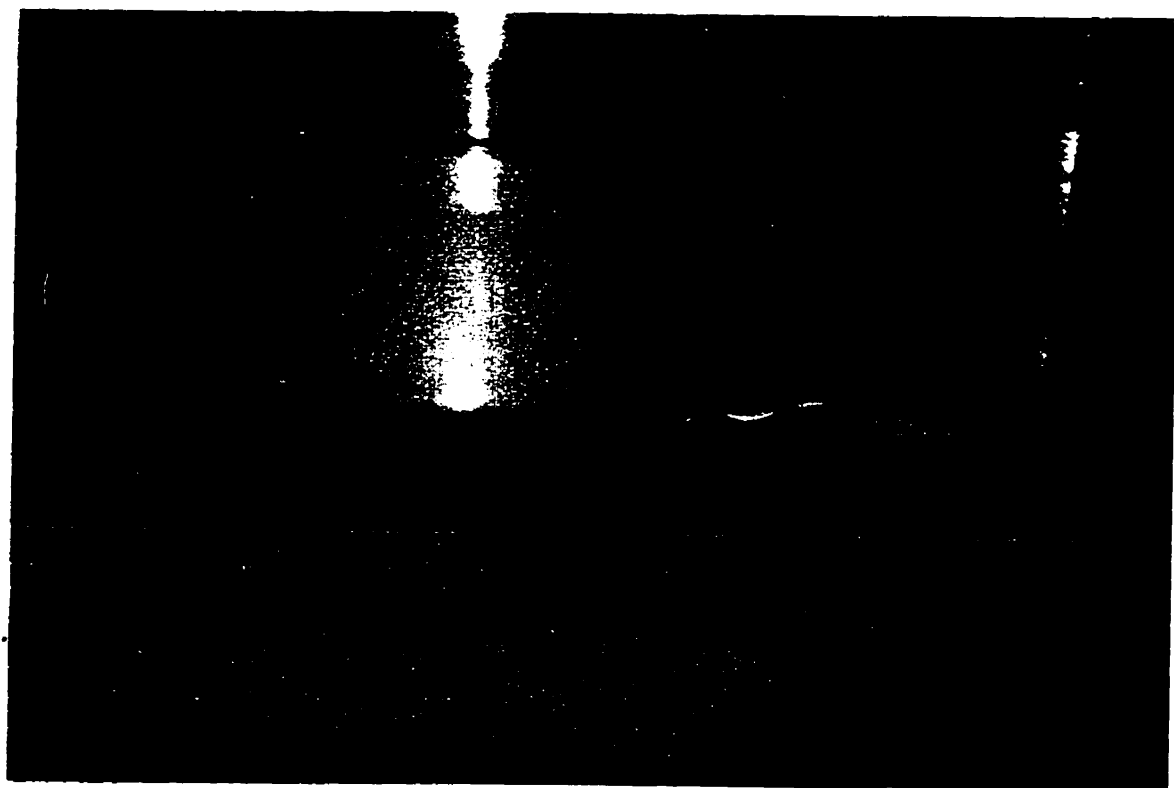


Figure 3.39: Couvercle statique et piston.

sur une table traçante. La masse de polymère insérée dans la chambre d'échantillonnage dépend fortement de la forme et de la taille des particules. Les particules ont été placées de façon à assurer un contact entre le polymère et le couvercle et ce sur une profondeur de 9 mm, correspondant à nombre de particules variant entre 2 et 4 (dépendamment du polymère). Une fois les particules insérées, le couvercle était mis en place. Dans les cas où la température initiale devait être supérieure à 20 °C, la résistance électrique a été mise en place dans le couvercle et l'expérience a été débutée cinq minutes après que la température à l'interface ait atteint la température désirée (vérifiée avec l'aide d'un thermocouple), afin d'assurer une température uniforme dans le polymère. Par la suite, le moteur a été mis en marche à la vitesse désirée et la pression a été incrémentée par une valeur de 0.8 MPa, de 0.8 à 11 MPa. Le couple a été enregistré après une période de stabilisation variant entre 2 et 5 minutes. Lorsque cette période de stabilisation est atteinte, la pression, le couple et la température ont été considérés comme ayant atteint leurs valeurs en régime permanent pour cet incrément de pression. Une fois l'expérimentation terminée, un graphique de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression appliquée a été tracé. L'erreur expérimentale sur la force est comprise entre 3 et 11 % (dépendamment de la force appliquée), l'erreur expérimentale sur le couple est comprise entre 5 et 15 % et l'erreur sur la température est de ± 0.5 °C.

Le coefficient de friction dynamique μ_d est défini comme étant:

$$\mu_d = \frac{F_s}{F_a} \quad (14)$$

Dans cette équation, F_s correspond à la force de friction et F_a correspond à la force appliquée perpendiculairement à la surface.

De cette façon, nous pouvons facilement déterminer le coefficient de friction dynamique grâce à la pente des courbes tracées avec cette méthode. Afin de vérifier la reproductibilité des expérimentations et d'obtenir une valeur moyenne du coefficient de friction dynamique, chaque expérimentation a été répétée à au moins trois reprises pour les mêmes conditions opératoires. Dans le cas des expériences effectuées à 15 tr/min, cinq essais ont été réalisés pour vérifier la reproductibilité, au lieu de trois, en raison de la grande quantité de chaleur dissipée causée par la friction.

L'appareil utilisé est similaire à une extrudeuse de plus d'une façon:

- La forme du canal annulaire est équivalente au canal hélicoïdal d'une vis d'extrusion. Les diamètres externe et interne agissent sensiblement comme la surface du fourreau et la base de la vis, alors que le couvercle et le fond du canal annulaire

sont présents non seulement pour appliquer la pression mais aussi pour reproduire l'effet des filets de la vis.

-La rotation de la chambre d'échantillonnage correspond à la rotation de la vis.

-La méthode d'incrémentation de la pression appliquée en fonction du temps est un autre moyen de reproduire les effets ayant lieu dans une extrudeuse.

Toutes ces raisons font que l'appareil utilisé permet de bien reproduire les conditions expérimentales retrouvées dans la zone des transports des solides d'une extrudeuse.

3.7.2 Résultats expérimentaux

3.7.2.1 Résultats à la température ambiante

La figure 3.40 illustre la contrainte de cisaillement en fonction de la pression appliquée pour quelques unes des expérimentations effectuées à température ambiante. Tel que mentionné plus tôt, la pente de ces courbes représente une valeur moyenne du coefficient de friction dynamique. Pour le PVC et le HDPE, contrairement aux résultats obtenus auparavant par Spalding *et al.* (1993, 1995), la pression ne semble pas avoir un effet très important sur le coefficient de friction dynamique. Pour la plupart des expérimentations, aucune déviation sur nos résultats ne peut être attribuable à l'augmentation de la pression en fonction du temps. Parfois, pour des pressions relativement faibles, une petite déviation pouvait être observée. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'initialement, à cause de la forme et de l'empilement

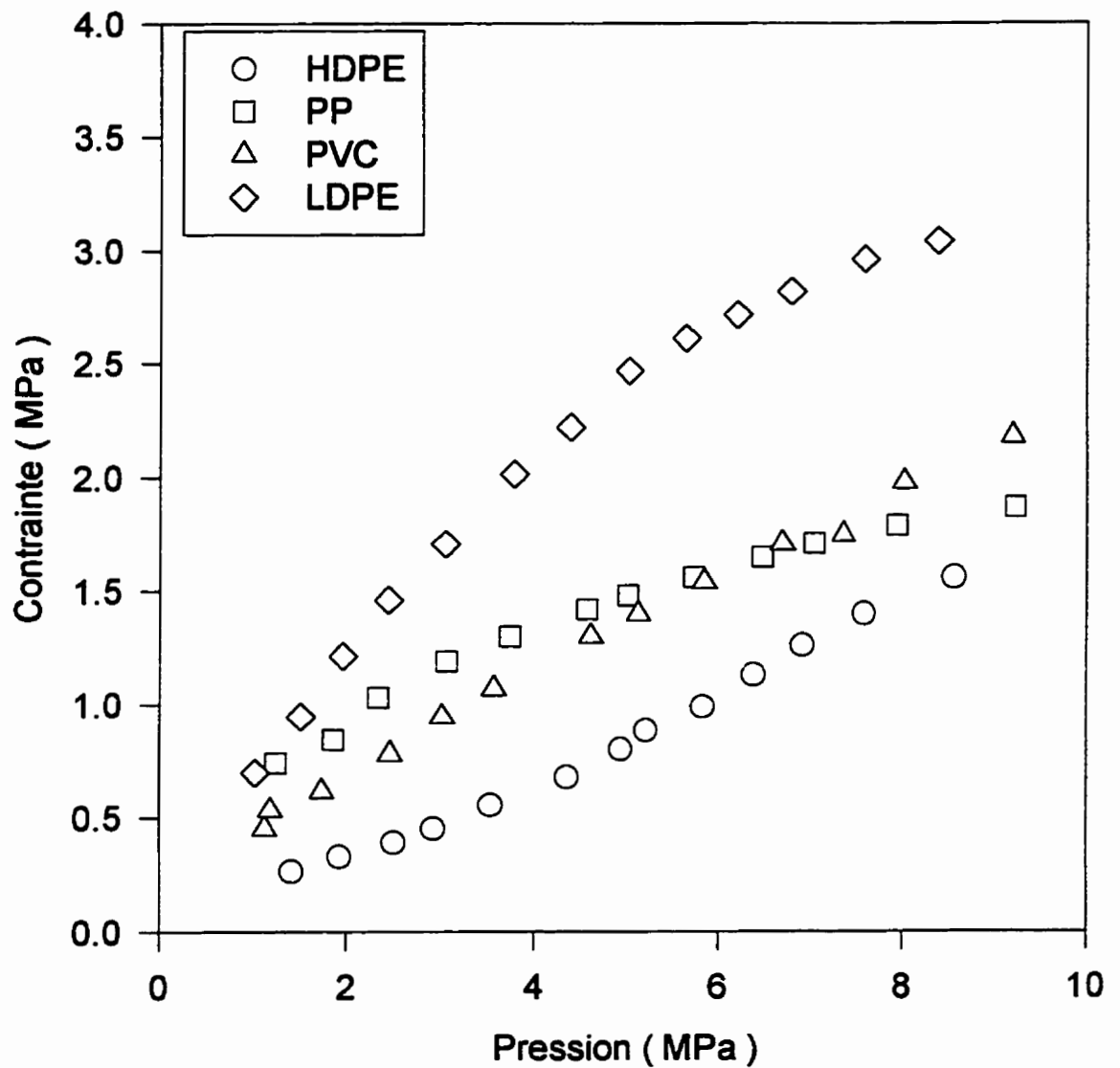


Figure 3.40: Évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression pour différents polymères à une température initiale de 20 °C

aléatoire des particules, la surface de contact n'est pas parfaite. La surface de contact réelle est probablement plus faible que la surface de contact optimale. Ceci a pour effet de diminuer artificiellement la force appliquée et cause un léger déplacement de la courbe vers la gauche de la valeur réelle. Volz (1982) a démontré que la surface de contact réelle est une fonction de la pression appliquée. Il réussit à montrer que lorsque la pression augmente, la surface de contact réelle augmente jusqu'au point où la surface de contact optimale est atteinte. De plus, lorsque la température était augmentée, le même phénomène pouvait être observé. Ce phénomène peut être directement relié au réarrangement et à la compression des particules. Pour le LDPE et le PP, un écart par rapport au comportement linéaire est observé lorsque la pression augmente (figure 3.40). Cet écart pourrait être attribué à l'influence de la pression sur le coefficient de friction, mais en réalité, tel qu'indiqué à la figure 3.41, l'effet principal est attribuable à la hausse de température qui a été mesurée à l'aide du thermocouple situé à 6 mm de l'interface entre les particules de polymère et le couvercle de métal.

Les figures 3.41 et 3.42 nous montrent aussi que la hausse de température du HDPE est beaucoup moins importante que la hausse de température des deux autres polymères. Ceci peut s'expliquer en étudiant les valeurs de la conductivité thermique de ces trois polymères obtenue à l'aide d'un TCA (Thermal Conductivity Analyzer) illustrées à la figure 3.2. La conductivité thermique du polyéthylène est d'environ 0.4 W/(m K) , ce qui est approximativement trois fois plus élevé que la valeur des deux autres polymères qui est d'environ 0.16 W/(m K) . Donc, le HDPE va transmettre plus de chaleur que le PP et le PVC,

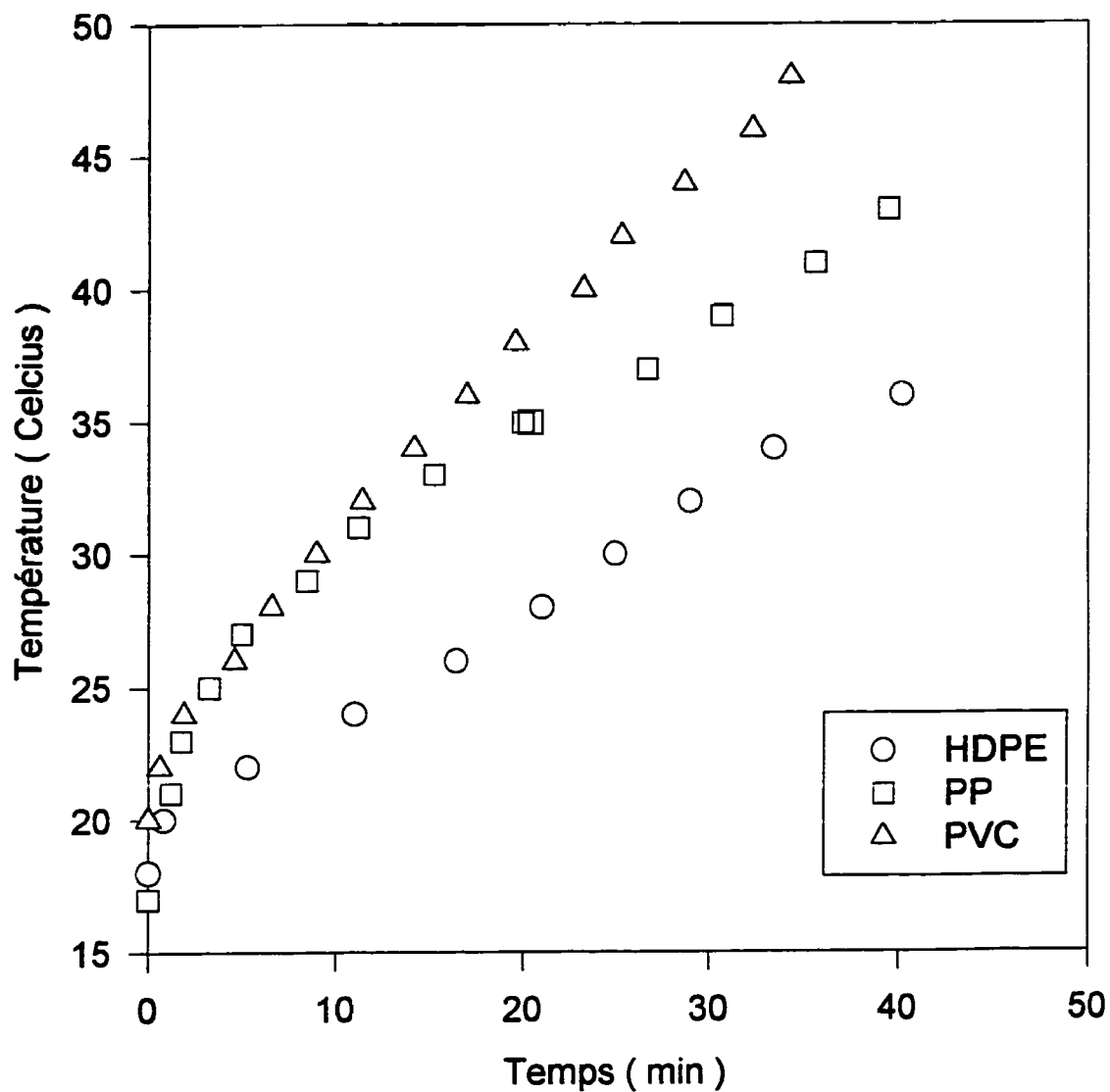


Figure 3.41: Évolution de la température en fonction du temps à une vitesse de 5 tr/min

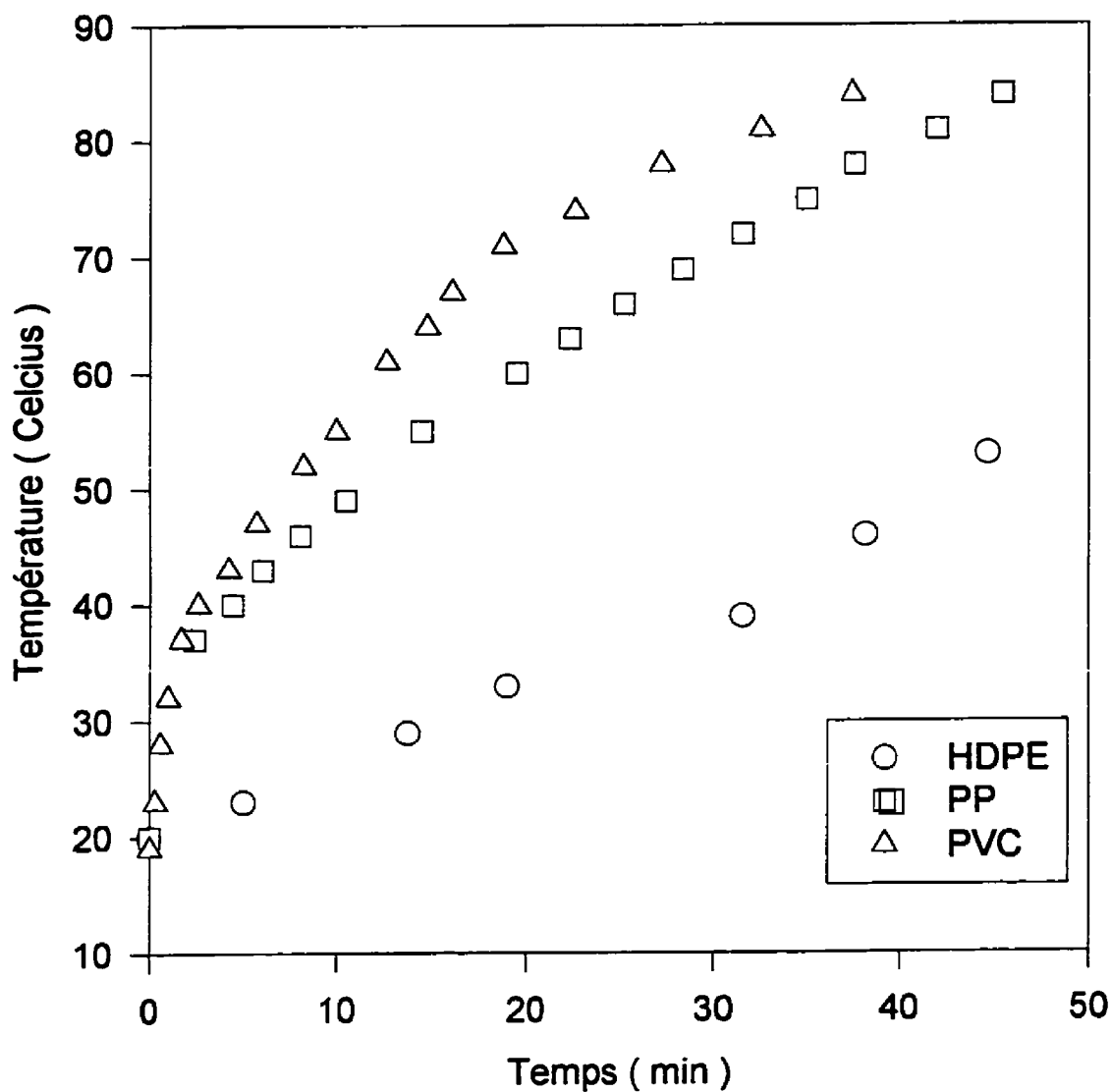


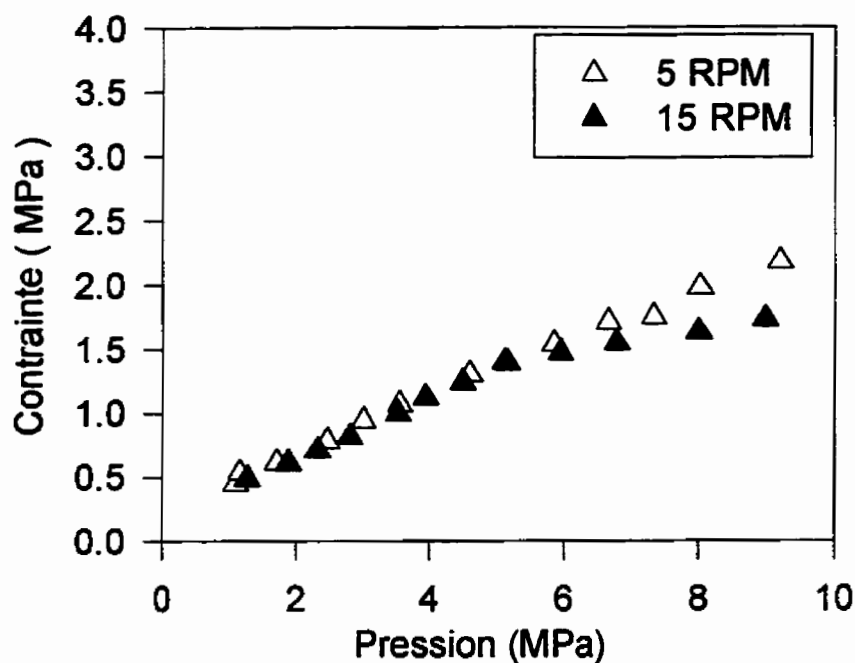
Figure 3.42: Évolution de la température en fonction du temps à une vitesse de 15 tr/min

ce qui aura pour effet de diminuer la quantité de chaleur transmise au couvercle, et donc de diminuer la quantité de chaleur transmise au thermocouple. L'augmentation de la température lors des 2 ou 3 premières minutes est très importante dans tous les cas à l'exception des expérimentations effectuées pour le HDPE à 15 tr/min. Ce haut taux d'augmentation de la température au début des expérimentations peut être attribué au réarrangement des particules lorsque la pression est initialement appliquée. Ce réarrangement a pour effet de causer une augmentation de la température résultant de la friction interparticulaire pendant les premières minutes de l'expérimentation. Les particules étant peu à peu comprimées, moins de mouvement interparticulaire est possible, ce qui a pour effet de faire progressivement diminuer la chaleur générée par friction interparticulaire et ne laisse comme source de génération de chaleur par friction que le contact entre le disque annulaire de métal et les particules de polymère.

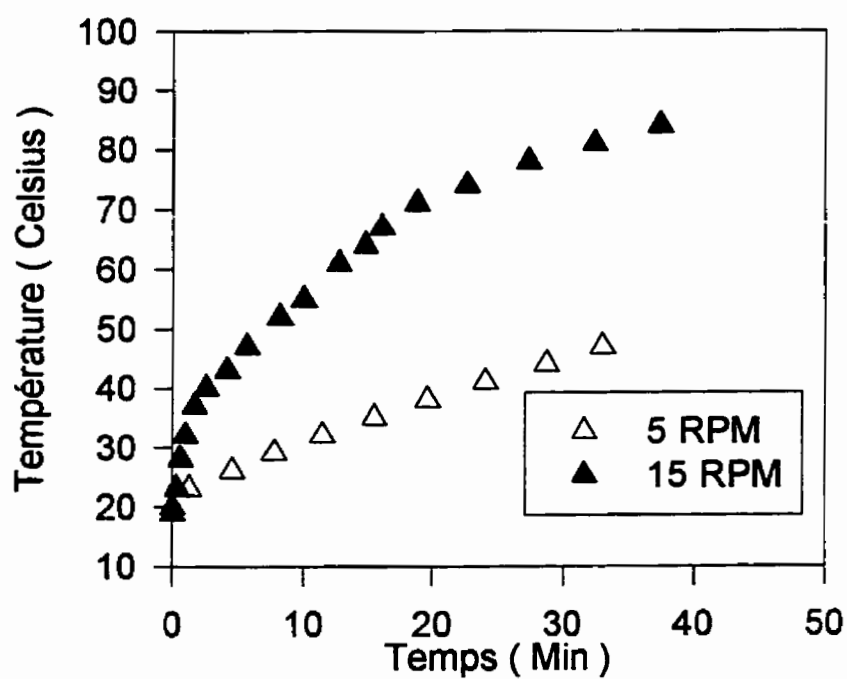
Lorsque la résistance électrique était en place (pour les expériences devant être réalisées à une température initiale supérieure à la température ambiante), l'augmentation de température était beaucoup plus faible. Pour une expérience durant 50 minutes, l'augmentation totale était d'environ 5 °C. Dans ces cas, l'expérimentation était considérée isotherme.

3.7.2.2 Condition des échantillons

Initialement, tous les essais étaient supposés être réalisés à 15 tr/min, mais suite à des problèmes de fusion, une vitesse de 5 tr/min a été choisie. A cette vitesse, une fois l'expérimentation terminée, les particules de polymère échantillonnées sont présentes sous plusieurs configurations différentes. Par exemple, les particules de PP étaient fortement imbriquées les unes contre les autres. La poudre résiduelle qui était présente sur les particules de PVC testées avait formé une mince couche qui peut avoir agi comme un roulement à bille contribuant ainsi à l'obtention d'une valeur du coefficient de friction plus basse que les valeurs obtenues par Schneider (1969) et Shooter (1952) pour ce polymère. Lorsque la température et la pression étaient élevées, les particules de PVC situées à l'interface fusionnaient. La pression à laquelle la fusion a lieu peut être facilement identifiée grâce au changement soudain de la pente résultant en une diminution de coefficient de friction au-dessus d'une certaine pression (voir la figure 3.43a). Un autre facteur intéressant est le fait que quelques uns des polymères fusionnaient à des températures inférieures à leur température de fusion. Une explication à ce phénomène a été fournie par Spalding *et al.* (1995). L'explication est la suivante: la force causée par la friction pouvant être utilisée pour briser l'adhésion entre les particules de polymères, Spalding suppose que dans certains cas, la rupture peut avoir lieu à l'intérieur même de la particule et, parce que les polymères ont un bas coefficient de transfert thermique, la chaleur causée par cette rupture a pour effet de créer une augmentation très localisée de la température à l'intérieur de la particule jusqu'à ce que la température de fusion soit atteinte.



a



b

Figure 3.43: Évolution de la contrainte en fonction de la pression et évolution de la température en fonction du temps (PVC)

3.7.2.3 Effet de la vitesse

Une courbe de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression réalisée avec des particules de PVC à deux vitesses de rotation est présentée à la figure 3.43a. Les valeurs obtenues pour une température initiale de 20 °C sont présentées au tableau 3.10.

Tableau 3.10: Valeur du coefficient de friction dynamique mesuré à la température ambiante.

Polymère	Vitesse de rotation 5 tr/min	Erreur relative (%)	Vitesse de rotation 15 tr/min	Erreur relative (%)
HDPE	0.19	5.9	0.16	6.1
HDPE type B	0.15	8.7	0.15	6.8
LDPE	0.41	2.2	0.37	4
PP	0.15	4.7	0.17	16
PP type B	0.14	25	0.13	28
PVC	0.21	4.2	0.18	10

Pour la gamme de vitesses de rotation étudiée, il semble que le coefficient de friction dynamique soit indépendant de la vitesse, pour tous les polymères testés. Ceci peut s'expliquer, tel qu'illustré à la figure 3.43b, par le fait qu'à grande vitesse la chaleur générée

par friction est plus élevée qu'à basse vitesse. Cette augmentation de la température peut avoir les effets suivants:

1- Une diminution de la contrainte de cisaillement.

2- Une augmentation de la surface de contact.

Comme le coefficient de friction dépend de ces deux paramètres, il peut diminuer ou augmenter dépendamment de l'importance relative de ces deux paramètres l'un par rapport à l'autre. Les résultats obtenus tendent à démontrer que la diminution de la contrainte de cisaillement est contrebalancée par l'augmentation de la surface contact. Les valeurs tabulées comme étant l'erreur relative au tableau 3.10 représentent la variation sur la moyenne des valeurs obtenues à l'aide de l'étude de reproductibilité. Pour la grande majorité des expérimentations effectuées, ces valeurs sont inférieures à 10 %, à l'exception des essais réalisés avec le PP de type B où l'erreur est de l'ordre de 25 %.

3.7.2.4 Effet de la forme

Lorsque l'on compare l'influence de la forme des particules sur le coefficient de friction, il est évident, et ce pour les deux cas étudiés, que ce facteur n'a qu'un faible effet sur le coefficient de friction. Les polymères de type B ont une courbe de contrainte de cisaillement en fonction de la pression appliquée qui est déplacée vers la droite tel qu'illustré à la figure 3.44. Par contre, malgré ce déplacement, les valeurs du coefficient de friction déterminées pour les

particules de type B à l'aide de cette courbe sont très rapprochées des valeurs obtenues pour les particules étalons.

Malgré les problèmes d'échauffement thermique, toutes les mesures effectuées donnent des valeurs de coefficient de friction comparables aux valeurs obtenues dans la littérature que l'on retrouve au tableau 3.11.

Tableau 3.11 : Comparaison entre les résultats obtenus dans cette étude et les résultats obtenus par d'autres auteurs.

Polymère	Spalding <i>et al.</i> (1993)	Schneider (1969)	Shooter (1952)	Emmanuel et Schmidt (1981)	Ce travail
HDPE	0.15-0.25	0.1-0.2	0.15-0.25	0.09	.15-.19
PP	-----	0.25-0.4	-----	-----	.13-.17
PVC	-----	.4	.5	-----	.18-.21
LDPE	0.2-0.5	.4	-----	0.51-0.7	.37-.41

Les valeurs obtenues pour le HDPE et le LDPE sont dans la même gamme de valeurs que celles obtenues par Schneider (1969), Shooter (1952) et Spalding (1993). Par ailleurs, les valeurs acquises pour le PP et le PVC possèdent des valeurs de coefficient de friction plus basses que celles obtenues par ces mêmes auteurs.

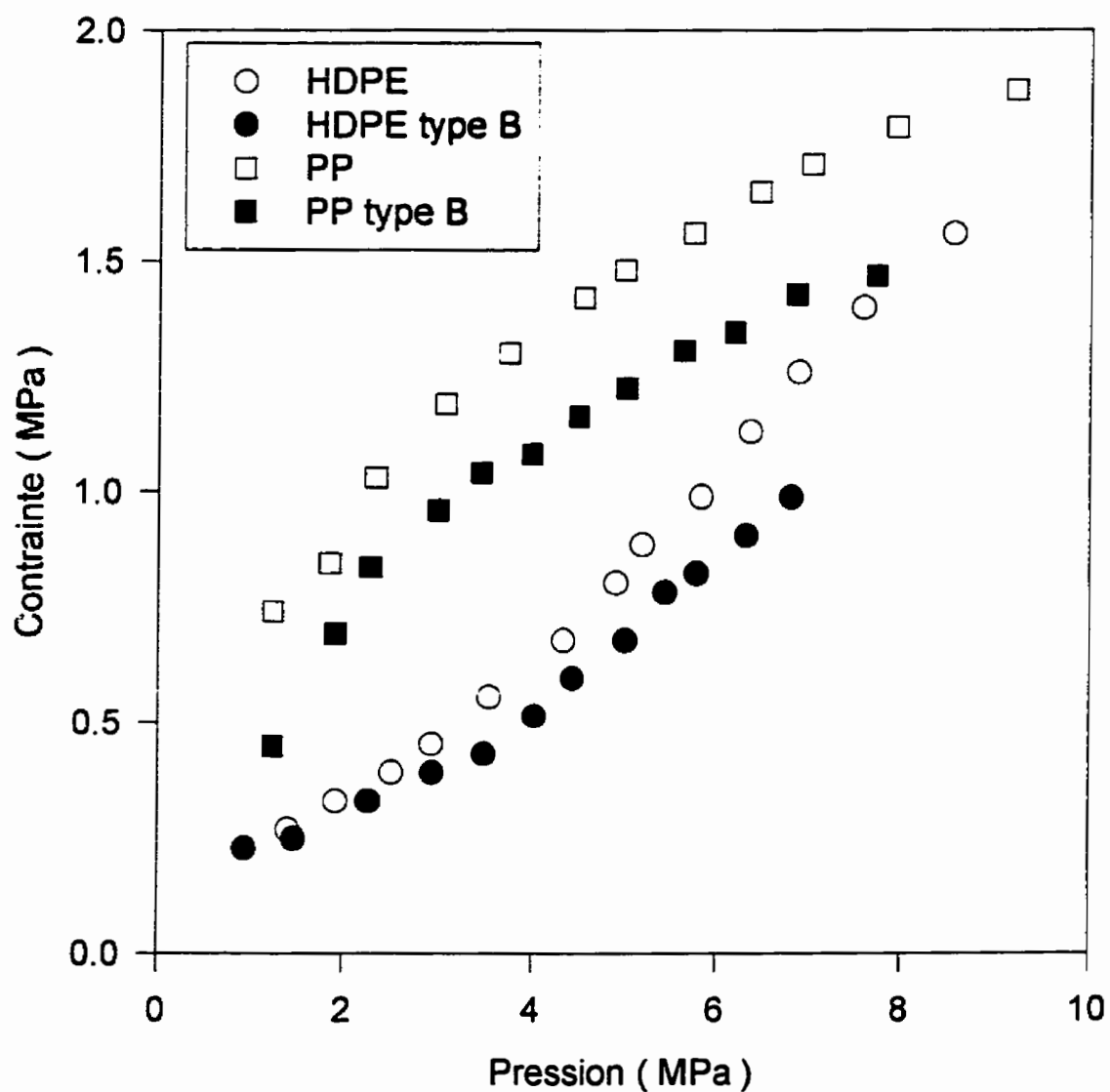


Figure 3.44: Effet de la variation de la forme des particules sur la contrainte de cisaillement

3.7.3 Mesures à haute température

Pour des températures initiales supérieures à 50 °C, l'expérimentation peut être considérée comme isotherme, la température finale étant d'approximativement 5 °C supérieure à la température initiale. Dans ces conditions, les mesures sont extrêmement reproductibles comme on peut le voir à la figure 3.45. Pour les particules de HDPE et de PVC, il semble que le coefficient de friction diminue lorsque la température interfaciale augmente (figure 3.46). Ce résultat est similaire aux données obtenues par Spalding et Hyun (1993) à une pression de 6.9 MPa. Pour des pressions plus faibles, ces auteurs ont observé une augmentation du coefficient de friction en fonction de la température, ce qui correspond aux résultats obtenus par Emmanuel et Schmidt (1981). Pour les particules de PP, contrairement aux résultats obtenus par Chung *et al.* (1977), il ne semble pas y avoir de variation de la valeur du coefficient de friction sur la gamme de températures étudiée. Le coefficient de friction semble se maintenir à une valeur relativement stable de 0.15.

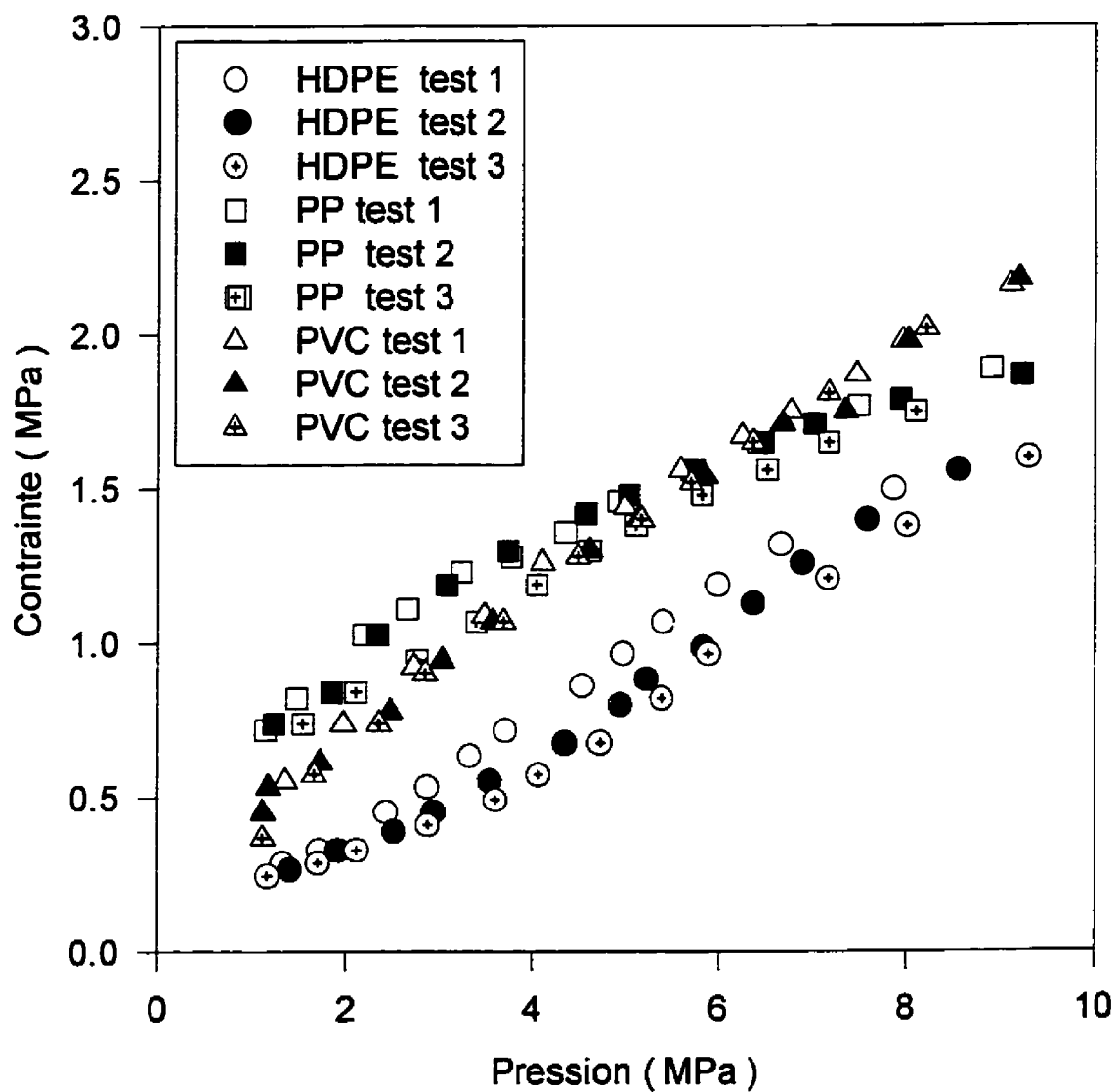


Figure 3.45: Étude de reproductibilité

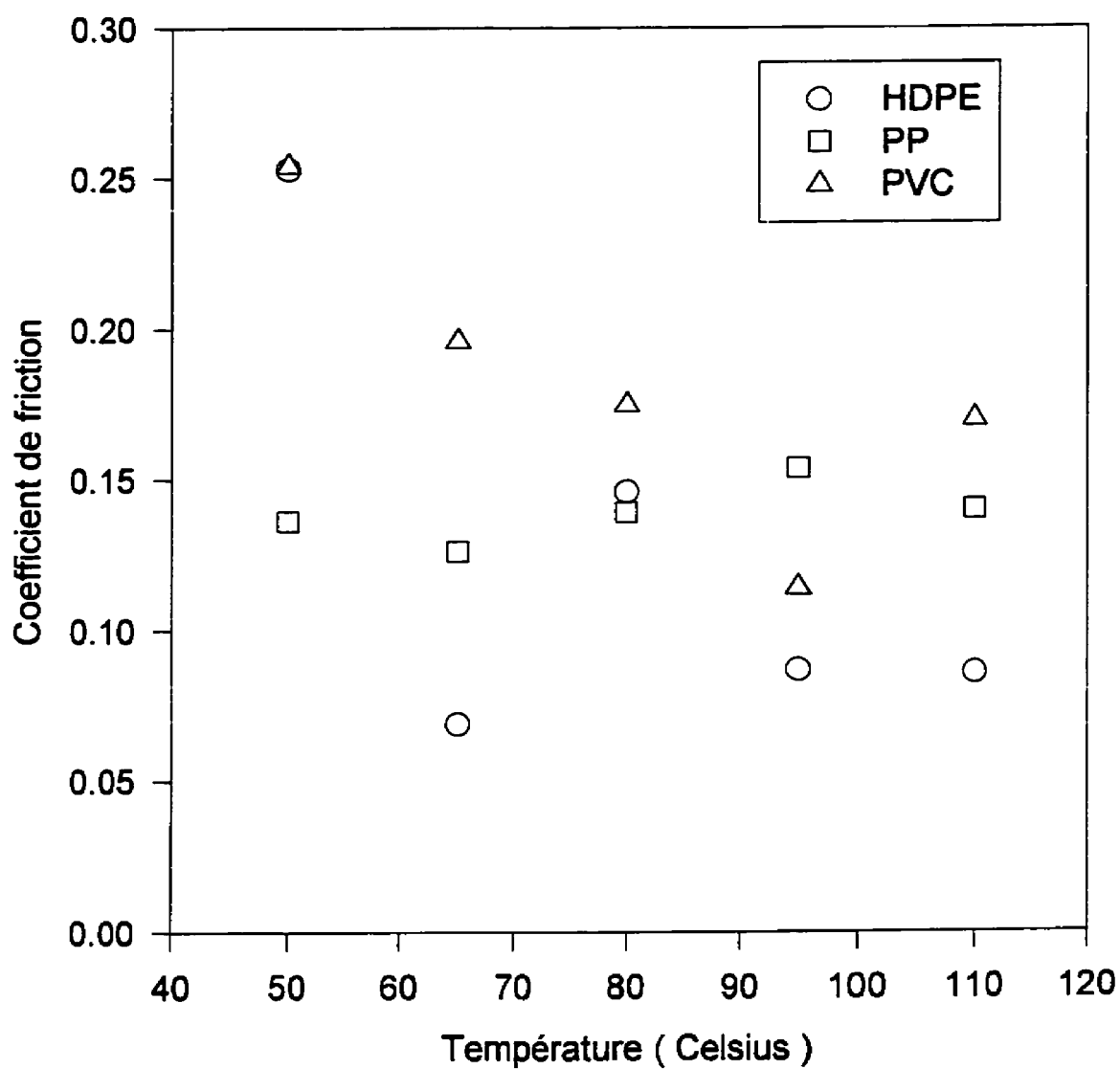


Figure 3.46: Évolution du coefficient de friction de différents polymères en fonction de la température

3.7.4 Calculs numériques

3.7.4.1 Méthode et hypothèses

A cause de la forte augmentation de température subie lors des expérimentations réalisées initialement à température ambiante, une analyse numérique s'avère nécessaire afin de déterminer la température à l'interface particules-métal. Comme la valeur du coefficient de friction varie en fonction de la température, la variation de cette température en fonction du temps doit être connue. L'équation de transfert de chaleur en coordonnées cylindriques, en considérant que la température ne varie pas en fonction de l'angle θ , est donnée par la relation suivante:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_{gen} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (15)$$

Le terme de génération de chaleur q_{gen} est une fonction de la pression appliquée P , de la vitesse de rotation N , de la surface de contact A , du diamètre et du coefficient de friction dynamique. Il peut être défini par la relation suivante:

$$q_{gen} = \mu_{pol-métal} P N D \pi A \quad (16)$$

Un second terme de chaleur générée doit être ajouté afin de pouvoir tenir compte de la chaleur générée par le réarrangement des particules de polymères au début des

expérimentations. Ce second terme a été utilisé pour les calculs réalisés pour les particules de PP et de PVC parce que ces deux polymères subissaient une très forte augmentation de la température dans les premières minutes d'expérimentation. Ce terme peut s'écrire de la façon suivante:

$$q_{gen} = \mu_{pol-pol}^P N D \pi A Dens \epsilon X \quad (17)$$

Où Dens est le pourcentage de densification des particules de polymère qui peut être évalué de la façon suivante:

$$Dens = \frac{\rho(\text{à la pression } P)}{\rho_{max}} \quad (18)$$

La valeur de la densité des particules de polymère en fonction de la pression a été obtenue à l'aide des courbes de compaction présentées précédemment. Le pourcentage de vide est représenté par ϵ et le nombre total de contacts estimé entre les particules de polymère est représenté par X. La valeur de X dépend de la forme générale des particules de polymère. Les particules de grande taille (PVC) ont donc une plus petite valeur de X que les particules de petite taille (PP). Les valeurs utilisées lors des calculs sont présentées au tableau 3.12. Grâce à ce second terme l'évolution de la chaleur générée par friction peut être simulée convenablement. Par exemple, lorsque les particules sont comprimées en un bloc compact,

le pourcentage de densification augmente, ce qui a pour effet direct d'augmenter la surface de contact. Par contre, le pourcentage de vide diminue de telle façon qu'après quelques minutes il n'y a presque plus de chaleur générée par friction interparticulaire, car aucun mouvement n'est possible. Le coefficient de friction interparticulaire $\mu_{\text{pol-pol}}$ a été pris comme étant égal au coefficient de friction métal polymère ($\mu_{\text{pol-acier}}$) comme l'ont démontré Levy et Dubois (1977).

Le système d'équations a été résolu à l'aide d'une méthode de différences finies en utilisant un maillage de 1 mm par 1 mm, nous donnant ainsi plus de 4200 points à calculer pour chaque itération. La géométrie symétrique permet d'effectuer le calcul sur une seule moitié de l'appareil (voir figure 3.47) de façon à réduire le temps de calcul. Une méthode de résolution implicite a été choisie afin de résoudre les équations. Cette méthode a été préférée à la méthode explicite pour sa plus grande stabilité et pour la possibilité d'utiliser de plus grands pas de temps. Les principales hypothèses faites afin de mener à bien les calculs sont :

- 1- Conduction bi-directionnelle.
- 2- Température ambiante constante à une valeur de 20 °C.
- 3- Convection naturelle sur tous les cotés exposés à l'air.
- 4- La chaleur est générée uniquement à l'interface polymère métal.
- 5- La résistance de contact a été négligée.

Le coefficient de convection naturelle a été évalué par une relation donnée par De Witt et Incropera (1990). Une représentation schématique de la boucle logique utilisée afin de réaliser le calcul est illustrée à la figure 3.48. Il est facile d'observer que le coefficient de friction a été calculé de façon à ce que la chaleur générée soit suffisante pour reproduire l'évolution de l'augmentation de la température à la position du thermocouple en fonction du temps. Toutes les propriétés physiques utilisées dans ce calcul, à l'exception de la conductivité thermique des polymères, qui a été déterminée expérimentalement, ont été tirées de De Witt et Incropera (1990) et de Domininghaus (1993) et sont présentées au tableau 3.12.

Tableau 3.12: Propriétés physiques utilisées dans le calcul.

Matériau	Chaleur spécifique C_p J/(kg °C)	Densité kg/m	X Nombre total de contacts	Conductivité thermique k (W/mK)
HDPE	1855	955	non applicable	$=2.132-.296*\ln(T)$
PP	1789	892	6	$=.3173-.0252*\ln(T)$
PVC	850	1400	3	$=1.27+.242*\ln(T)$
ACIER	477	7900	non applicable	$=(T+273)/50 + 12.6$

Les calculs ont été faits pour des vitesses de rotation de 5 et de 15 tr/min pour les trois polymères principaux utilisés lors de ce travail.

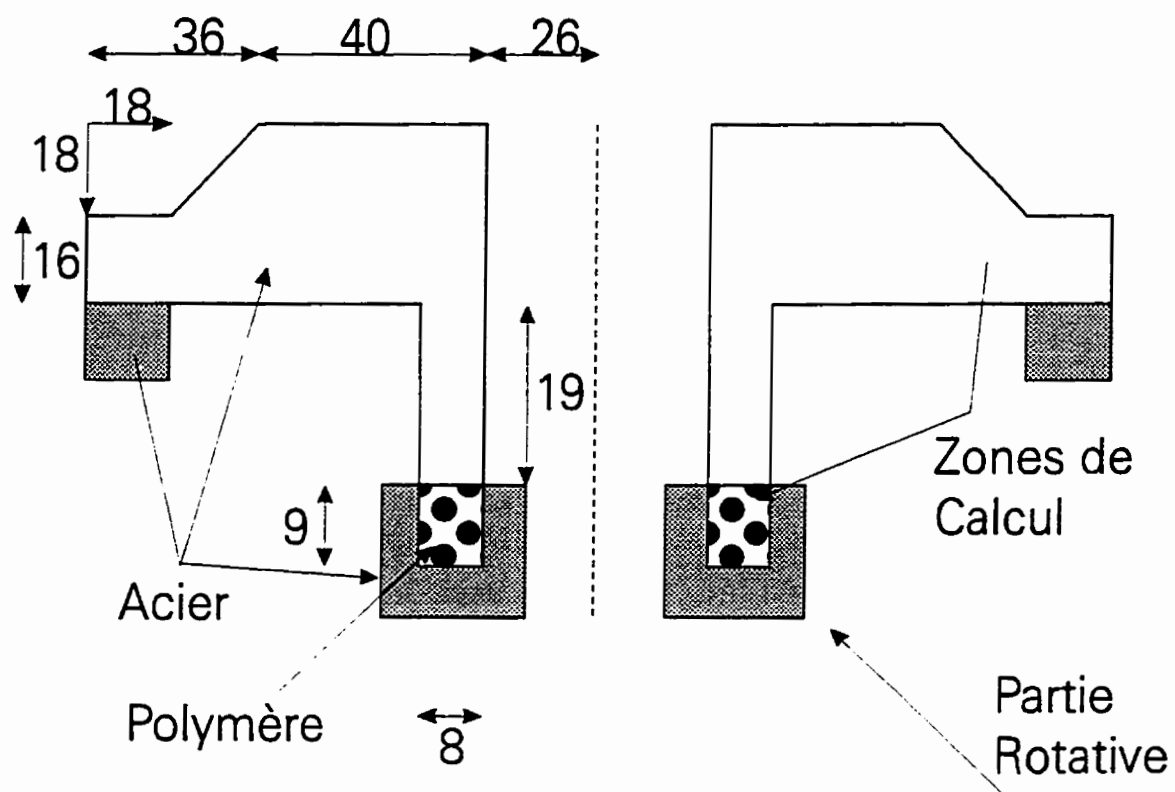


Figure 3.47: Schéma de la géométrie utilisée lors des simulations

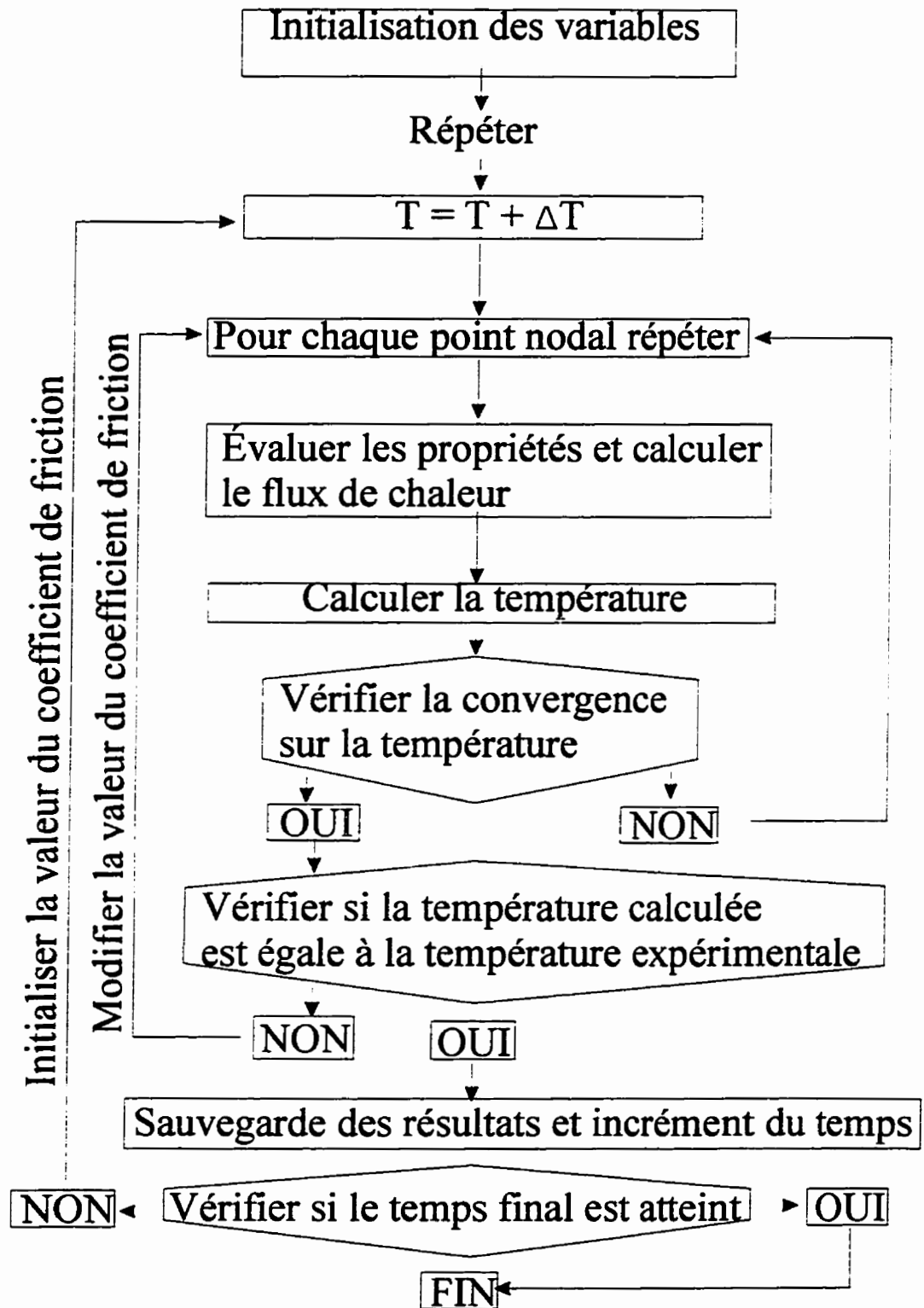


Figure 3.48: Algorithme de résolution du logiciel Friction

3.7.4.2 Calculs à une vitesse de 5 tr/min

Les résultats des calculs sont présentés aux figures 3.49 à 3.52. Sur la figure 3.49 on peut observer que la température interfaciale est d'environ 5 °C plus élevée que la température du thermocouple. De plus, cette figure nous permet de voir que l'allure de la courbe de température calculée est sensiblement la même que l'allure de la courbe expérimentale (figure 3.41). Les figures 3.50 à 3.52 représentent l'évolution du coefficient de friction dynamique pour les trois polymères. Le coefficient de friction indiqué par le symbole blanc est celui obtenu à une température initiale de 20 °C. La température à laquelle ce point est placé est la température moyenne. Les calculs semblent indiquer que le coefficient de friction diminue très rapidement dans les premières minutes de l'expérimentation, pour ensuite atteindre un taux de variation moins abrupt intersectant les valeurs expérimentales obtenues à haute température. Les calculs semblent représenter assez bien les résultats expérimentaux obtenus pour le PVC et le HDPE (figures 3.50 et 3.52). La courbe réalisée à partir de simulation numérique et la courbe expérimentale possèdent la même évolution du coefficient de friction en fonction de la température. Pour le PP (figure 3.51), la même diminution rapide du coefficient de friction est observée jusqu'à ce qu'une valeur de 0.22 soit atteinte. Il semblerait que la quantité d'énergie générée par le réarrangement des particules soit sous-estimée par le calcul. Cette sous évaluation est probablement due à une sous évaluation du nombre total de contacts.

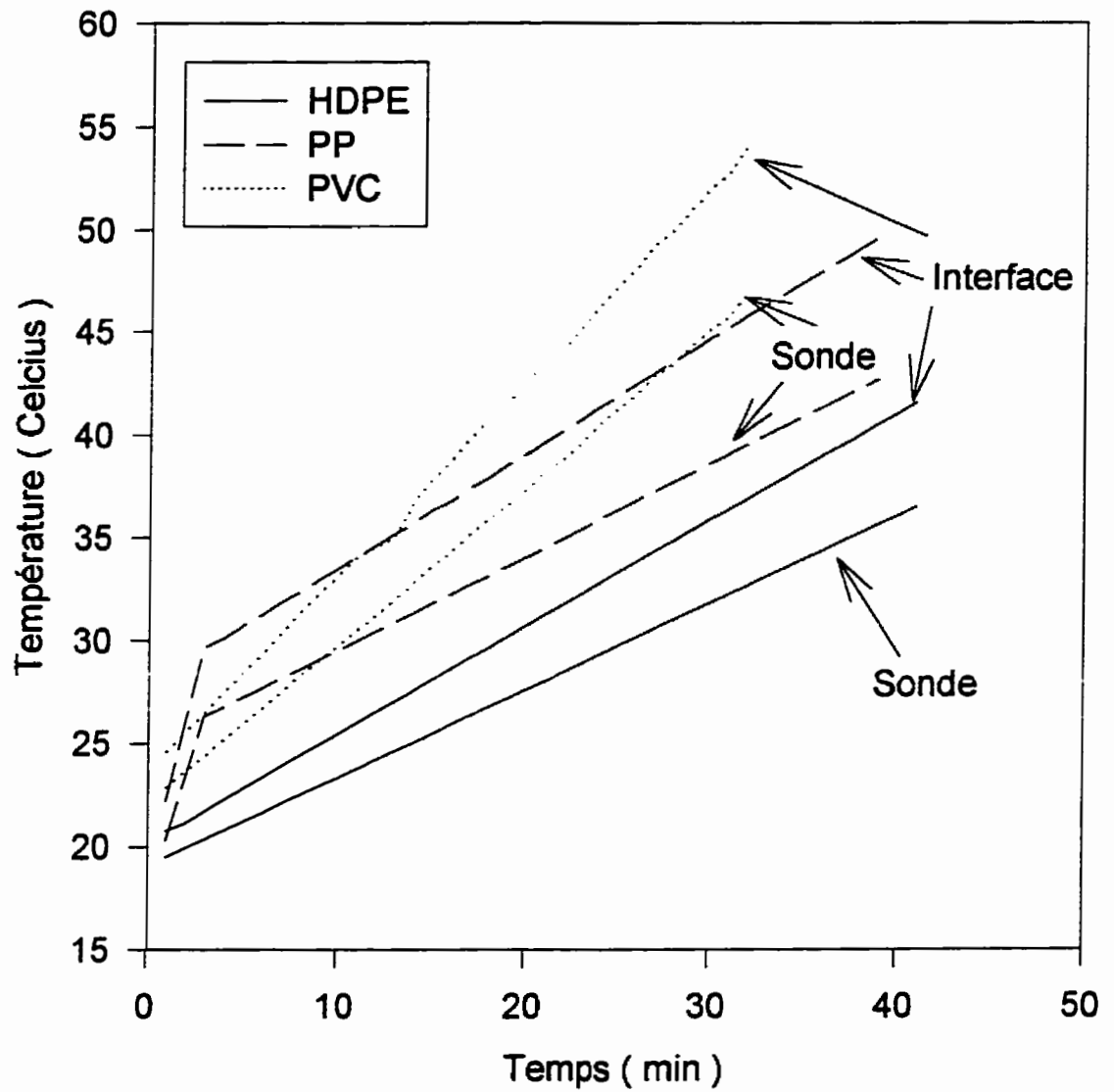


Figure 3.49: Évolution de la température calculée en fonction du temps à une vitesse de 5 tr/min

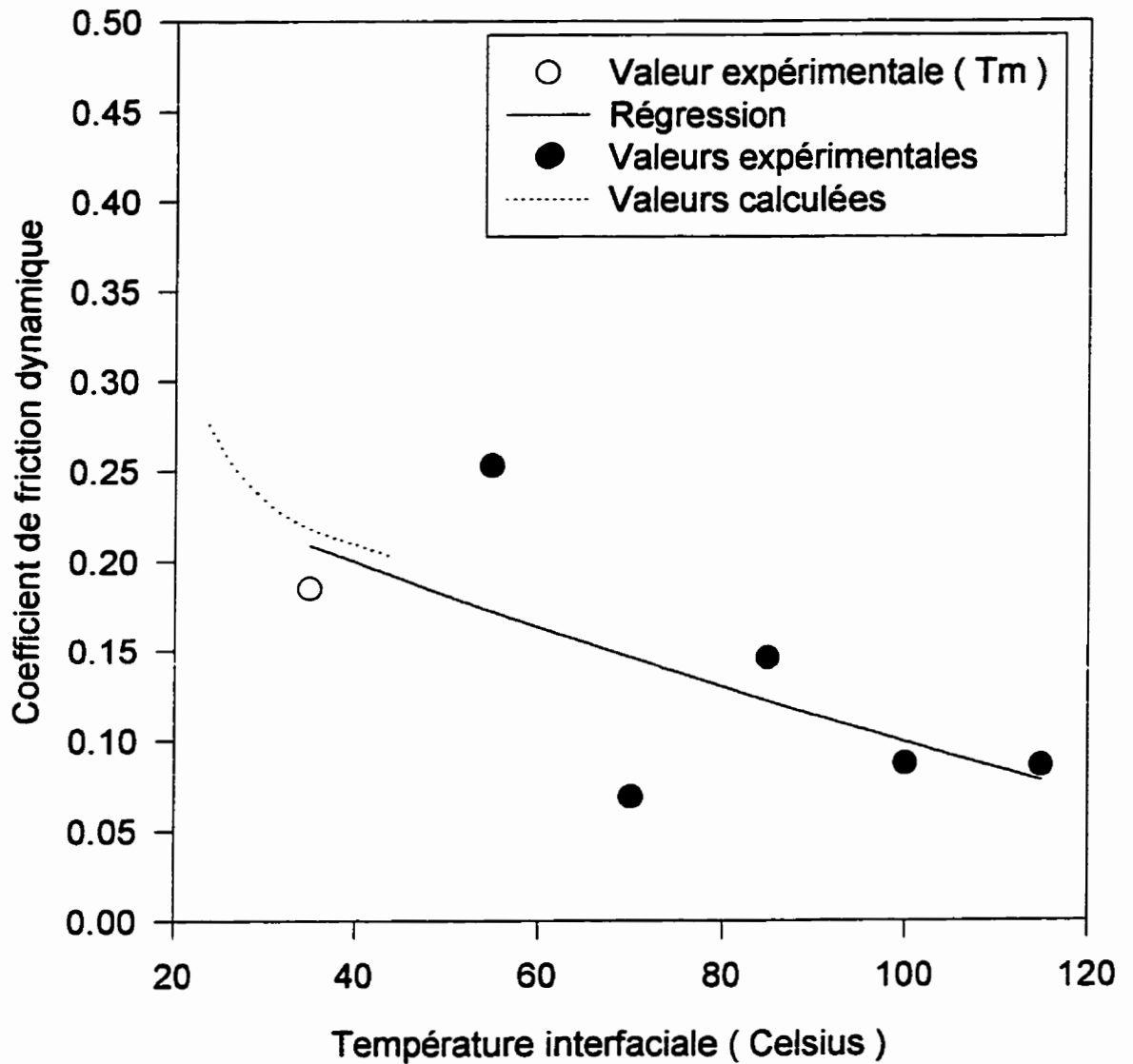


Figure 3.50: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le HDPE à une vitesse de 5 tr/min

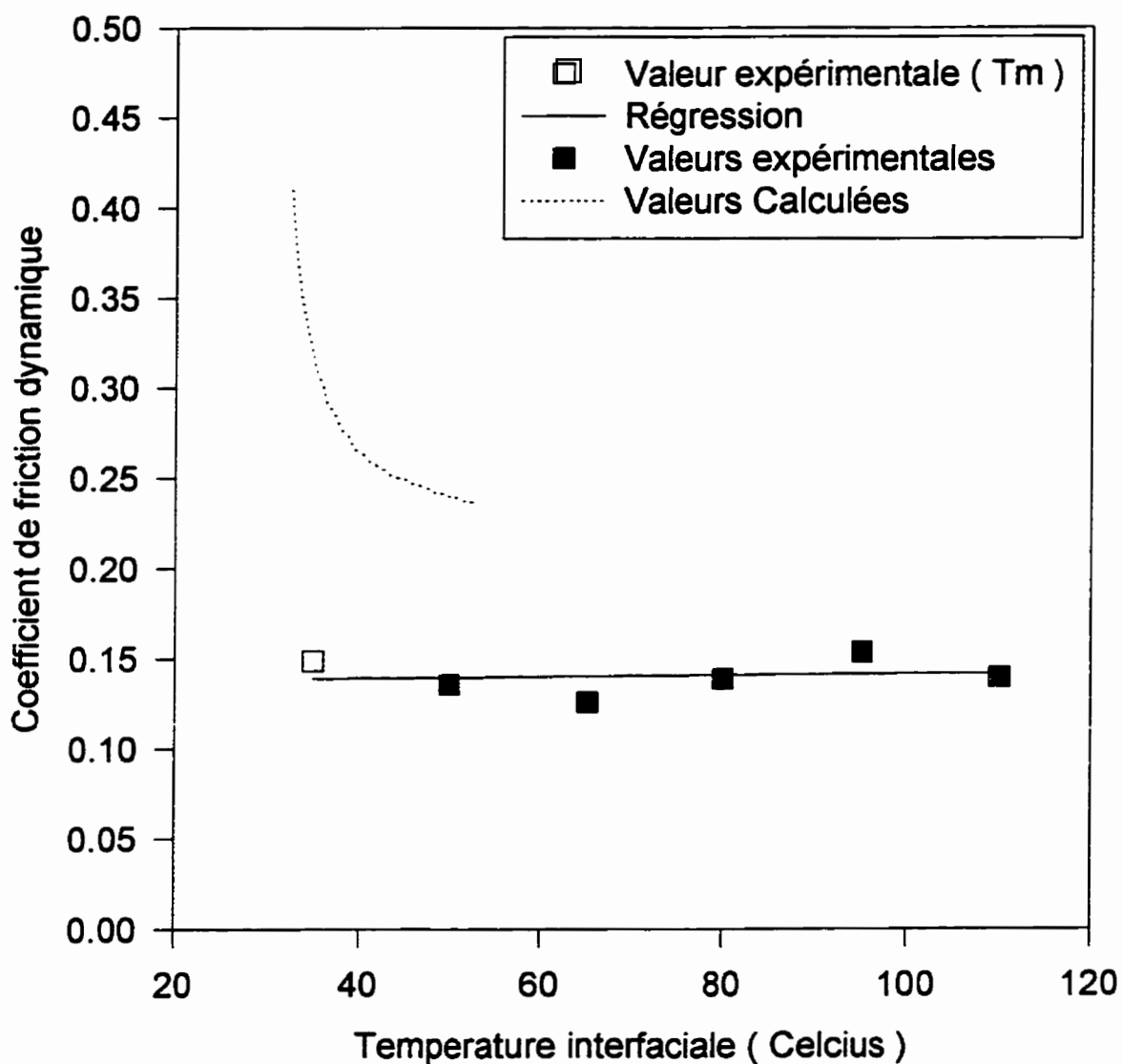


Figure 3.51: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le PP à une vitesse de 5 tr/min

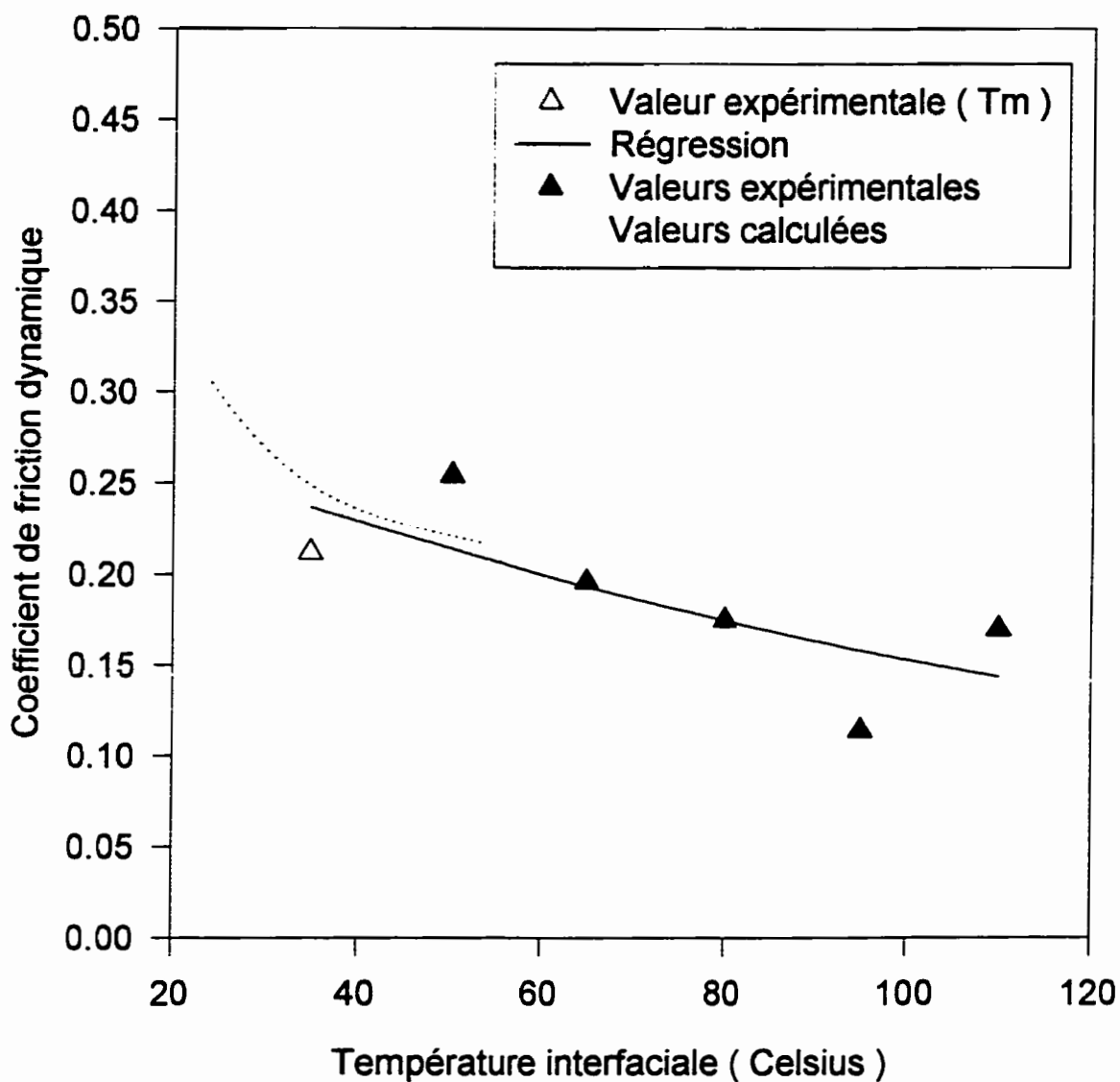


Figure 3.52: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le PVC à une vitesse de 5 tr/min

3.7.4.3 Calculs à une vitesse de 15 tr/min

Les résultats obtenus pour une vitesse de rotation de 15 tr/min sont similaires à ceux obtenus à 5 tr/min pour tous les polymères, à l'exception du HDPE. Les calculs effectués pour le HDPE à 15 tr/min montrent une légère augmentation du coefficient de friction en fonction de la température. Les valeurs expérimentales obtenues à 15 tr/min sont relativement près des valeurs calculées. La figure 3.53 montre une représentation combinée de deux simulations effectuées sur le PP à des vitesses différentes. Les deux courbes sont presque continues sur toute la gamme de température, ce qui semble être une autre indication du peu d'effet qu'aurait la vitesse de rotation sur le coefficient de friction.

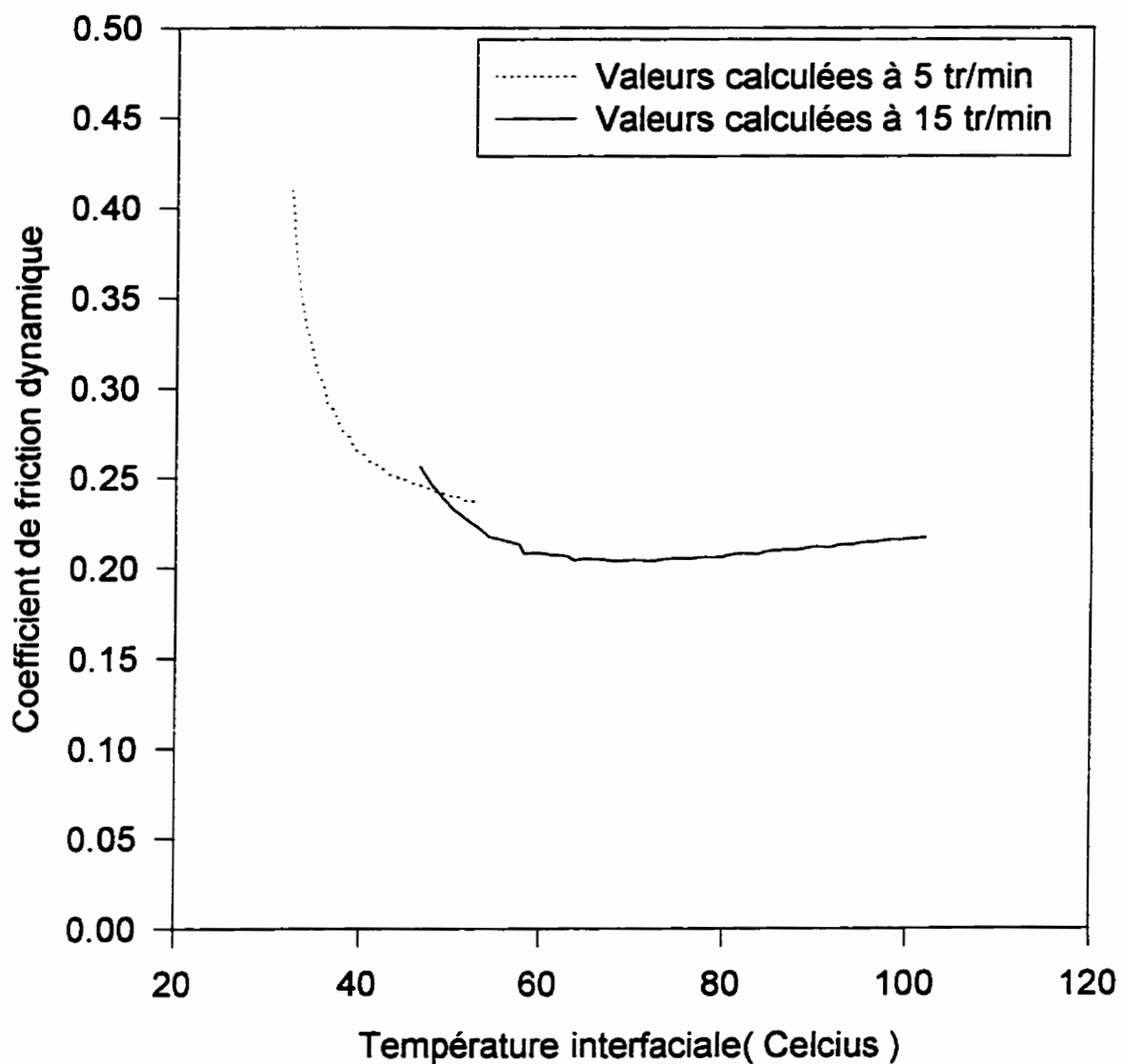


Figure 3.53: Évolution du coefficient de friction dynamique en fonction de la température interfaciale pour le PP à des vitesses de 5 et 15 tr/min

CHAPITRE 4 Modélisation

4.1 Zone de transport des solides

4.1.1 Principes

Le modèle de Darnell et Mol (1956) est le modèle le plus fréquemment utilisé afin de décrire le mouvement des particules de polymère dans la zone de transport des solides d'une extrudeuse. Afin de simplifier l'analyse, le fourreau de l'extrudeuse est considéré comme tournant à la même vitesse que la vis et la vis est considérée comme étant immobile. Grâce à cette simplification, il est possible de négliger les forces centrifuges. Une façon très simple d'expliquer le principe de base du modèle de Darnell et Mol est d'imaginer un bloc rigide encastré entre deux plaques infinies comme cela est illustré à la figure 4.1.

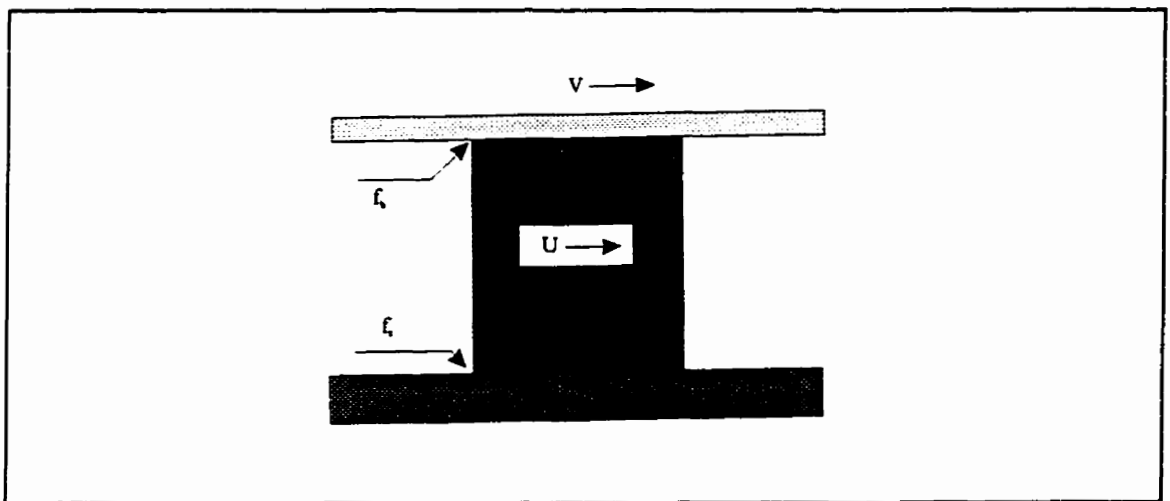


Figure 4.1: Représentation simplifiée des forces agissant sur le lit des solides

L'une de ces plaques se déplace alors que l'autre est immobile. On peut alors appliquer cet exemple à une extrudeuse sans parois latérales où l'on supposerait que la paroi supérieure (le baril) se déplace et que la paroi inférieure (la vis) reste immobile. Si la pression P appliquée par les deux plaques est égale sur la surface supérieure comme sur la surface inférieure, la force de friction exercée par la plaque se déplaçant est égale à $F_b = P * Surface_b * f_b$. À l'opposé, la plaque inférieure a pour effet de tenter de retenir le bloc immobile avec une force égale à $F_v = P * Surface_v * f_v$. Comme la surface de contact et la pression sont égales sur la plaque inférieure comme sur la plaque supérieure, les paramètres qui détermineront si il y aura un mouvement sont les coefficients de friction f_b et f_v . Si le coefficient de friction de la plaque supérieure est plus élevé que le coefficient de friction de la plaque inférieure, la vitesse du bloc accélérera jusqu'à ce qu'elle atteigne la vitesse de la plaque supérieure. Si le cas inverse se produit, le bloc ralentira jusqu'à une vitesse nulle. Si les deux coefficients de friction sont égaux, alors la vitesse du bloc sera comprise entre la vitesse de la plaque supérieure et zéro. Le modèle de Darnell et Mol suit un principe similaire mais plus complexe. Le modèle qui a été utilisé afin de réaliser les calculs est similaire au modèle de Tadmor (1972) mais comporte quelques modifications. Afin de pouvoir décrire adéquatement le transport des particules de polymère, il faut avoir un modèle prédisant à la fois l'évolution de la température dans le lit des solides et l'évolution de la pression le long du canal d'écoulement.

En raison de la géométrie hélicoïdale du canal d'écoulement de la vis d'extrusion, en temps normal il faudrait utiliser des coordonnées cylindriques, mais afin de rendre les calculs plus simples, le canal de la vis est considéré comme étant déroulé en un canal rectangulaire de la façon illustrée à la figure 4.2.

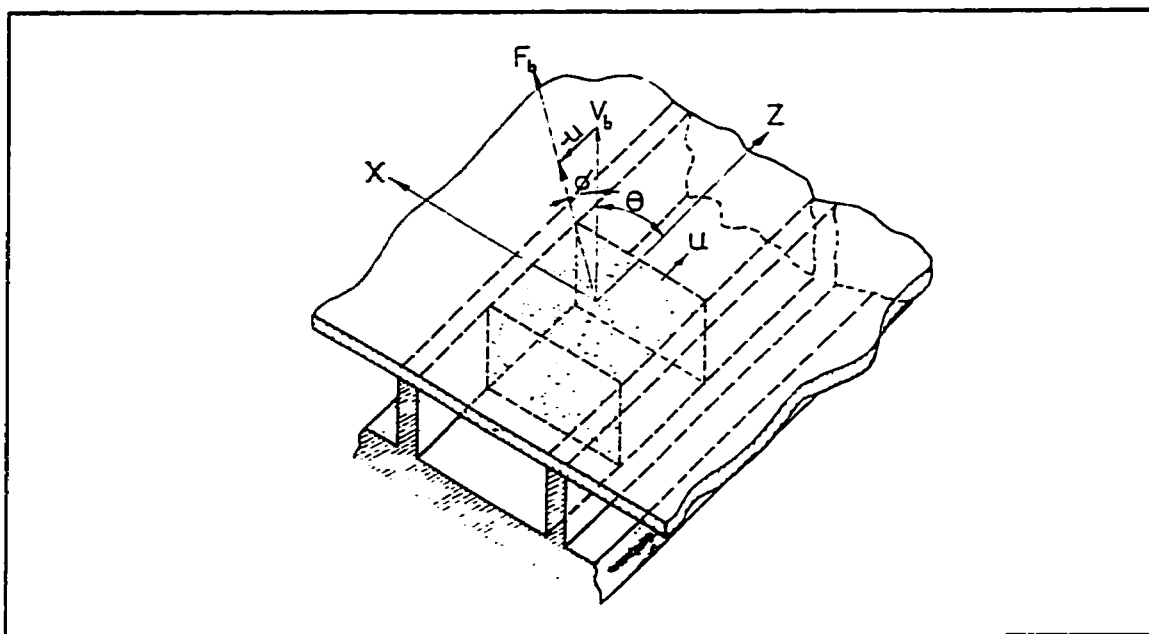


Figure 4.2: Représentation du canal de la vis déroulé

Ceci permet l'utilisation de coordonnées cartésiennes. Les forces exercées sur le solide doivent donc être décomposées en deux composantes, une axiale qui permet de réaliser un bilan de force, et une tangentielle permettant d'effectuer un bilan de couple.

Afin de faciliter la compréhension, la notation qui est utilisée afin de décrire la zone de transport des solides est présentée à la figure 4.3.

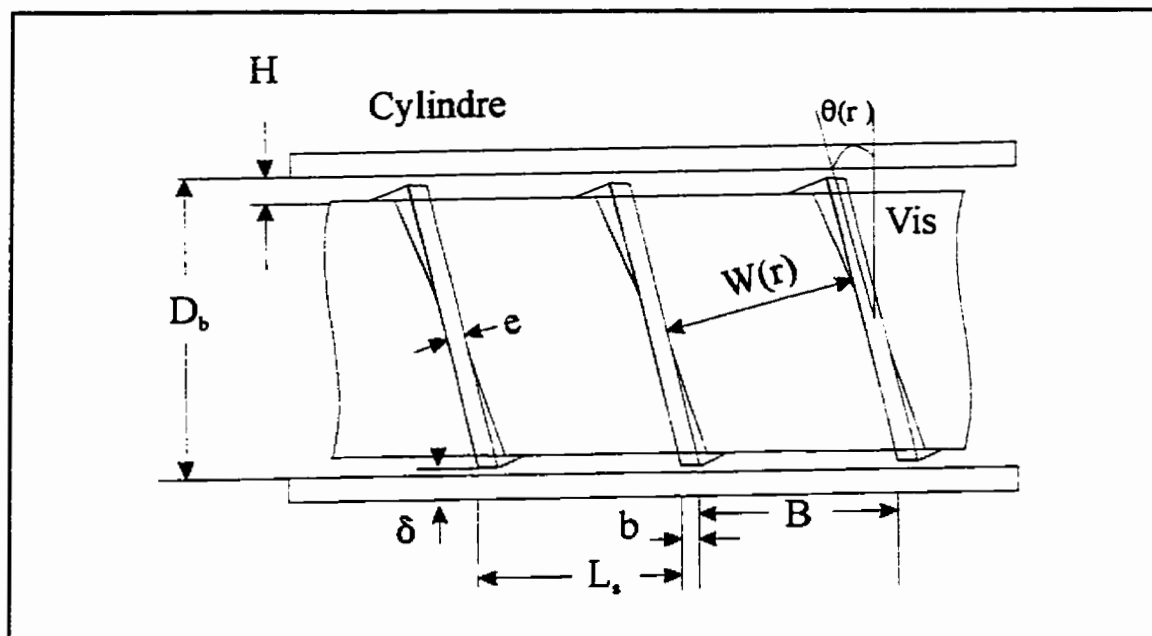


Figure 4.3: Dimensions caractéristiques d'une vis d'extrusion

D_b : Diamètre interne du cylindre.

D_s : Diamètre de la vis au-dessus des filets.

δ : Espace libre entre le fourreau et les filets (entrefer).

L_s : Pas de la vis.

W : Largeur du canal d'écoulement.

e : Épaisseur du filet.

L : Longueur de la vis.

Z : Longueur le long du canal d'écoulement.

H : Profondeur du canal d'écoulement.

θ : Angle d'hélice du filet.

Il est possible de déterminer la valeur de ces paramètres grâce aux relations suivantes:

$$W = L_s \cos \theta - e = \pi D_s \sin \theta - e \quad (19)$$

$$D_s = D_b - 2\delta \quad (20)$$

$$Z = \frac{L}{\sin \theta} \quad (21)$$

$$\tan \theta = \frac{L_s}{\pi D_s} \quad (22)$$

De plus, la vitesse de rotation du fourreau peut être transformée en vitesse linéaire et ensuite décomposée en deux de la façon suivante:

$$V_{bx} = V_b \sin \theta \quad (23)$$

$$V_{bz} = V_b \cos \theta \quad (24)$$

$$V_b = \pi N D_b \quad (25)$$

Un schéma de la vis d'extrusion utilisée ainsi que ses dimensions est présenté en annexe V.

4.1.2 Détermination du profil de pression

L'équation permettant de décrire le débit massique dans la zone de transport des solides est une fonction de la vitesse du lit des solides dans la direction axiale de la vis. Cette vitesse est indépendante de la profondeur du canal d'écoulement. Le débit massique est aussi une fonction de la surface de la section du lit et peut s'exprimer de la façon suivante:

$$Q_s = V_{sa} A = V_{sa} \int_{R_s}^{R_b} \left(2\pi R - \frac{pe}{\sin \theta} \right) dR \quad (26)$$

Dans cette équation, p est le nombre de filets et V_{sa} correspond à la vitesse du lit des solides qui n'est pas connue. L'angle θ , qui dépend du rayon R , peut être approximé sans ajouter une erreur appréciable en utilisant un angle moyen θ_m . L'intégration de cette équation donne:

$$Q_s = V_{sa} \left[\frac{\pi}{4} (D_b^2 - D_s^2) - \frac{peH}{\sin \theta_m} \right] \quad (27)$$

La vitesse du lit dans la direction de l'écoulement à la surface du fourreau (V_{sz}), qui est illustrée à la figure 4.4, est égale à :

$$V_{sz} = \frac{V_{sa}}{\sin \theta} \quad (28)$$

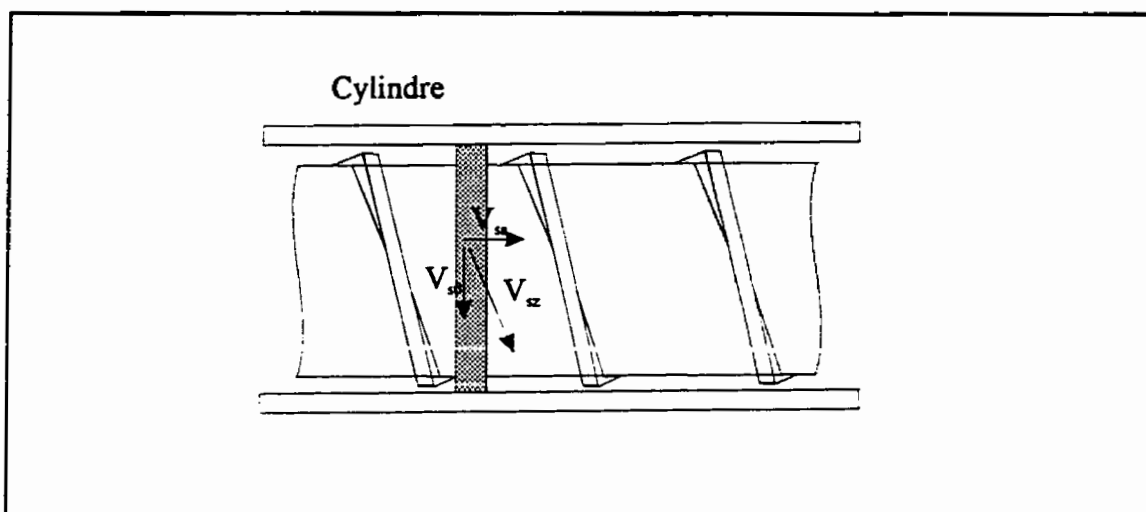


Figure 4.4: Décomposition de la vitesse du lit des solides

L'angle ϕ représente la vitesse du lit des solides relativement au déplacement du fourreau. Or, cet angle doit absolument être connu si on désire effectuer un bilan de force, car la force appliquée par le baril sur le lit des solides est dépendant de cet angle. On peut facilement voir que l'angle ϕ peut être déterminé avec la relation suivante:

$$\tan\phi = \frac{V_{sa}}{V_b - \frac{V_{sa}}{\tan\theta_b}} \quad (29)$$

En réarrangeant cette équation, on obtient:

$$V_{sa} = V_b \frac{\tan\phi \tan\theta_b}{\tan\phi + \tan\theta_b} \quad (30)$$

En remplaçant cette équation dans la relation permettant d'obtenir le débit, tout en se rappelant que $V_b = \pi \cdot N \cdot D_b$, on obtient :

$$Q_s = \pi N D_b \frac{\tan\phi \tan\theta_b}{\tan\phi + \tan\theta_b} \left[\frac{\pi}{4} (D_b^2 - D_s^2) - \frac{peH}{\sin\theta_m} \right] \quad (31)$$

Cette équation peut à son tour être réarrangée en utilisant la relation suivante:

$$D_b^2 - D_s^2 = 4H(D_b - H) \quad (32)$$

pour obtenir,

$$Q_s = \pi^2 N D_b H (D_b - H) \frac{\tan \phi \tan \theta_b}{\tan \phi + \tan \theta_b} \left[1 - \frac{pe}{\pi (D_b - H) \sin \theta_m} \right] \quad (33)$$

Comme la largeur des filets est très faible le terme la comprenant est considéré comme étant négligeable en comparaison de 1. En réarrangeant l'équation précédente, en négligeant l'épaisseur des filets mais en l'exprimant en fonction de la largeur du canal d'écoulement avec l'équation suivante :

$$W_m = \frac{\pi}{p} (D_b - H) \sin \theta_m - e \quad (34)$$

on obtient:

$$Q_s = \pi^2 N D_b H (D_b - H) \frac{\tan \phi \tan \theta_b}{\tan \phi + \tan \theta_b} \left(\frac{W_m}{W_m + e} \right) \quad (35)$$

Il est possible immédiatement de conclure que si l'angle ϕ est égal à zéro, donc si la vitesse du lit dans la direction axiale est égale à zéro, le débit sera nul. En exprimant l'équation

précédente afin d'isoler l'angle ϕ et en réarrangeant, on obtient la relation qui suit:

$$\phi = \arctg \left[\frac{1}{\frac{\pi^2 N D_b H (D_b - H)}{Q/\rho} \left(\frac{W_m}{W_m + e} \right) - \frac{1}{\lg \theta_b}} \right] \quad (36)$$

Donc, en sachant le débit, la vitesse de rotation de la vis et la densité, il est possible de déterminer la valeur de l'angle ϕ . Comme la densité varie en fonction de la pression et de la température, l'angle ϕ va aussi varier lors du processus d'extrusion. Il est maintenant possible de réaliser les bilans de force et de couple qui permettront d'effectuer le calcul mécanique du transport des solides. Afin d'effectuer ces bilans certaines hypothèses doivent être posées.

Les hypothèses traditionnellement utilisées par Darnell et Mol (1956) afin de décrire le mouvement du lit dans une extrudeuse sont:

- 1) Les particules de polymère agissent comme un milieu continu.
- 2) Le lit des solides est en contact parfait avec les filets, la vis et le fourreau.
- 3) La profondeur du canal d'écoulement est constante.
- 4) L'entrefer peut être négligé.
- 5) La vitesse du lit des solides est constante.

- 6) L'incrémentation de la pression se produit uniquement dans le sens de l'écoulement.
- 7) Le coefficient de friction est indépendant de la pression mais peut dépendre de la température.
- 8) Les forces gravitationnelles peuvent être négligées.
- 9) La variation de la densité du lit des solides peut être négligée.

Les principales différences entre le modèle présenté dans ce document et les hypothèses traditionnelles sont:

- 1) La vitesse locale du lit des solides peut varier car dz_s peut varier.
- 2) La densité du lit des solides peut varier.
- 3) Le coefficient de friction dépend de la température et de la pression dans l'extrudeuse.

La figure 4.5 montre les forces agissant sur le lit des solides.

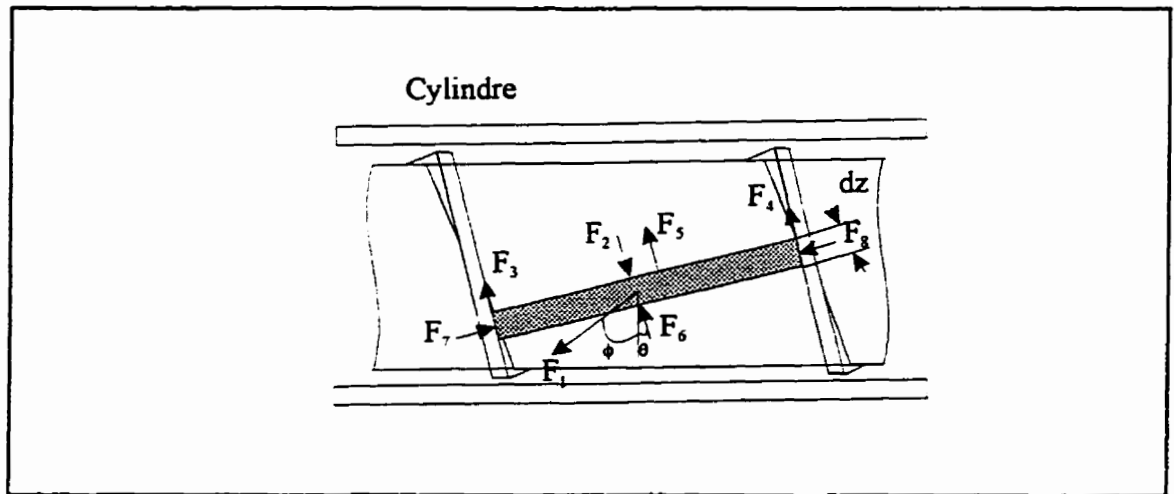


Figure 4.5: Schéma des forces agissant sur le lit des solides

F_1 : Force motrice exercée par le fourreau sur le lit solide.

$F_6 - F_2$: Force résultante due au gradient de pression.

F_3 et F_4 : Force de frottement sur les filets de la vis.

F_7 et F_8 : Forces normales exercées par les filets.

F_5 : Force de frottement sur la vis.

Ces forces doivent être décomposées en deux termes, un orienté dans le sens axial de la vis (a) et l'autre dans le sens tangentiel (θ). Ces forces peuvent s'exprimer de la façon suivante:

$$F_{1a} = f_b P W_b dz_b \sin \phi \quad \text{et} \quad F_{1\theta} = f_b P W_b dz_b \cos \phi \quad (37)$$

$$(F_6 - F_2)_a = HW_m dP \sin \theta_m \quad \text{et} \quad (F_6 - F_2)_\theta = HW_m dP \cos \theta_m \quad (38)$$

$$F_8 = PH dz_m \quad \text{et} \quad F_7 = PH dz_m + F^* \quad (39)$$

Le paramètre F^* correspond à la force générée par le filet arrière qui pousse le polymère; sa valeur est inconnue. De plus, les indices b, s et m signifient respectivement au baril, à la vis et en moyenne.

$$(F_7 - F_8)_a = F^* \cos \theta_m \quad \text{et} \quad (F_7 - F_8)_\theta = F^* \sin \theta_m \quad (40)$$

$$F_{3a} = (PH dz_m + F^*) f_s \sin \theta_m \quad \text{et} \quad F_{3\theta} = (PH dz_m + F^*) f_s \cos \theta_m \quad (41)$$

$$F_{4a} = PH dz f_s \sin \theta_m \quad \text{et} \quad F_{4\theta} = PH dz f_s \cos \theta_m \quad (42)$$

$$F_{5a} = PW_s dz f_s \sin \theta_s \quad \text{et} \quad F_{5\theta} = PW_s dz f_s \cos \theta_s \quad (43)$$

En réalisant un bilan de force dans la direction axiale afin d'obtenir un équilibre des forces, on a :

$$F_{1a} + (F_6 - F_2)_a - (F_7 - F_8)_a + F_{3a} + F_{4a} + F_{5a} = 0 \quad (44)$$

qui donne,

$$\begin{aligned} Pdz_b(f_b W_b \sin\phi + 2 \frac{Hdz_s}{dz_b} f_s \sin\theta_m + W_s \frac{dz_s}{dz_b} f_s \sin\theta_s) \\ + H W_m \sin\theta_m dP - F^* (\cos\theta_m - f_s \sin\theta_m) = 0 \end{aligned} \quad (45)$$

À l'aide des relation suivantes:

$$\frac{dz_m}{dz_b} = \frac{\sin\theta_b}{\sin\theta_m} \quad \text{et} \quad \frac{dz_s}{dz_b} = \frac{\sin\theta_b}{\sin\theta_s} \quad (46)$$

que l'on peut substituer dans l'équation 45 on obtient:

$$Pdz_b(f_b W_b \sin\phi + 2Hf_s \sin\theta_b + W_s f_s \sin\theta_b) + H W_m \sin\theta_m dP - F^* (\cos\theta_m - f_s \sin\theta_m) = 0 \quad (47)$$

On peut maintenant isoler F^*

$$F^* = \frac{A_1 P D z_b + A_2 dP}{\cos\theta_m - f_s \sin\theta_m} \quad (48)$$

Où

$$A_1 = f_b W_b \sin \phi + H f_s \sin \theta_b + W f_s \sin \theta_b \quad \text{et} \quad A_2 = H W_m \sin \theta_m \quad (49)$$

Le bilan de couple peut maintenant être réalisé en utilisant la même procédure.

$$F_{10} \frac{D_b}{2} + (F_6 - F_2) \frac{D_m}{2} - (F_7 - F_8) \frac{D_m}{2} - F_{30} \frac{D_m}{2} - F_{40} \frac{D_m}{2} - F_{50} \frac{D_m}{2} = 0 \quad (50)$$

En remplaçant par les valeurs appropriées et en utilisant l'équation 46, on obtient:

$$\begin{aligned} PD_b dz_b (f_b W_b \cos \phi - 2H f_s \sin \theta_b \cotan \theta_m \frac{D_m}{D_b} - W f_s \sin \theta_b \cotan \theta_s \frac{D_s}{D_b}) \\ - H W_m D_m \cos \theta_m dP - F^* D_m (\sin \theta_m + f_s \cos \theta_m) = 0 \end{aligned} \quad (51)$$

En isolant de nouveau F^* , l'équation prend la forme suivante:

$$F^* = \frac{B_1 P dz_b - B_2 dP}{\frac{D_m}{D_b} (\sin \theta_m + f_s \cos \theta_m)} \quad (52)$$

où

$$B_1 = f_b W_b \cos \phi - 2Hf_s \sin \theta_b \cotan \theta_m \frac{D_m}{D_b} - Wf_s \sin \theta_b \cotan \theta_s \frac{D_s}{D_b}$$

et

$$B_2 = HW_m \cos \theta_m \frac{D_m}{D_b}$$
(53)

En substituant l'équation 48 à l'équation 52, on a:

$$\frac{A_1 P D z_b + A_2 dP}{\cos \theta_m - f_s \sin \theta_m} = \frac{B_1 P dz_b - B_2 dP}{\frac{D_m}{D_b} (\sin \theta_m + f_s \cos \theta_m)}$$
(54)

En définissant le terme K de la façon suivante:

$$K = \frac{D_m \sin \theta_m + f_s \cos \theta_m}{D_b \cos \theta_m - f_s \sin \theta_m}$$
(55)

En remplaçant ce terme dans l'équation précédente:

$$A_1 K P dz_b + A_2 K dP = B_1 P dz_b - B_2 dP$$
(56)

En intégrant,

$$(A_1 K - B_1) dz_b = -(A_2 K + B_2) \ln \frac{P_2}{P_1}$$
(57)

Et en réarrangeant de façon à isoler P_2 ,

$$P_2 = P_1 \exp\left[\left(\frac{B_1 - A_1 K}{B_2 + A_2 K}\right) dz_b\right] \quad (58)$$

Où P_2 correspond à la pression exercée sur le lit des solides à une distance dz_b de la pression P_1 . Cette équation a pour effet de générer une augmentation exponentielle de la pression en fonction de la position du lit des solides. La pression peut donc être évaluée quand les conditions opératoires, la géométrie de la vis et le coefficient de friction dynamique sont connus.

4.1.3 Détermination du profil de température

Maintenant que l'équation mécanique de la zone de transport des solides a été développée, il reste à résoudre le transfert thermique permettant de prédire l'échauffement du lit solide des polymères. Les hypothèses de bases permettant de décrire le transfert de chaleur sont:

- 1- Conduction bi-directionnelle.
- 2- La température initiale du lit des solides est de 20 °C.
- 3- La chaleur est générée uniquement aux interfaces polymère-métal.
- 4- La résistance de contact a été négligée.
- 5- Les thermocouples servant à la régulation thermique des bandes chauffantes sont situés à 1 cm de la paroi interne du fourreau.

Tout comme au chapitre précédent, une méthode de différences finies a été utilisée afin de décrire le transfert de chaleur dans la zone de transport des solides. Les équations ont été développées à partir de l'équation générale suivante:

$$\frac{1}{x} \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q_{gen} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (59)$$

où x et y correspondent respectivement à la largeur du canal d'extrusion (W) et à la profondeur du canal d'extrusion (H).

Le système d'équations a été résolu à l'aide d'une méthode de différences finies en utilisant un maillage de 0.74 mm (dans le sens de la largeur) par 0.22 mm (dans le sens de la hauteur), ce qui correspond à 51 points nodaux dans le sens de la largeur du lit des solides et 31 points nodaux dans le sens de la hauteur du lit des solides. La figure 4.6 (qui n'est pas représenté à l'échelle) illustre une vue de coupe du lit des solides comprenant les principales conditions frontières dont il fallait tenir compte dans le calcul de l'évolution de la température dans la zone de transport des solides. Une méthode de résolution implicite a de nouveau été choisie afin de résoudre les équations.

Le terme de chaleur générée présent dans l'équation 59, dépend de l'endroit où le contact polymère-métal se produit. Le lit des solides entre en contact avec une surface métallique à huit endroits dans l'extrudeuse. Ces endroits sont illustrés à la figure 4.6 par les chiffres 1 à 8.

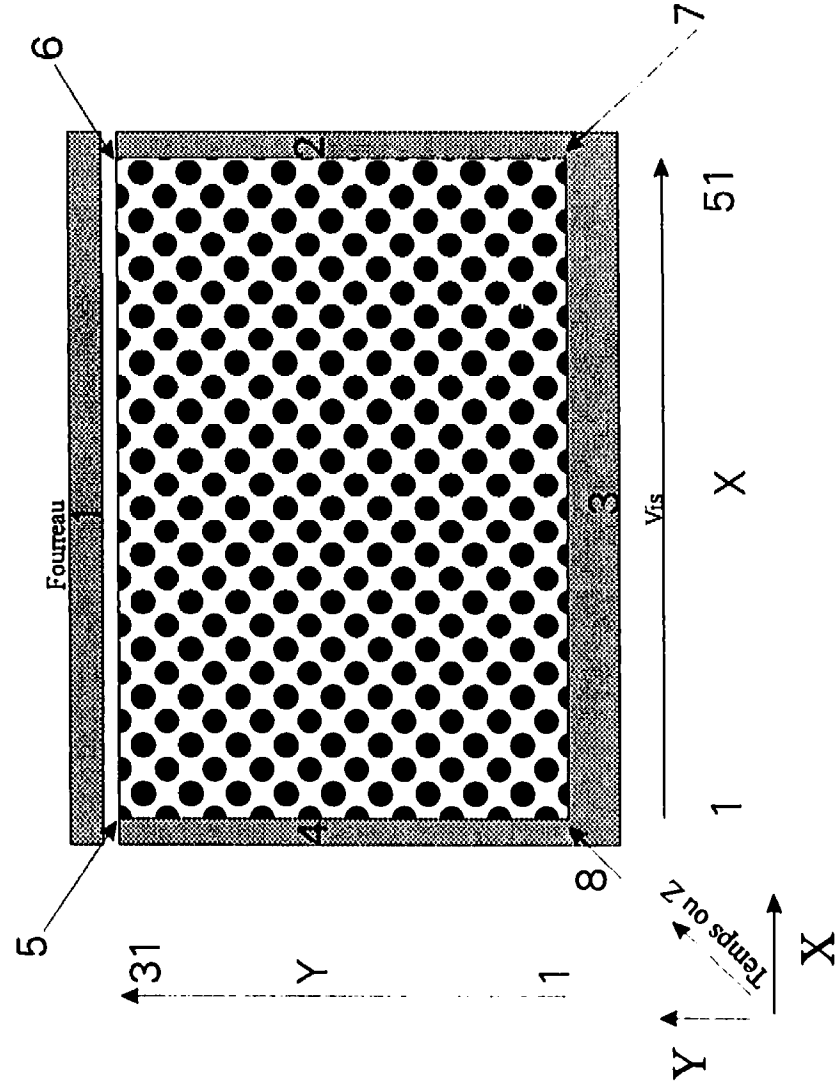


Figure 4.6 : Schéma de la géométrie utilisée lors des simulations

Chacun de ces contacts présente des conditions particulières.

Contact 1.

Cette surface de contact correspond à l'interface entre le fourreau et le lit des solides. À cet endroit, la chaleur générée correspond à.

$$Q_{gen\ contact\ 1} = P_b f_h \pi N D_b \frac{\sin \theta_b}{\sin(\theta_b + \phi)} \quad (60)$$

Ce flux de chaleur générée est dissipé à la fois dans le lit des solides et dans le fourreau. La température du fourreau est régulée par des bandes chauffantes et des thermocouples situés à une distance l de la paroi. En supposant que le profil de température généré par les bandes chauffantes est linéaire dans la direction de l'axe de la vis et que le profil de température est linéaire de la position du thermocouple à l'interface lit des solides-fourreau, il est possible d'obtenir, après réarrangement, l'équation suivante:

$$\begin{aligned}
 T_{xy}^{i+1} = & \left(\frac{2*Z_a*T_{thermocouple}}{dy*l} + \frac{2*Z_p*T_{xy-1}^{i+1}}{dy^2} + \frac{Z_a*T_{x+1,y}^{i+1}}{dx^2} \right. \\
 & \left. + \frac{Z_p*T_{x-1,y}^{i+1}}{dx^2} + \frac{Z_a*T_{x-1,y}^{i+1}}{dx^2} + \frac{Z_p*T_{x-1,y}^{i+1}}{dx^2} + T_{xy}^i + \frac{2*q_{gen\ contact\ 1}*Z_a}{V*k_a} \right) \\
 & / \left(1 + \frac{2*Z_a}{l*dy} + \frac{2*Z_p}{dy^2} + \frac{2*Z_a}{dx^2} + \frac{2*Z_p}{dx^2} \right) \\
 \text{où } Z_a = & \frac{k_a*dt}{(\rho_a*Cp_a + \rho_p*Cp_p)} \text{ et } Z_p = \frac{k_p*dt}{(\rho_a*Cp_a + \rho_p*Cp_p)}
 \end{aligned} \tag{61}$$

Où P_b correspond à la pression générée par le fourreau. Cette équation permet de calculer l'évolution de la température en fonction du temps le long du contact entre le lit des solides et le fourreau.

Contact 2.

Cette surface de contact correspond à l'interface entre le filet avant de la vis et le lit des solides. À cet endroit, la chaleur générée correspond à :

$$\begin{aligned}
 Q_{gen\ contact\ 2} = & P_{avant} f_s \pi N D_b \frac{\sin\theta_b \sin\phi}{\sin(\theta_b + \phi) \sin\theta_m} * \left[\frac{\sin\theta_b}{\sin\theta_m} + f_b * \frac{W_b}{2*H} * \right. \\
 & \left. \left(\sin\phi \cos\theta_m + \frac{D_b}{D_m} \cos\phi \sin\theta_b \right) + \frac{f_s * W_s}{2*H} \sin\theta_b \cos\theta_m \left(1 - \cotan\theta_s - \frac{\tan\theta_m * D_s}{D_m} \right) \right]
 \end{aligned} \tag{62}$$

Ce flux de chaleur générée est dissipé à la fois dans le lit des solides et dans la paroi du filet.

En supposant que la température du filet à une distance dx de l'interface est égale à :

$$T_{\text{filet avant}} = \frac{T_{x,y}^{t+1} + T_{x-1,y}^{t+1}}{2} \quad (63)$$

il est possible d'obtenir, après réarrangement de l'équation générale, l'équation suivante:

$$T_{x,y}^{t+1} = \left(\frac{2*Z_a*T_{\text{filet avant}}}{dx^2} + \frac{2*Z_p*T_{x-1,y}^{t+1}}{dx^2} + \frac{Z_a*T_{x,y-1}^{t+1}}{dy^2} + \frac{Z_p*T_{x,y+1}^{t+1}}{dy^2} + \frac{Z_a*T_{x,y+1}^{t+1}}{dy^2} + \frac{Z_p*T_{x,y-1}^{t+1}}{dy^2} + T_{x,y}^t + \frac{2*q_{\text{gen contact } 2}*Z_a}{V*k_a} \right) / \left(1 + \frac{2*Z_a}{dx^2} + \frac{2*Z_p}{dx^2} + \frac{2*Z_a}{dy^2} + \frac{2*Z_p}{dy^2} \right) \quad (64)$$

Cette équation permet de calculer l'évolution de la température en fonction du temps le long du filet avant dans la zone de transport des solides.

Contact 3.

Cette surface de contact correspond à l'interface entre la vis et le lit des solides. À cet endroit, la chaleur générée correspond à:

$$Q_{\text{gen contact } 3} = P_s f_s \pi N D_s \frac{\sin\theta_b \sin\phi}{\sin(\theta_b + \phi) \sin\theta_s} \quad (65)$$

Ce flux de chaleur générée est dissipé à la fois dans le lit des solides et dans la paroi de la vis.

En supposant que la température de la vis à une distance dy de l'interface est égale à:

$$T_{vis} = \frac{T_{xy}^{t+1} + T_{xy-1}^{t+1}}{2} \quad (66)$$

il est possible d'obtenir, après réarrangement de l'équation générale, l'équation suivante:

$$\begin{aligned} T_{xy}^{t+1} = & \left(\frac{2*Z_a*T_{vis}}{dy^2} + \frac{2*Z_p*T_{xy+1}^{t+1}}{dy^2} + \frac{Z_a*T_{x+1,y}^{t+1}}{dx^2} \right. \\ & \left. + \frac{Z_p*T_{x+1,y}^{t+1}}{dx^2} + \frac{Z_a*T_{x-1,y}^{t+1}}{dx^2} + \frac{Z_p*T_{x-1,y}^{t+1}}{dx^2} + T_{xy}^t + \frac{2*q_{gen\ contact\ 3}*Z_a}{V*k_a} \right) \\ & / \left(1 + \frac{2*Z_a}{dy^2} + \frac{2*Z_p}{dy^2} + \frac{2*Z_a}{dx^2} + \frac{2*Z_p}{dx^2} \right) \end{aligned} \quad (67)$$

Cette équation permet de calculer l'évolution de la température en fonction du temps le long de la vis dans la zone de transport des solides.

Contact 4.

Cette surface de contact correspond à l'interface entre le filet arrière de la vis et le lit des solides. À cet endroit, la chaleur générée correspond à:

$$Q_{gen\ contact\ 4} = P_{arriere} f_s \pi N D_b \frac{\sin\phi}{\sin(\theta_b + \phi)} \left[\frac{\sin\theta_b}{\sin\theta_m} + f_b * \frac{W_b}{2 * H} * \right. \\ \left. (\sin\phi \cos\theta_m + \frac{D_b}{D_m} \cos\phi \sin\theta_b) + \frac{f_s * W_s}{2 * H} \sin\theta_b \cos\theta_m (1 - \cotan\theta_s - \frac{\tan\theta_m * D_s}{D_m}) \right] \quad (68)$$

Ce flux de chaleur générée est dissipé à la fois dans le lit des solides et dans la paroi du filet.

En supposant que la température du filet à une distance dx de l'interface est égale à:

$$T_{filet\ arriere} = \frac{T_{xy}^{t+1} + T_{x+1,y}^{t+1}}{2} \quad (69)$$

il est possible d'obtenir, après réarrangement de l'équation générale, l'équation suivante:

$$T_{xy}^{t+1} = \left(\frac{2 * Z_a * T_{filet\ arriere}}{dx^2} + \frac{2 * Z_p * T_{x+1,y}^{t+1}}{dx^2} + \frac{Z_a * T_{xy-1}^{t+1}}{dy^2} \right. \\ \left. + \frac{Z_p * T_{xy+1}^{t+1}}{dy^2} + \frac{Z_a * T_{xy+1}^{t+1}}{dy^2} + \frac{Z_p * T_{xy+1}^{t+1}}{dy^2} + T_{xy}^t + \frac{2 * q_{gen\ contact\ 4} * Z_a}{V * k_a} \right) \\ / \left(1 + \frac{2 * Z_a}{dx^2} + \frac{2 * Z_p}{dx^2} \frac{2 * Z_a}{dy^2} + \frac{2 * Z_p}{dy^2} \right) \quad (70)$$

Cette équation permet de calculer l'évolution de la température en fonction du temps le long du filet arrière dans la zone de transport des solides.

Pour ce qui est des contacts 5 à 8, la chaleur générée est évaluée par une combinaison de

deux contacts. Par exemple, la chaleur générée au contact 5 est équivalente à :

$$q_{contact\ 5} = 0.5 * q_{contact\ 1} + 0.5 * q_{contact\ 4} \quad (71)$$

La chaleur générée et les équations de transfert thermique permettant de décrire le transfert de chaleur aux points de contacts 5 à 8 et dans le lit des solides sont insérés dans le programme servant à déterminer le comportement du lit des solides.

4.2 Zone de retard de la fusion

4.2.1 Détermination du profil de pression

Le modèle permettant de déterminer le profil de pression dans la zone de retard de la fusion est similaire au modèle servant à prédire le profil de pression de la zone de transport des solides. La différence majeure entre ces deux modèles est causée par le fait que ce n'est pas la friction entre deux solides qui permet un déplacement mais un effet de trainée visqueuse. La force entre le fourreau et le polymère dépend donc de la contrainte de cisaillement exercée dans le film. La contrainte de cisaillement est obtenue grâce à l'équation suivante:

$$\tau = \eta \dot{\gamma}_m \quad (72)$$

et le taux de cisaillement moyen dans le film peut être trouvé grâce à la relation suivante:

$$\dot{\gamma}_m = \frac{V_b \sin \theta_b}{\delta \sin(\theta_b + \phi)} \quad (73)$$

La force exercée par le fourreau sur le polymère devient:

$$F_1 = \tau W_b dz_b \quad (74)$$

En appliquant le même raisonnement que celui présenté à la section 5.1.2, on obtient:

$$P_2 = \frac{\tau W_b (\cos \phi - K \sin \phi)}{A_1^0 K - B_1^0} * [1 - \exp[(\frac{B_1^0 - A_1^0 K}{A_2 K + B_2}) dz_b]] + P_1 \exp[(\frac{B_1^0 - A_1^0 K}{B_2 + A_2 K}) dz_b] \quad (75)$$

ou $A_1^0 = 2Hf_s \sin \theta_b + Wf_s \sin \theta_b$

et $B_1^0 = -2Hf_s \sin \theta_b \cotan \theta_m \frac{D_m}{D_b} - Wf_s \sin \theta_b \cotan \theta_s \frac{D_m}{D_b}$

Cette équation permet de prédire le profil de pression dans la zone de retard de la fusion.

4.2.2 Détermination du profil de température dans le film de polymère fondu

Dans la zone de retard de la fusion, la chaleur est transmise du fourreau au film de polymère fondu et de ce film au polymère sous forme solide. La chaleur à l'interface entre le polymère et le fourreau n'est plus générée par friction. Par contre, de la chaleur est générée par

dissipation visqueuse dans le film de polymère fondu qui est continuellement soumis au cisaillement. La différence majeure existant entre la zone de fusion et la zone de retard de la fusion réside dans le fait que la poche de polymère fondu n'est pas formée. Lorsque le polymère atteint la température de fusion, dans la zone de retard de la fusion, le polymère ne s'accumule pas près du filet arrière mais fait augmenter l'épaisseur du film fondu. Comme le film de polymère fondu est très mince par rapport aux autres dimensions il est possible de supposer que le film est emprisonné entre deux plaques parallèles infinies. Ces plaques correspondent à la paroi du fourreau et à l'interface située entre le polymère fondu et le polymère solide. Le modèle développé par Kacir *et al.* (1972) afin de décrire l'évolution de la température dans le film de polymère fondu est unidirectionnel. Ce modèle est un des seuls ayant été développé afin de décrire le profil de température dans le film de polymère fondu présent dans la zone de retard de la fusion. La température peut être obtenue en posant les hypothèses suivantes :

- 1) Le polymère fondu est incompressible
- 2) L'écoulement est laminaire
- 3) Régime permanent
- 4) Les forces gravitationnelles sont négligeables.
- 5) Il n'y a pas de glissement

Il est possible d'obtenir l'équation développée par Kacir *et al.* (1972) qui s'exprime de la façon suivante:

$$\frac{T - T_m}{T_{\text{Polymère à la paroi}} - T_m} = \zeta + \frac{K_3[1 - \exp(-A_4 * \zeta) - \zeta(1 - \exp(-A_4))]}{k_p A_4^2 (T_{\text{polymère à paroi}} - T_m)} \quad (76)$$

où :

$$\begin{aligned} \zeta &= \frac{y}{\delta} \\ A_4 &= \frac{(T_{\text{polymère à paroi}} - T_m)}{\frac{E_1}{R} n} \\ K_3 &= m_o \delta^2 \left[\frac{A_4 V_j}{(1 - \exp(-A_4)) \delta} \right]^{n+1} \\ V_j &= \frac{V_b \tan \phi * \tan \theta_b}{(\tan \phi + \tan \theta_b) \sin \phi} \end{aligned} \quad (77)$$

où $\frac{E_1}{R} n$ et m_o sont des paramètres rhéologiques

Dans cette équation, y correspond à la position de la température à calculer dans le film de polymère fondu. Lorsque y est égal à 0, ce qui correspond à l'interface polymère solide / polymère fondu, la température est égale à la température de fusion. Et lorsque y est égal à 1, ce qui correspond à l'interface polymère fondu / paroi du fourreau, la température est égale à la température de la paroi. La température de la paroi peut être déterminée de la même façon que dans la zone de transport des solides, en supposant un profil linéaire dans le fourreau.

4.2.3 Détermination de la longueur de la zone de retard de la fusion

Kacir *et al.* (1972) ont développé une relation simple permettant d'évaluer la longueur de la zone de fusion. Cette relation est directement reliée à l'entrefer de la vis et à l'épaisseur du film de polymère fondu. La zone de retard de la fusion se terminera selon eux lorsque:

$$\delta = (5.64 \pm 1.76) * \text{entrefer} \quad (78)$$

Pour l'extrudeuse utilisée dans les calculs, la valeur de l'épaisseur du film de polymère fondu est comprise entre 0.34 mm et 0.88 mm.

4.3 Méthode de résolution

La méthode de résolution présentée dans ce document est différente de la méthode traditionnellement utilisée afin de décrire le profil de pression dans la zone de transport des solides. En effet, afin de pouvoir effectuer le calcul sur une masse constante de polymère, la valeur du déplacement du lit des solides dz_s n'est pas constante. La valeur de dz_s est une fonction de la pression moyenne exercée sur le lit des solides à une position donnée. Il est donc impossible d'obtenir directement, comme c'est le cas dans l'approche de Darnell et Mol (1956) et de Tadmor *et al* (1972), la valeur de la pression à une position donnée. La procédure générale utilisée afin de résoudre les équations représentant le profil de pression et de température est présentée à la figure 4.7.

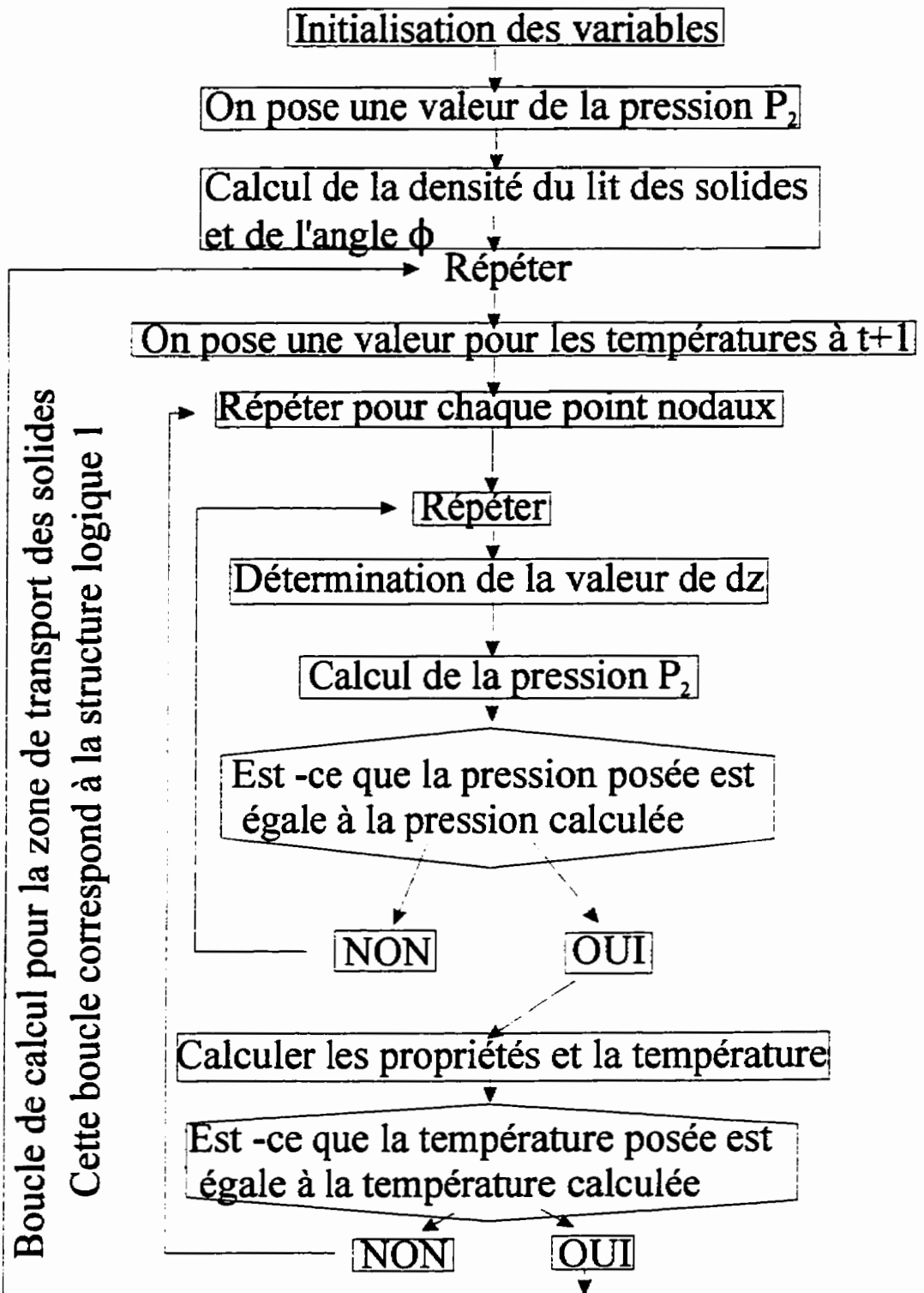


Figure 4.7: Algorithme de résolution du logiciel de transport des solides

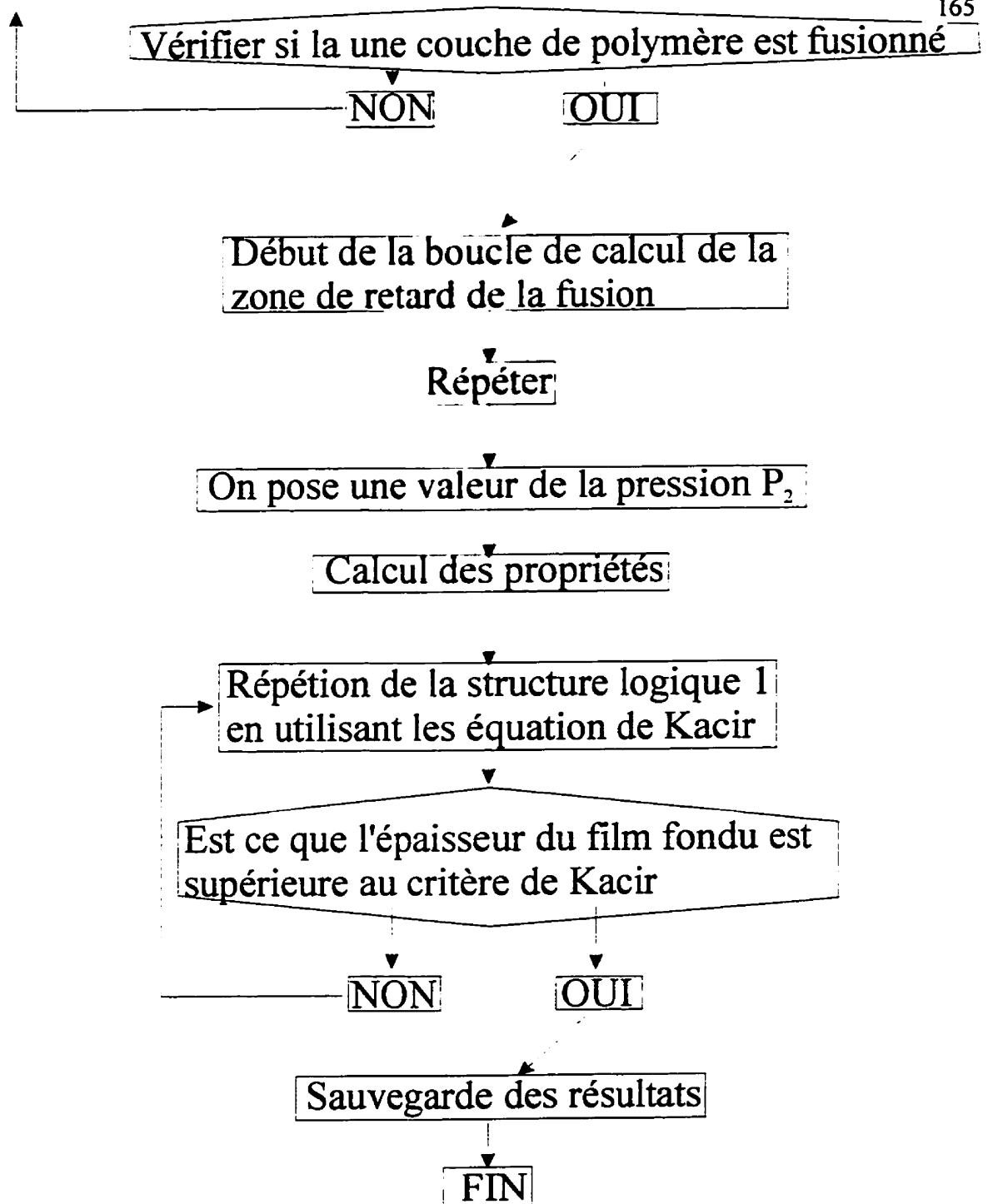


Figure 4.7: Algorithme de résolution du logiciel de transport des solides (suite)

Dans un premier temps, les équations permettant de décrire la zone de transport des solides sont utilisées. Il faut poser une valeur de la pression à une position dz_0 inconnue de l'alimentation. Grâce à cette pression, il est possible de déterminer la densité du lit des solides, le débit volumique et la valeur de l'angle ϕ . Grâce au débit volumique, il est possible de déterminer la valeur de dz_0 correspondant à un temps donné. En utilisant cette valeur de dz_0 dans l'équation 58, il est possible de calculer la pression. Si cette pression est égale à la pression posée initialement, la valeur de dz_0 et de la pression est bonne et il est alors possible de déterminer l'évolution de la température. Si ce n'est pas le cas, la pression est recalculée jusqu'à ce que la pression posée soit égale à la pression calculée.

Par la suite, pour les valeurs de dz_0 et de la pression qui ont été déterminées, la température et les propriétés du lit de polymère sont calculées. Si le critère de convergence sur la température n'est pas atteint, la pression est recalculée en utilisant les nouvelles propriétés et ce, jusqu'à ce que tous les points nodaux aient convergé simultanément. Le critère de convergence sur la pression et sur la température est de 0.1%. Si la pression ou la température posée d'un point nodal diffère de plus de 0.1 % de la valeur calculée, alors la convergence n'est atteinte.

Lorsque la température du polymère atteint la température de fusion à une profondeur 0.22 mm de la paroi du fourreau, un bloc de calcul est activé afin de réaliser la fusion de cette

couche de polymère. Lorsque ce bloc de calcul est terminé, les équations décrivant la zone de retard de la fusion sont utilisées. Il est important de noter que le calcul de la température du polymère solide est bidirectionnel alors que le calcul de la température du polymère fondu est unidirectionnel. Le calcul dans la zone de retard de la fusion procède de la même façon que celui de la zone de transport des solides. Lorsque le critère déterminant la fin de la zone de retard de fusion est atteint, le profil de température dans le film est déterminé grâce à l'équation 76. Les valeurs des propriétés physiques qui ont été utilisées lors de la modélisation, sont les valeurs obtenues expérimentalement aux chapitres précédents. Les valeurs des propriétés physiques qui n'ont pas été déterminées expérimentalement mais qui ont été utilisées sont présentées au tableau 4.1.

La valeur de la chaleur de fusion du PVC n'est pas indiquée au tableau 4.1 car ce polymère est considéré comme amorphe; lorsque la température atteint une valeur 110 °C, le PVC est considéré comme étant fusionné.

Tableau 4.1 Propriétés physiques utilisées dans la résolution du programme.

Propriété	Unités	HDPE	PP	PVC
Chaleur calorifique de l'acier	$\text{kJ}/(\text{kg K})$	477	477	477
Densité de l'acier	kg/m^3	7900	7900	7900
Chaleur calorifique du polymère solide	$\text{kJ}/(\text{kg K})$	1855	1789	850
Chaleur calorifique du polymère fondu	$\text{kJ}/(\text{kg K})$	2200	2300	1100
Chaleur de fusion	kJ/kg	284.7	188.4	-----
Température de fusion	$^{\circ}\text{C}$	120	150	110

4.4 Résultats

Les résultats les plus importants pouvant être obtenus grâce à la simulation des équations décrites précédemment sont le profil de pression et le profil de température. Il est particulièrement intéressant d'obtenir le profil de pression, car dans la zone de transport des

solides aucun n'appareil de mesure ne peut fournir de valeurs précises. De plus, comme dans notre cas la valeur de la vitesse du lit des solides peut varier en fonction de la position dans la vis, le profil de vitesse peut aussi être déterminé.

La première partie des résultats présentés consiste en une étude de sensibilité visant à déterminer quelles conditions opératoires influencent le plus la zone de transport des solides. Dans la seconde étape, les résultats de simulations obtenus pour les trois résines polymères étudiées sont présentés et analysés.

4.4.1 Étude de sensibilité

La première partie de l'étude de sensibilité consiste à déterminer l'effet d'un terme nommé le facteur multiplicatif. Ce paramètre sert à déterminer le coefficient de friction dynamique entre le polymère et la surface interne du fourreau. Le coefficient de friction, qui a été déterminé au chapitre 3, avait été obtenu grâce à un contact entre une surface d'acier polie et des granules de polymère. La vis d'extrusion présentant une surface polie, il est naturel de supposer que le coefficient de friction entre la vis et le polymère est semblable à celle déterminés expérimentalement. Par contre, la paroi interne du fourreau est rugueuse et dans certains cas, elle a été usiné afin de produire des rainures. Il est donc nécessaire d'appliquer un facteur multiplicatif afin de tenir compte de cet état de surface. Comme la paroi interne du fourreau est rugueuse, le coefficient de friction entre les particules et le fourreau sera plus

élevé que le coefficient de friction entre la vis et les particules. Il faudra donc que ce facteur multiplicatif soit supérieur à 1. Ce facteur multiplicatif sera alors appliqué sur les coefficients de friction expérimentaux et permettra d'obtenir les coefficients de friction en fonction de la température pour le contact entre le lit des solides et le fourreau. Afin d'évaluer l'effet du facteur multiplicatif sur les résultats obtenus, plusieurs simulations ont été réalisées. Les conditions d'opération de base utilisées lors des simulations réalisées pour l'étude de sensibilité sont illustrées au tableau 4.2. La valeur des paramètres a été choisie de façon à correspondre à des conditions opératoires pouvant être obtenues sur l'extrudeuse monovis du CRASP.

Tableau 4.2: Valeur de base des paramètres utilisés dans l'étude de sensibilité.

Polymère	HDPE	PP	PVC
Paramètre			
Débit massique (Q_m) kg/hr	14.29	14.29	14.29
Vitesse de rotation de la vis (N) tr/min	60	60	60
Température de l'eau de refroidissement (T_{eau})	10°C	10°C	10°C
Température du premier thermocouple (T_{c1})	140°C	140°C	140°C
Température du second thermocouple (T_{c2})	170°C	170°C	170°C
Température de fusion (T_{melt})	120 °C	150°C	110°C
pas de temps (min)	0.0025	0.0025	0.0025
Facteur multiplicatif (f_m)	3.5	3.5	3.5

La façon la plus facile d'évaluer l'effet de la variation d'un paramètre sur la zone de transport des solides est la position à laquelle la zone de fusion débute. Cette position est en quelque sorte une représentation des variations de pression et de température combinées. La figure 4.8 illustre l'effet de la variation du facteur multiplicatif, qui est compris entre 1.5 et 5.5, sur la position de la zone de fusion. On peut observer sur ce graphique que plus le facteur multiplicatif augmente, plus la distance à laquelle la zone de fusion apparaît diminue. Cette distance est mesurée à partir de la trémie. Ceci s'explique facilement par le fait que lorsque le facteur multiplicatif augmente, plus de chaleur est générée, et ce pour deux raisons. Premièrement, lorsque le facteur multiplicatif augmente, la pression augmente. Or, la chaleur générée entre le lit des solides et le fourreau dépend de la pression. Deuxièmement, la chaleur générée entre le lit des solides et le fourreau dépend aussi directement du coefficient de friction. Comme plus de chaleur est générée, la température près du fourreau augmente plus rapidement, ce qui fait que la zone de retard de fusion se développe plus rapidement. Le deuxième point d'importance que l'on peut remarquer sur cette figure est la différence de comportement entre le HDPE et les deux autres polymères. En effet, on remarque que la valeur de la distance d'apparition de la zone de fusion diminue beaucoup plus rapidement pour le PP et le PVC que pour le HDPE. De plus, cette distance semble atteindre un plateau tendant vers 0 lorsque le facteur multiplicatif augmente. Ceci est logique car on peut supposer que pour un facteur multiplicatif s'approchant de l'infini, la pression et la chaleur générées s'approcheraient aussi de l'infini, ce qui causerait une fusion instantanée. Le graphique présenté à la figure 4.9 montre l'évolution de la distance d'apparition de la zone

de fusion en fonction du facteur multiplicatif, mais ce, lorsque le coefficient de friction entre le HDPE et la surface de la vis est maintenu constant à une valeur de 0.27. Dans ce cas, le HDPE a le même comportement général que les deux polymères. Ceci est difficile à expliquer, tout comme pour le HDPE, le coefficient de friction du PVC varie en fonction de la température. Or, le PVC se comporte exactement comme le PP qui possède un coefficient de friction ne variant pas beaucoup en fonction de la température.

La figure 4.10 représente l'effet de la variation du débit massique de particules de polymère, qui varie entre 5 et 20 kg/hr, sur la distance d'apparition de la zone de fusion. L'augmentation de la distance d'apparition en fonction de l'augmentation du débit massique s'explique facilement. En effet, plus il y aura de polymère, plus il faudra fournir de chaleur pour le fusionner et le seul moyen de fournir plus de chaleur sans changer aucun autre paramètre consiste à chauffer le polymère plus longtemps. Il est aussi intéressant de noter que la simulation est incapable de fournir un résultat pour certains débits (PVC à 5, 17.5 et 20 kg/hr et PP à 20 kg/hr). Ceci est une indication que pour les conditions opératoires simulées, la vis d'extrusion n'est pas en mesure de fonctionner convenablement. Elle est soit sous-alimentée soit sur-alimentée pour la vitesse de rotation de 60 tr/min.. La figure 4.11 montre l'effet de la variation de la vitesse de rotation de la vis sur la distance d'apparition de la zone de fusion. Comme il est possible de le voir, la variation de la vitesse de rotation ne semble pas avoir d'effet appréciable sur la distance à laquelle la zone de fusion apparaît pour le HDPE, alors que pour deux autres polymères, cette distance diminue très légèrement. Ceci

est surprenant car la chaleur générée aux interfaces entre le polymère et le métal dépend en partie de la vitesse de rotation et une augmentation de la chaleur générée devrait en théorie diminuer la distance d'apparition de la zone de fusion. Par contre un effet contraire se produit car lorsque la vitesse de rotation augmente, le polymère est transportée plus rapidement ce qui peut avoir pour effet de réduire la chaleur transférée au polymère et à pour conséquence d'augmenter la zone d'apparition de la fusion. Il est donc possible que ces deux effets se contrecarrent. De plus, ici aussi, le programme n'a pas été en mesure de fournir des résultats pour toute la gamme de vitesse étudiée pour le PP et le PVC.

Afin de s'assurer que le logiciel ne comportait pas de défauts de conception associés à ces deux polymères, quelques simulations ont été réalisées. Si le logiciel n'était pas capable de converger vers une solution, par exemple avec une vitesse de rotation de 90 tr/min et un débit massique de 14.29 kg/hr pour le PP, le débit massique était augmenté à une valeur plus importante, par exemple 25 kg/hr, et dans ce cas le logiciel était dans la possibilité de fournir un profil de pression et de température. Il semble donc que le logiciel soit en mesure de prédire si une extrudeuse peut être opérée sous certaines conditions.

La figure 4.12, qui illustre l'effet de la variation de la température de l'eau de refroidissement sur la distance d'apparition de la zone de fusion, est beaucoup moins surprenante. Sur ce graphique, on constate rapidement que la distance d'apparition de la zone de fusion augmente très peu lorsque la température de l'eau augmente. En effet, l'eau de refroidissement a un

faible effet sur la température du polymère situé près du fourreau, qui diminue légèrement lors des premières itérations. Par contre, cette diminution de température est très rapidement compensée lorsque la pression commence à augmenter. De plus, après l'équivalent d'un pas de vis, l'effet du refroidissement causé par l'eau de refroidissement est totalement éliminé par les bandes chauffantes de l'extrudeuse. C'est pour ces raisons que la variation de la température de l'eau de refroidissement a un très faible effet sur la distance d'apparition de la zone de fusion.

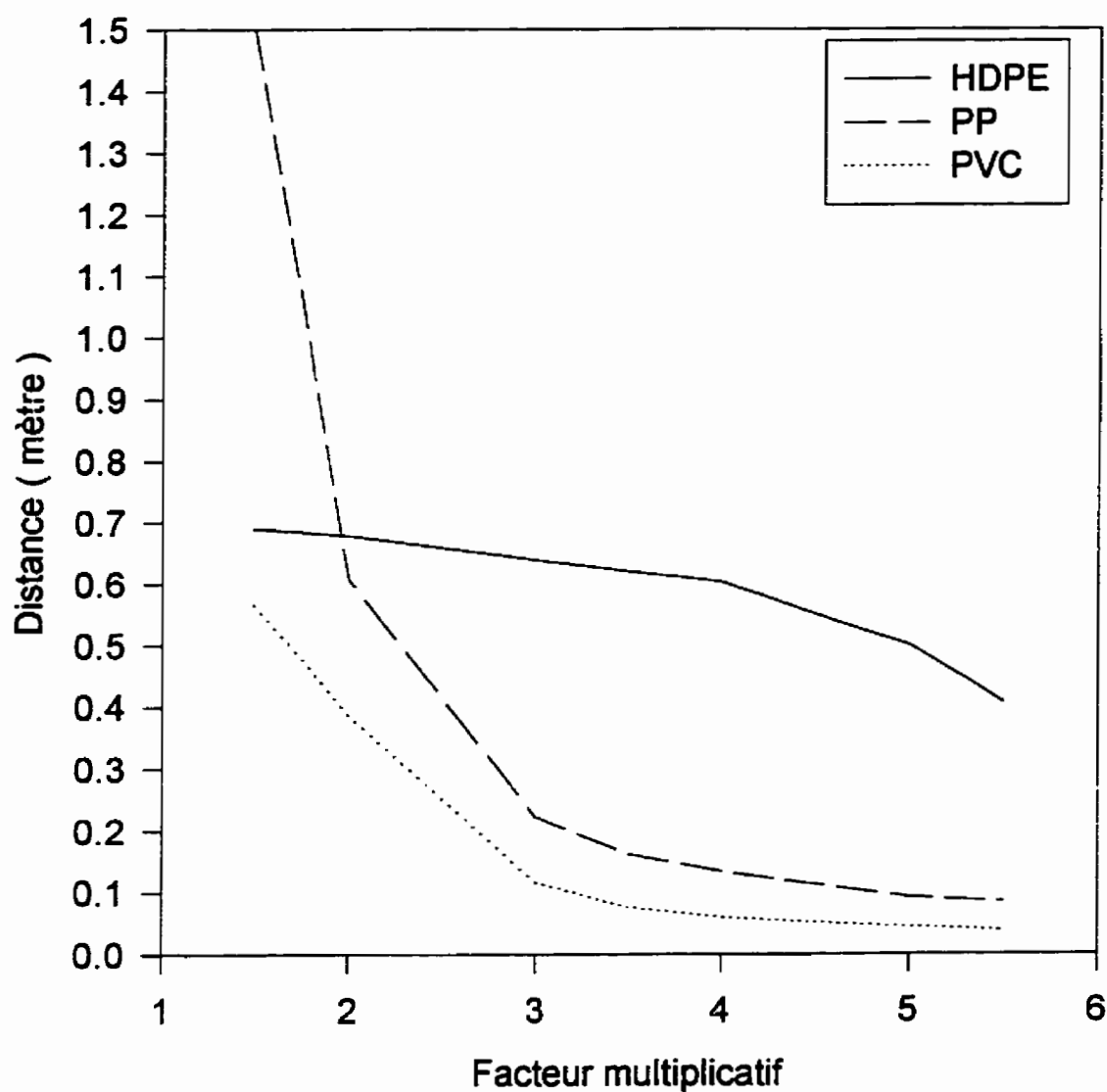


Figure 4.8: Évolution de la position de la zone de fusion en fonction du facteur multiplicatif

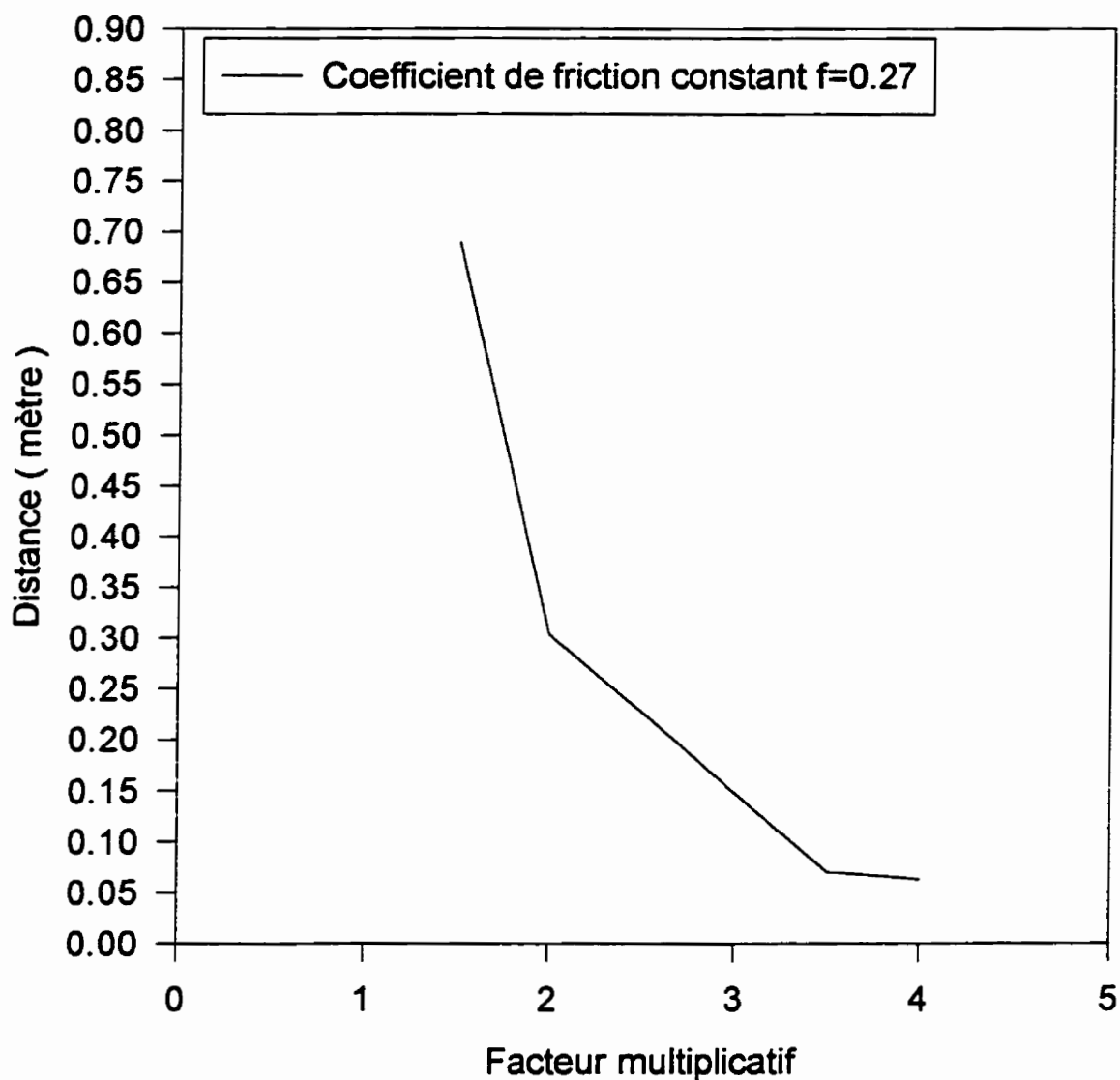


Figure 4.9: Évolution de la position de la zone de fusion en fonction du facteur multiplicatif pour le HDPE

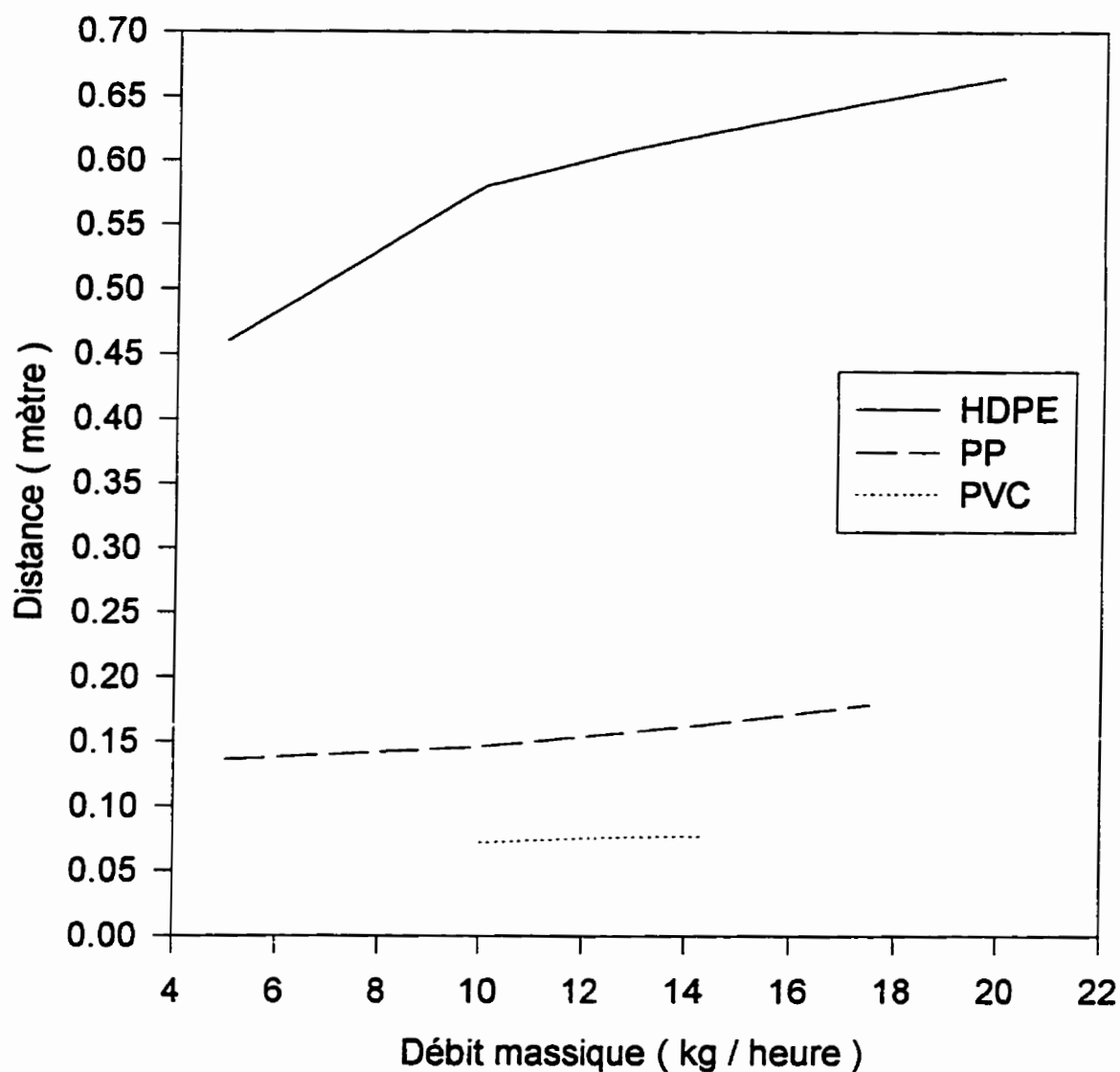


Figure 4.10: Évolution de la position de la zone de fusion en fonction du débit massique

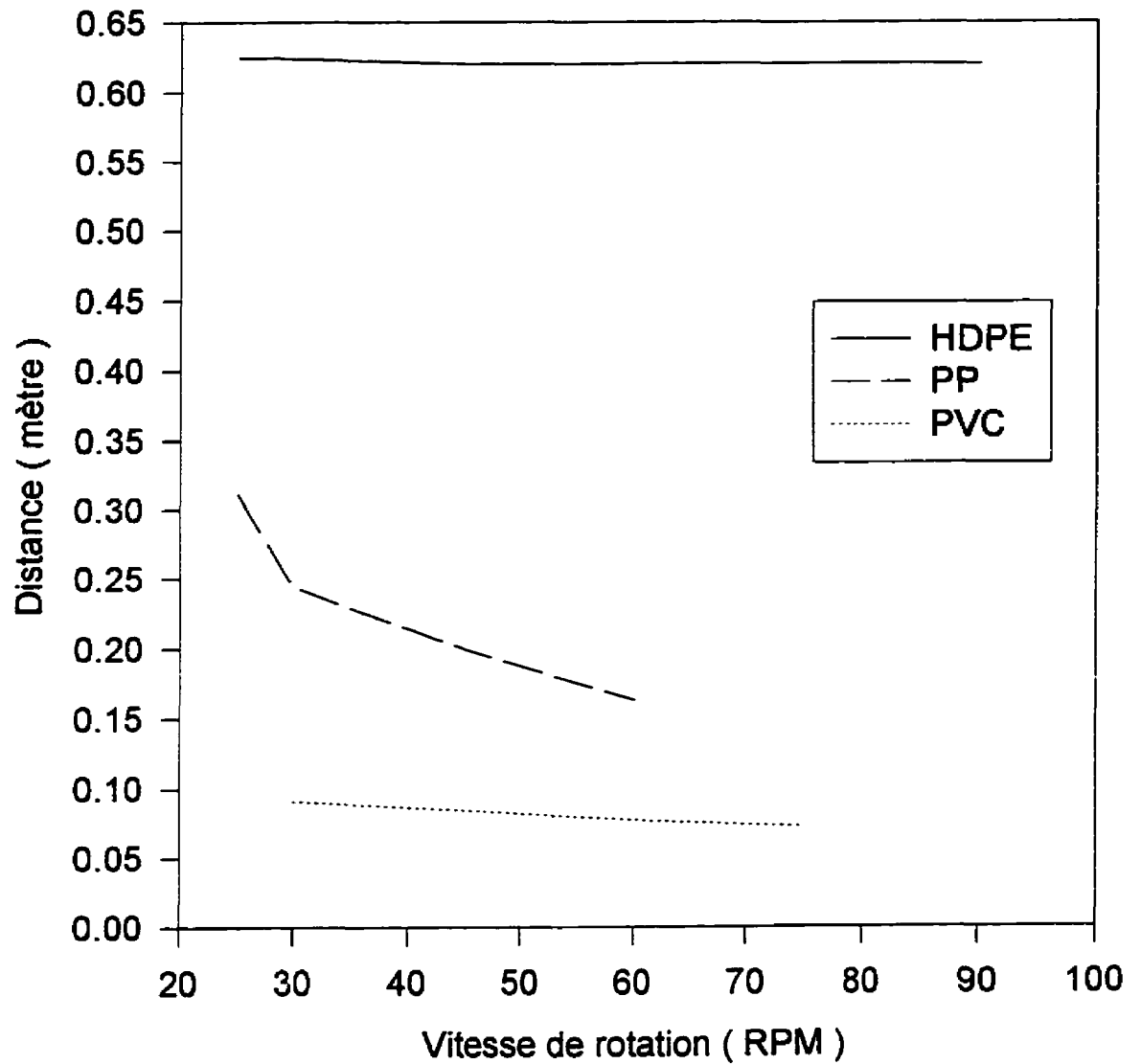


Figure 4.11: Évolution de la position de la zone de fusion en fonction de la vitesse de rotation

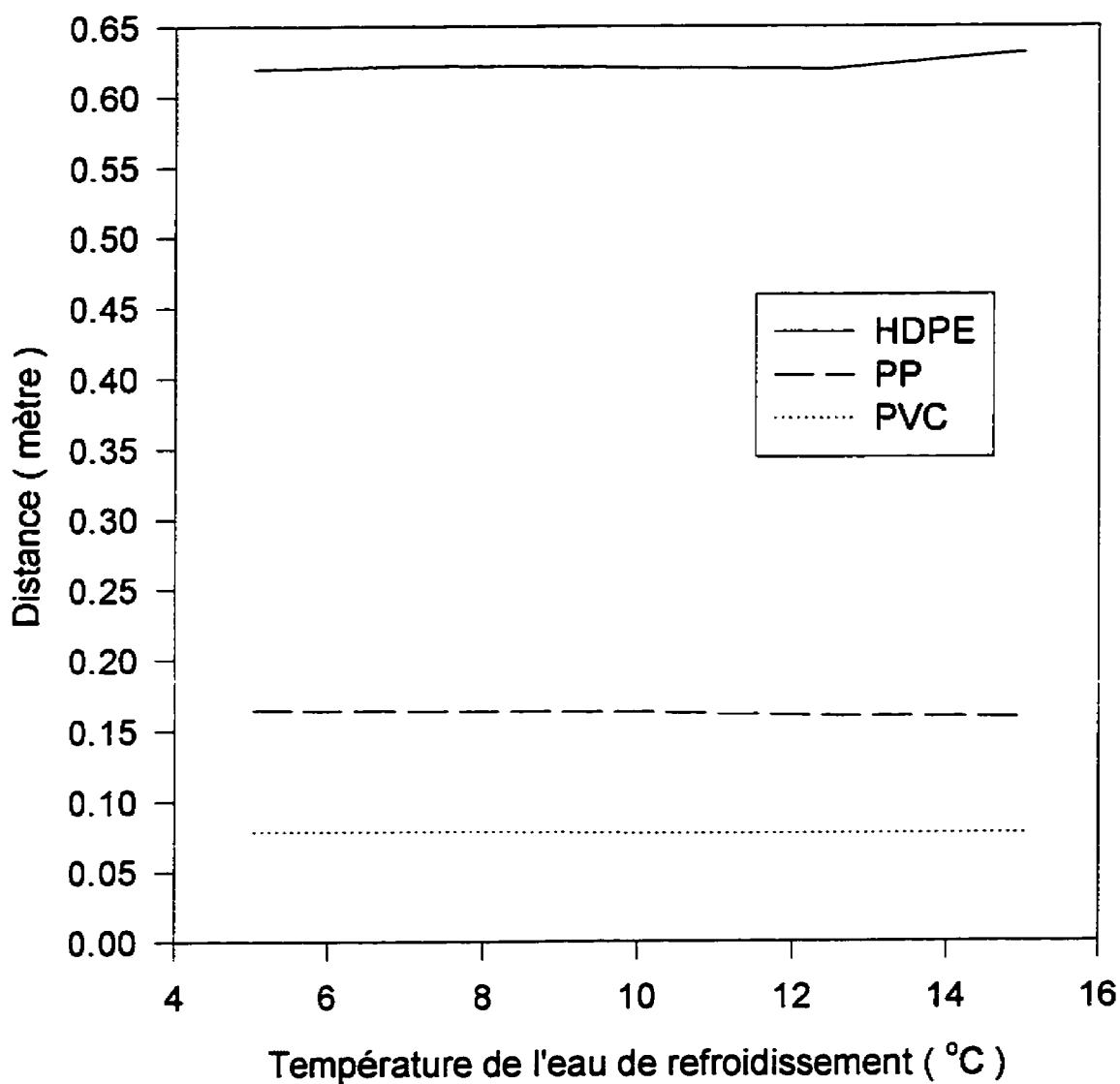


Figure 4.12: Évolution de la position de la zone de fusion en fonction de la température de l'eau de refroidissement

4.2.2. Résultats de simulations

L'évolution de la pression et de la température du lit des solides de HDPE en fonction de la position est illustrée aux figures 4.13 à 4.16. La température qui est tracée sur ces courbes correspond à la température du polymère entrant en contact avec la paroi interne du fourreau. Ces figures vont servir en partie à évaluer quelle est la valeur du facteur multiplicatif permettant d'obtenir des résultats se rapprochant le plus de l'extrusion. On peut noter immédiatement que plus le facteur multiplicatif augmente, plus la pression maximale atteinte augmente.

Sur la figure 4.13, on remarque que la pression diminue jusqu'à ce que la zone de retard de la fusion débute (indiqué par les lettres ZRF sur la figure 4.13). Cette courbe est représentative d'un facteur multiplicatif trop faible pour représenter adéquatement le comportement réel du lit des solides. On peut aussi remarquer sur cette figure que la température diminue initialement sous l'effet du circuit de refroidissement (indiqué par les lettres ER sur la figure 4.13) pour ensuite augmenter lorsque les bandes chauffantes (indiqué par les lettres TC1 et TC2 sur la figure 4.13) commencent à entrer en action. Il est donc évident sur cette figure que le transfert de chaleur n'est pas produit par frottement mécanique mais par conduction thermique causée par la présence de bandes chauffantes lorsque le facteur multiplicatif est égal à 1.5 pour le HDPE.

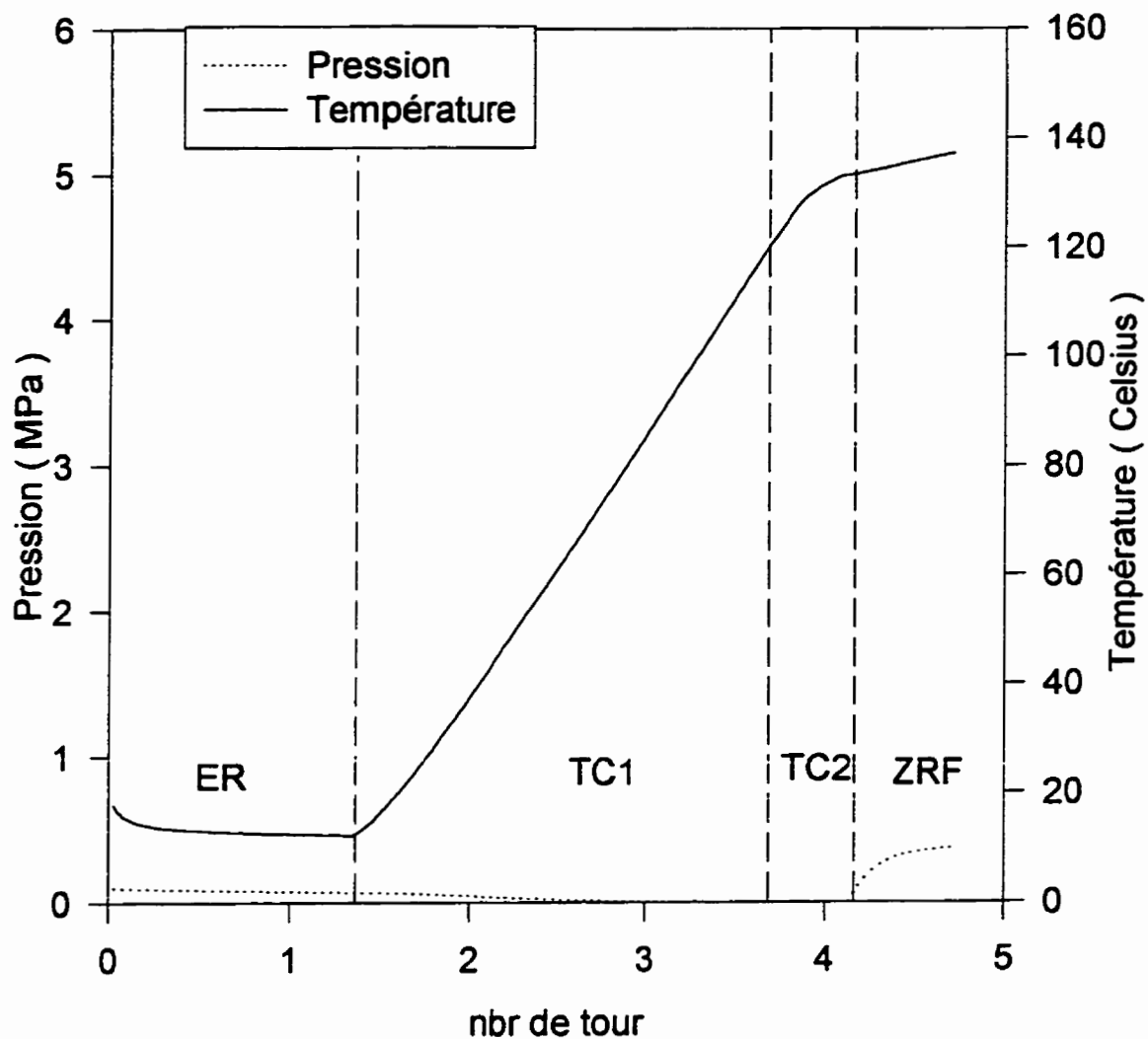


Figure 4.13: Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE fm=1.5

Les figures 4.14 et 4.15 illustrent un comportement ressemblant un peu plus à ce à quoi on s'attendrait. On observe une montée initiale de la pression, suivie d'une descente et d'une remontée de la pression dans la zone de retard de la fusion. La température augmente plus rapidement dans ces deux figures. De plus, il est facile de voir que la diminution de la température causée par le circuit de réfrigération est très faible. Il est aussi possible d'observer que la chaleur n'est plus uniquement transmise par les bandes chauffantes, mais qu'elle est aussi générée par le frottement entre la paroi interne du fourreau et le lit des solides. Il est même possible de conclure que lorsque le facteur multiplicatif est supérieur ou égal à 3 la majorité de la chaleur est produite par génération à l'interface.

La figure 4.16 présente une différence mineure en comparaison avec les courbes précédentes. Le profil de pression calculé dans la zone de retard de la fusion semble diminuer légèrement, alors que dans les courbes précédentes, la pression augmentait dans la zone de retard de fusion. Ceci n'est pas surprenant, car selon l'équation 75 développée par Kacir *et al.* (1972) afin de décrire l'évolution de la pression dans la zone de retard de la fusion, la pression peut augmenter ou diminuer selon l'évolution de la contrainte de cisaillement. En effet, la contrainte de cisaillement (τ) est élevée lorsque le film de polymère fondu est mince, que la température est basse et que la viscosité apparente est élevée. Donc la contrainte de cisaillement est élevée au début de la fusion et décroît rapidement lorsque le taux de fusion augmente. On peut observer ce phénomène aux figures 4.13 à 4.15 où la pression augmente initialement dans la zone de retard de fusion pour s'approcher peu à peu de ce qui semble être

un plateau. Il est donc possible que pour les cas possédant un facteur multiplicatif élevé, la température moyenne du polymère fondu soit assez élevée pour causer une diminution de la pression dans la zone de retard de la fusion sans la présence d'une montée initiale.

Une question majeure se pose maintenant: pourquoi la pression diminue-t-elle, alors que la théorie servant à prédire le comportement du lit des solides prédit une montée exponentielle de la pression, jusqu'à la température de fusion? La réponse à cette question est illustrée aux figures 3.50, 4.14 et 4.17. En effet, il ne faut pas oublier que le coefficient de friction dépend de la température et que la majorité des résultats obtenus précédemment a été réalisée en utilisant des coefficients de friction non thermo-dépendants. Si on observe attentivement la figure 4.14, à la position correspondant à la pression maximale de la vis on observe que la température près du fourreau est d'environ 60°C alors que la température près de la vis est d'environ 20°C. Pour ces valeurs, le coefficient de friction du HDPE (figure 3.50) est respectivement d'environ 0.16 et 0.3. En appliquant le facteur multiplicatif, on obtient un coefficient de friction de 0.32 près du fourreau et de 0.3 près de la vis. Or, comme il a été mentionné précédemment, lorsque le coefficient de friction à la vis est équivalent au coefficient de friction au fourreau, le lit des solides est dans une condition particulière. Afin de vérifier si la variation du coefficient de friction en fonction de la pression était réellement responsable de la diminution de la pression, une simulation a été réalisée en utilisant un coefficient de friction constant de 0.27 avec un facteur multiplicatif de 2. Les résultats de cette simulation sont présentés à la figure 4.17. Il est possible de constater immédiatement

que la pression augmente exponentiellement, comme le prédit la théorie, jusqu'à ce que la zone de retard de la fusion soit atteinte. De plus la zone de retard de la fusion est atteinte beaucoup plus rapidement dans ce cas (en dessous d'un tour de vis). Lorsque la zone de retard de fusion est atteinte, la pression chute très rapidement. Cette chute de pression dans la zone de retard de la fusion est attribuable à la température du polymère situé près du fourreau, qui est approximativement de 20°C plus élevé que lorsque le coefficient de friction dépendait de la température. Cette hausse de température a pour effet de faire diminuer la contrainte de cisaillement, ce qui a pour effet de faire diminuer la pression. Il semble donc évident que la variation importante du coefficient de friction à basse température est responsable du profil de pression qui diminue dans la zone de transport des solides.

La figure 4.18 représente la température dans le lit des solides à la fin de la zone de retard de la fusion. Il est possible de constater immédiatement que la température est presque uniforme dans le sens de la largeur du canal d'écoulement. Par contre, la température dans le sens de la hauteur du canal d'écoulement varie énormément et seulement trois des points sont à une température égale ou supérieure à la température de fusion du HDPE, ce qui correspond à une épaisseur de film de 0.442 mm. Finalement la figure 4.19 illustre la variation de l'incrément de la position (dz_0) en fonction de la position dans la vis. La variation de la valeur de dz_0 est faible pour le HDPE, ceci s'explique par le fait que le plateau de densification du lit de particules de HDPE n'est atteint lorsque la pression est de 1 MPa. Ce graphique permet aussi d'évaluer l'évolution de la vitesse ponctuelle du lit des solides, qui

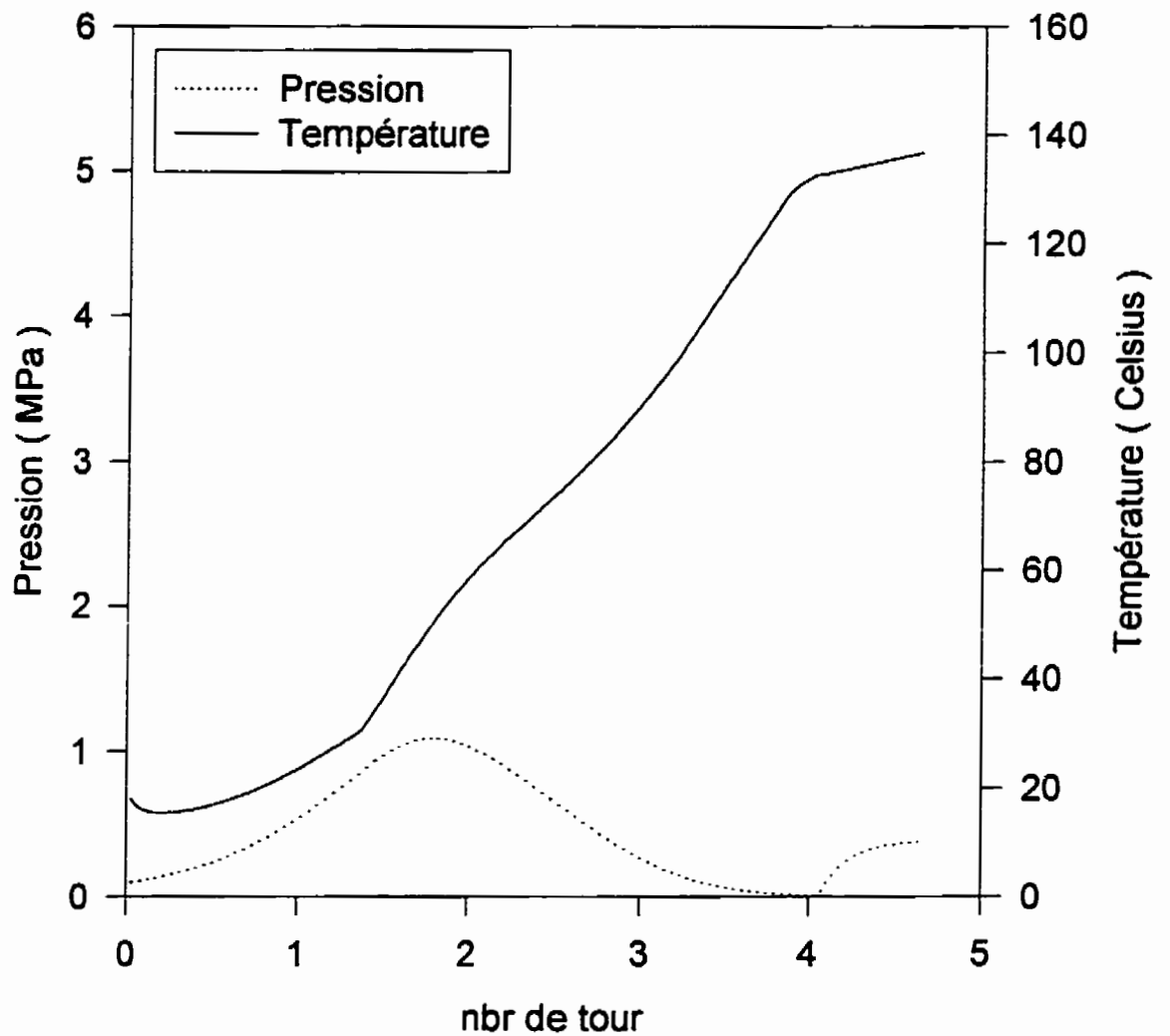


Figure 4.14: Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE $fm=2$

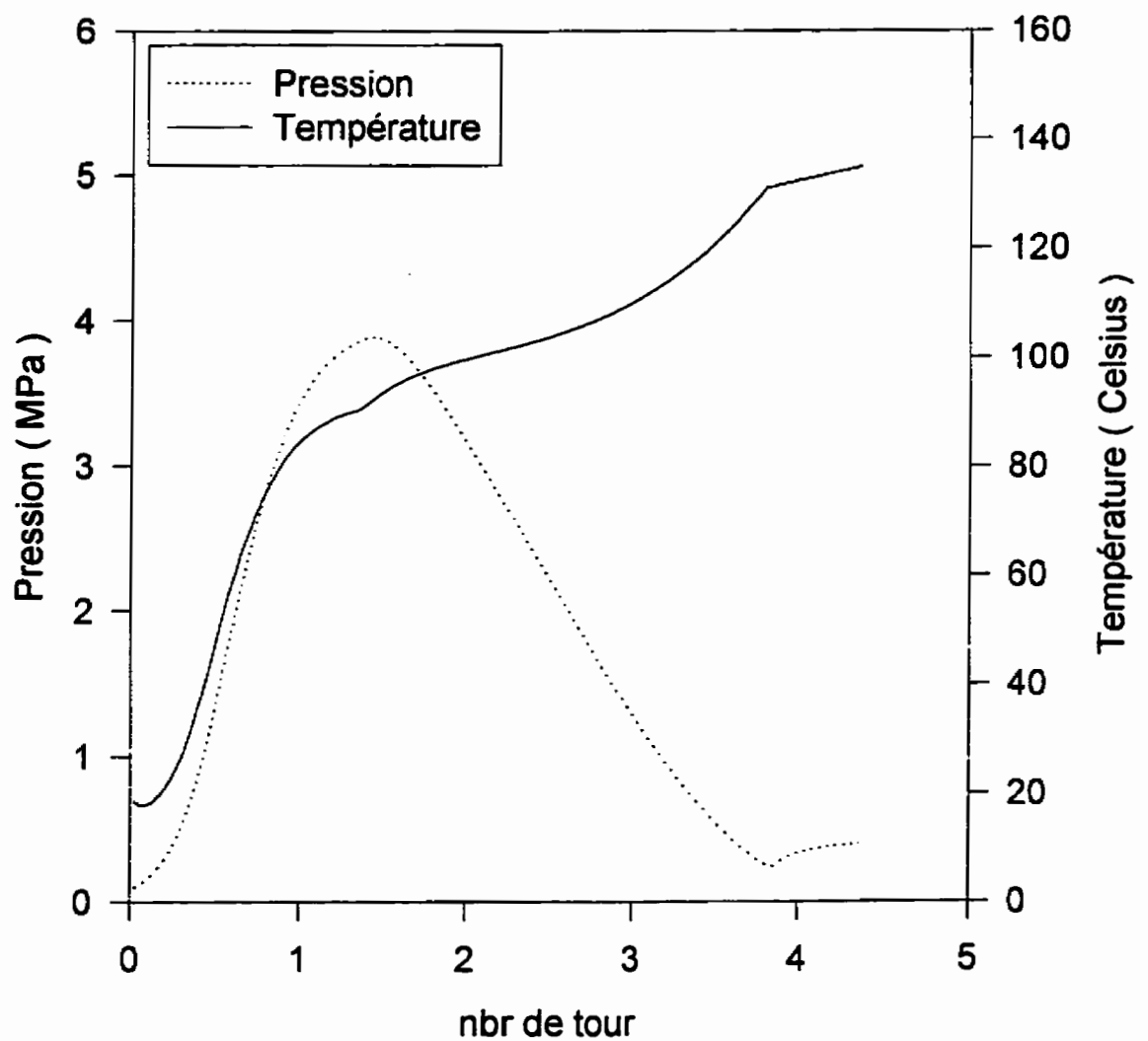


Figure 4.15: Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE $f_m=3$

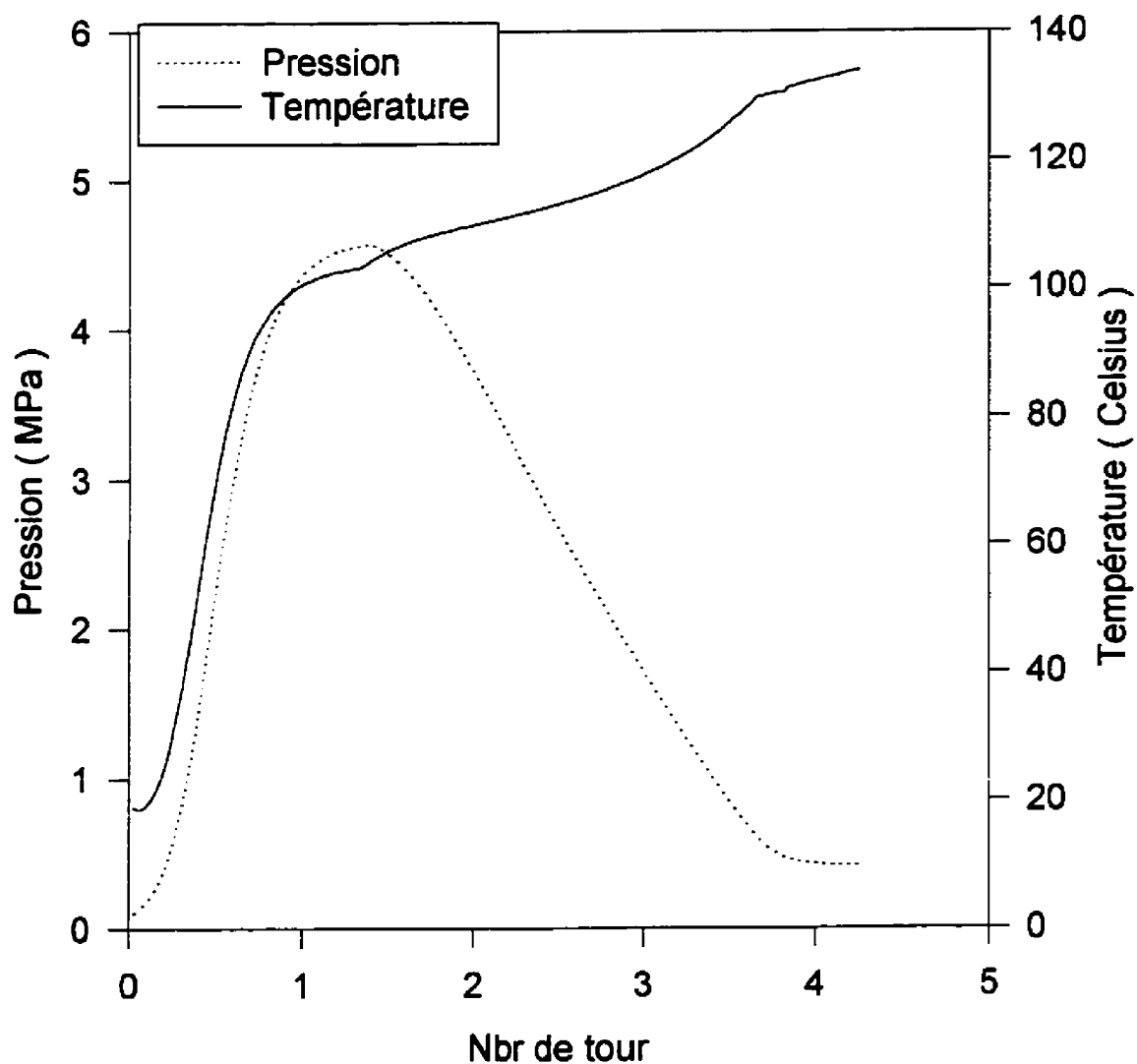


Figure 4.16: Évolution de la pression en fonction de la position dans la vis pour le HDPE aux conditions standard $f_m=3.5$

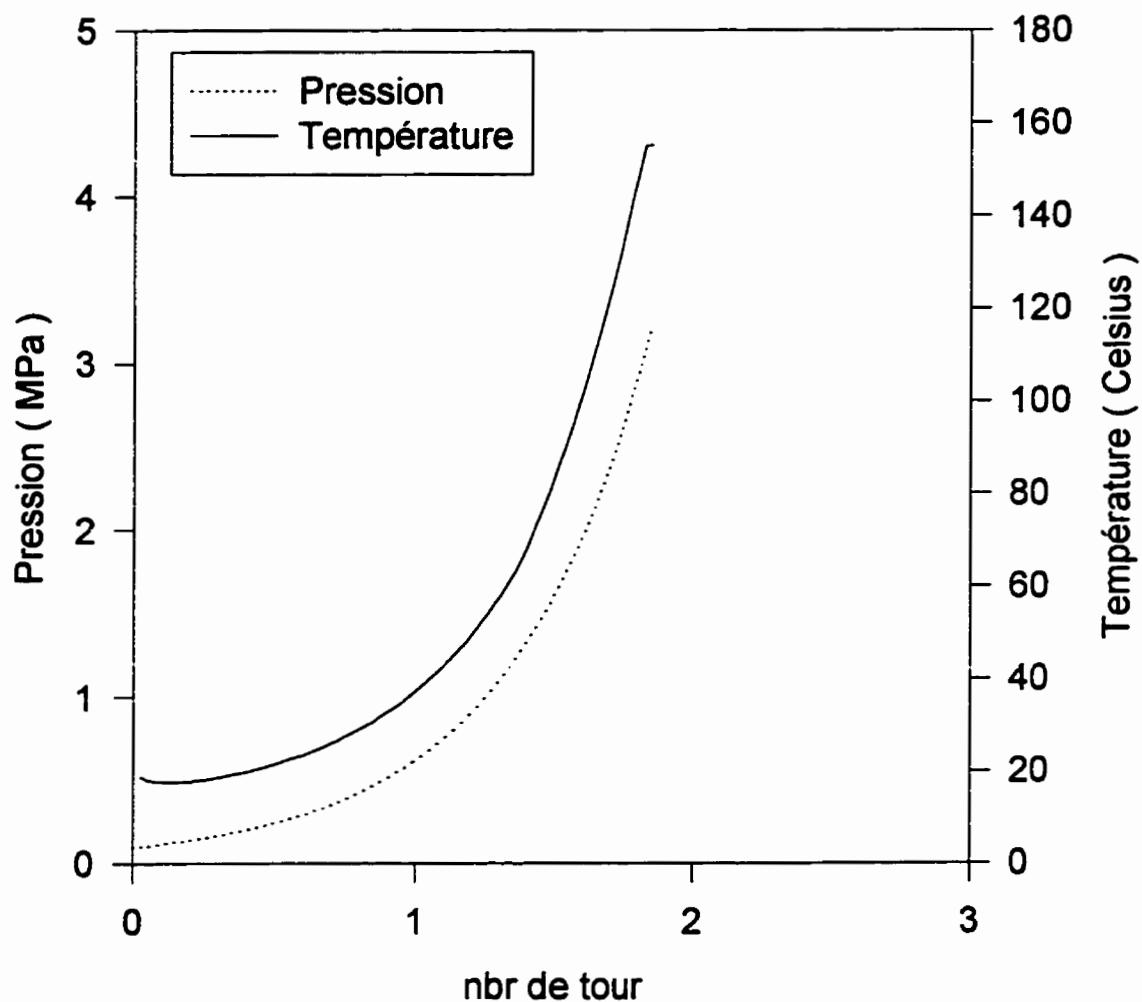


Figure 4.17: Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le HDPE possédant un coefficient de friction constant égal à 0.27 fm=2

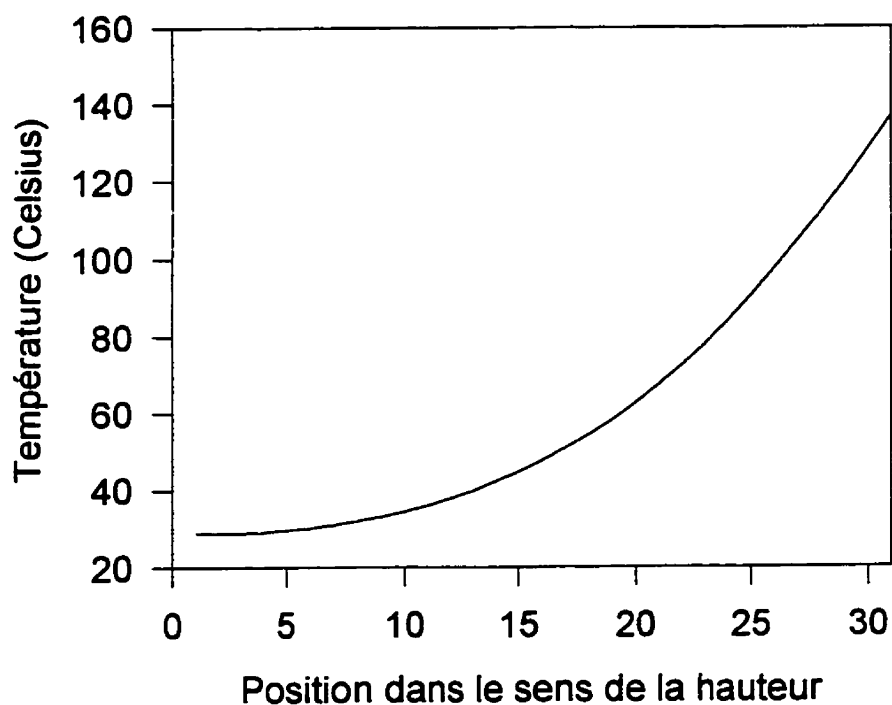
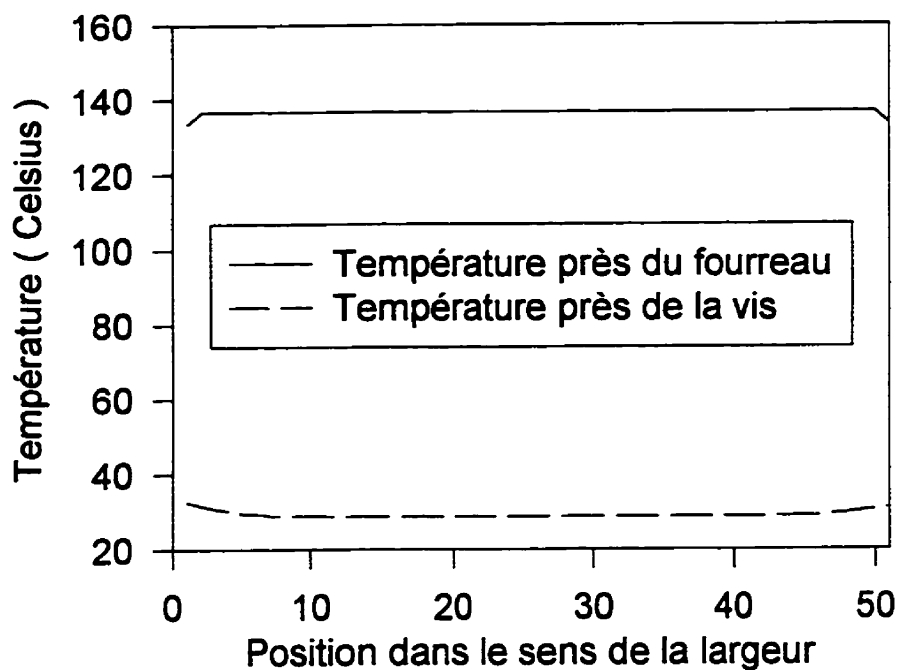


Figure 4.18: Évolution de la température dans le lit des solides de HDPE

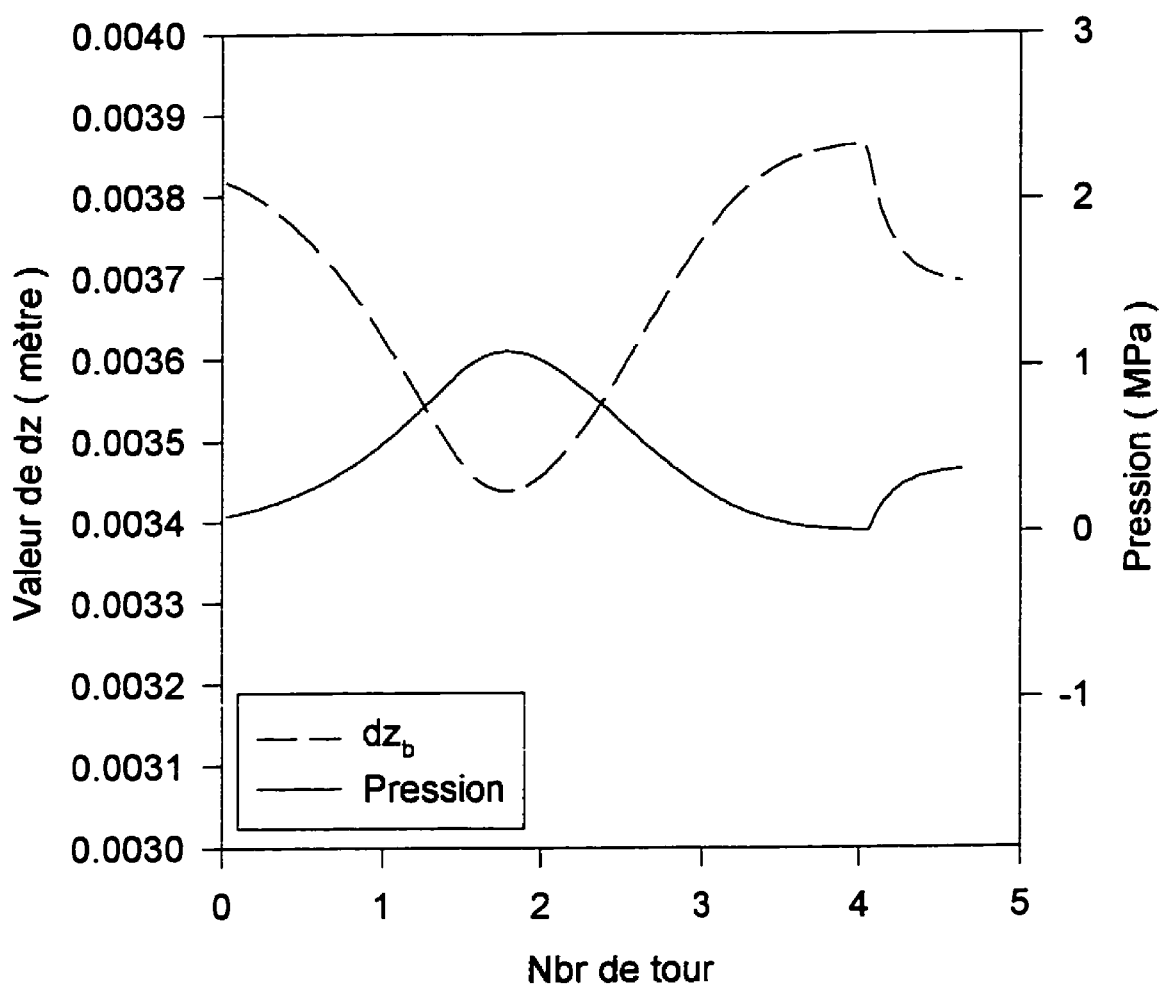


Figure 4.19:Évolution de dz en fonction de la position pour HDPE $f_m = 2$

semble dépendre fortement de la pression. En effet, le déplacement du lit dépend directement de la valeur de sa densité. Lorsque la pression diminue, le logiciel doit, afin de maintenir un débit massique constant, augmenter la valeur du déplacement du lit des solides, ce qui cause une augmentation de la vitesse locale.

Les figures 4.20 à 4.22 illustrent les résultats de simulations obtenus pour le PP. La simulation réalisée avec un facteur multiplicatif de 2 représente le comportement prédit traditionnellement par la théorie. Par contre, il est très difficile d'attribuer avec certitude la méthode par laquelle la température est transmise, car la pression commence à augmenter aux environs de la position de la première bande chauffante. La température du polymère près du fourreau semble se stabiliser à une valeur d'environ 190°C, qui est supérieure de 40°C à la valeur de la température de fusion du PP utilisée lors des simulations. La température finale atteinte à la figure 4.20 lorsque le facteur multiplicatif est égal à 4 est supérieure à 250°C, ce qui semble indiquer qu'un facteur multiplicatif de 4 est trop élevé pour représenter adéquatement le transport des solides. De plus, la zone de fusion débiterait à une distance légèrement supérieure à 1 pas de vis, ce qui est impossible. Pour ce qui est de l'évolution de la température le long du canal d'écoulement présentée à la figure 4.20, les profils calculés pour le PP sont similaires à ceux calculés pour le HDPE. Lorsque l'on étudie la température dans le sens de la largeur du lit des solides (figure 4.21), la majeure différence est l'accentuation des effets de bout causés par les filets arrières et avant sur la température du lit des solides en contact avec le fourreau. La température près des filets est plus basse en

raison du coefficient de conduction, qui est environ trois fois plus faible pour le PP que pour le HDPE. Cette différence a pour effet de moins bien transmettre la chaleur. Comme la chaleur générée par les filets sur le lit des solides est plus faible que la chaleur générée par le fourreau sur le lit des solides, et que le coefficient de conduction du PP est faible, on observe un gradient de température assez important, qui n'est pas présent lors des simulations réalisées avec le HDPE. Le même phénomène, mais en sens inverse, peut être observé sur le profil de température du lit des solides situé près de la vis. La figure 4.22 illustre une forte diminution de la vitesse locale jusqu'au début de la zone de retard de la fusion pour ensuite augmenter.

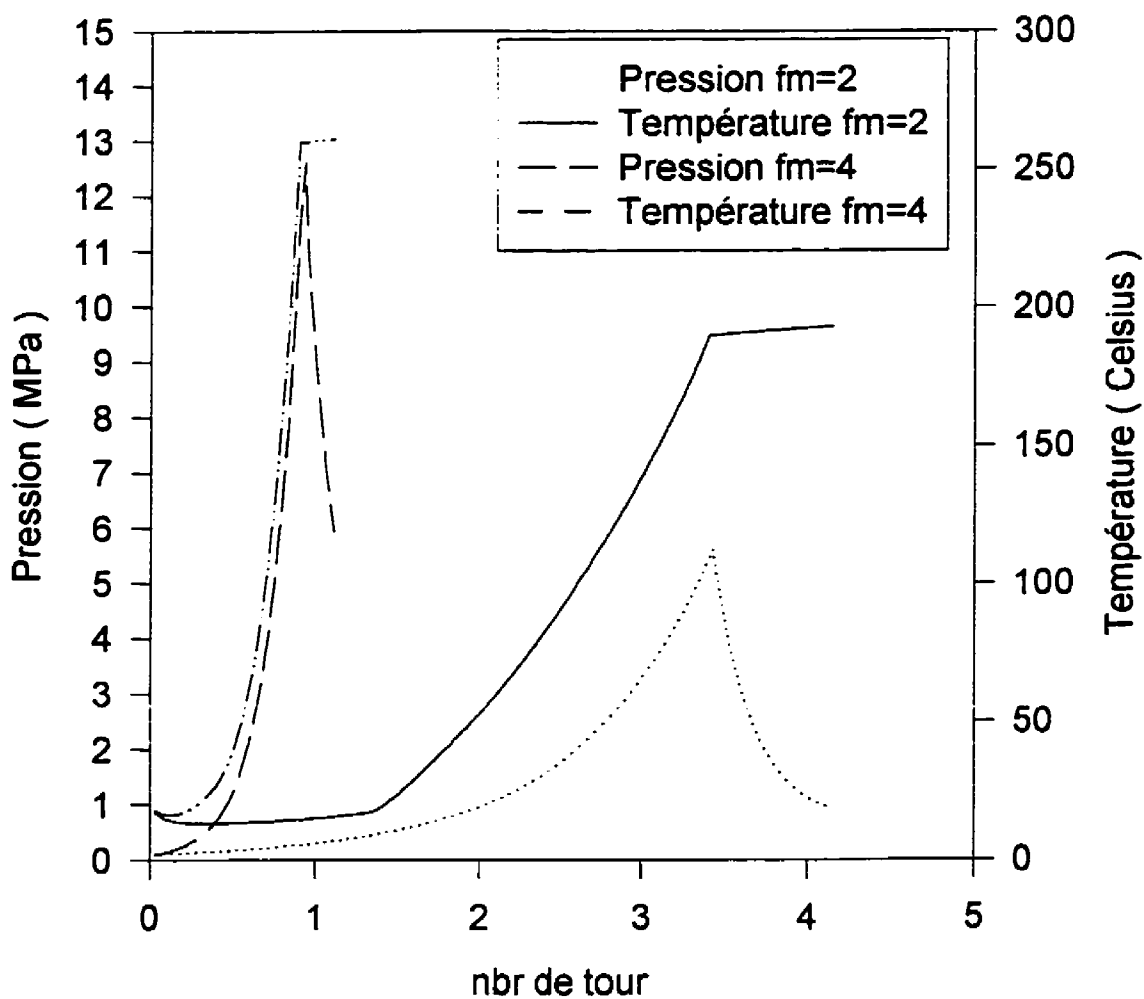


Figure 4.20: Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le PP

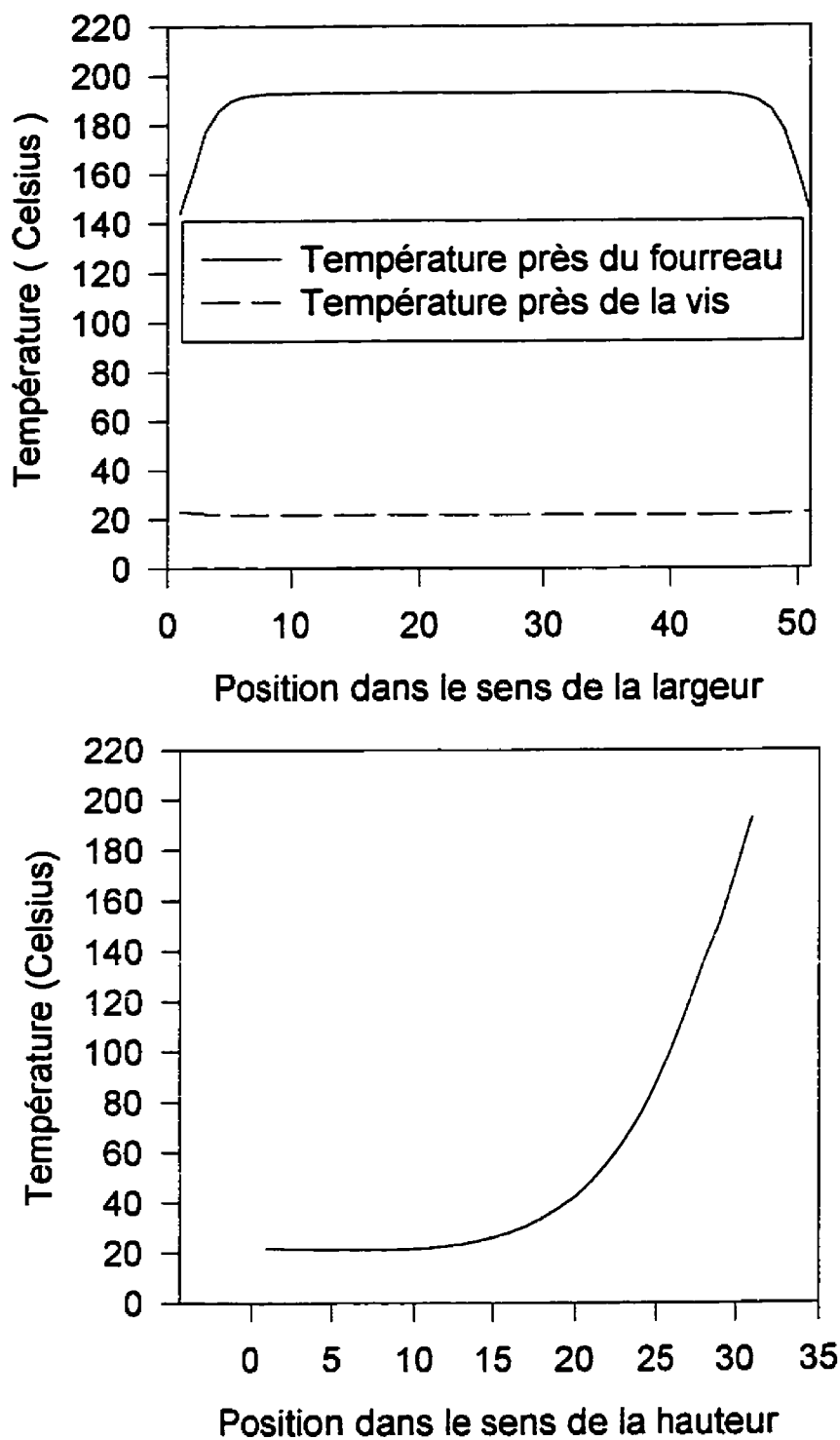


Figure 4.21: Évolution de la température dans le lit des solides de PP

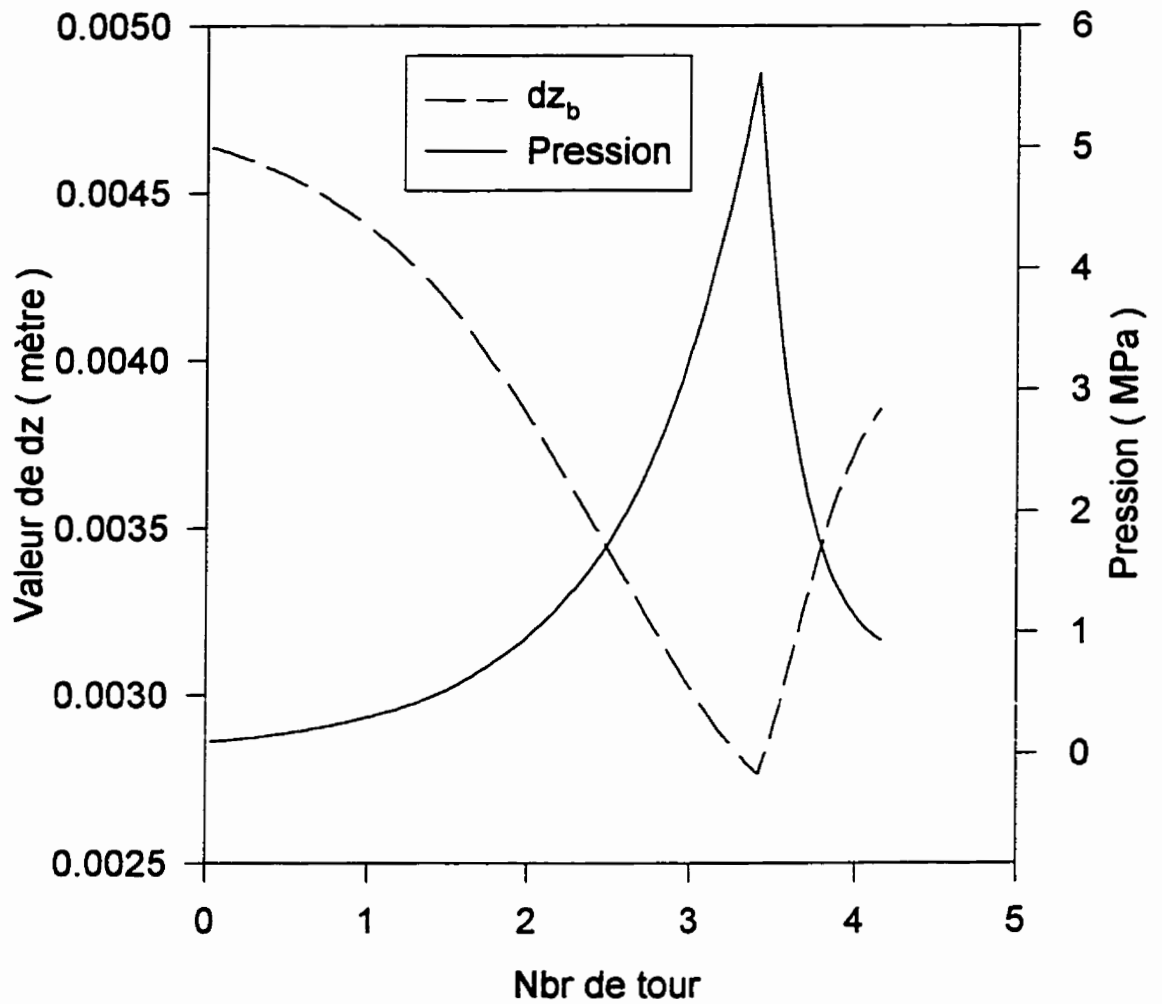


Figure 4.22: Évolution de dz en fonction de la position pour le PP fm = 2

Les figures 4.23 à 4.25 représentent les résultats de simulation obtenus pour le PVC. La simulation réalisée avec un facteur multiplicatif de 2 illustrée à la figure 4.23, présente le comportement caractéristique prédit en théorie à la fois pour le profil de pression et pour le profil de température et ce, même si le coefficient de friction varie en fonction de la température. La température finale est d'approximativement 140 °C. La figure 4.23 montre que la zone de fusion débute avant même qu'un tour de vis soit effectué pour un facteur multiplicatif de 4; de plus, la température finale est d'environ 200° à cette position et le PVC commence à se dégrader à une température de 170°C. Il est donc possible d'affirmer hors de tout doute que le facteur multiplicatif permettant de décrire adéquatement la zone de transport des solides est compris entre 1.5 et 4 et qu'il est probablement légèrement inférieur à 2. La figure 4.24 confirme le fait que l'effet de bout est causé par le faible coefficient de conduction du PVC et du PP. La figure 4.25 illustre la variation de la vitesse en fonction de la position dans la vis. La vitesse du lit des solides diminue jusqu'à atteindre une vitesse relativement stable. La stabilité de la vitesse est causée par le fait que le taux de densification du PVC augmente très rapidement, et qu'à partir de 1 MPa, la densité du lit des solides atteint son plateau de stabilisation. Comme la pression ne descend jamais en dessous de cette valeur, la vitesse atteint une valeur stable.

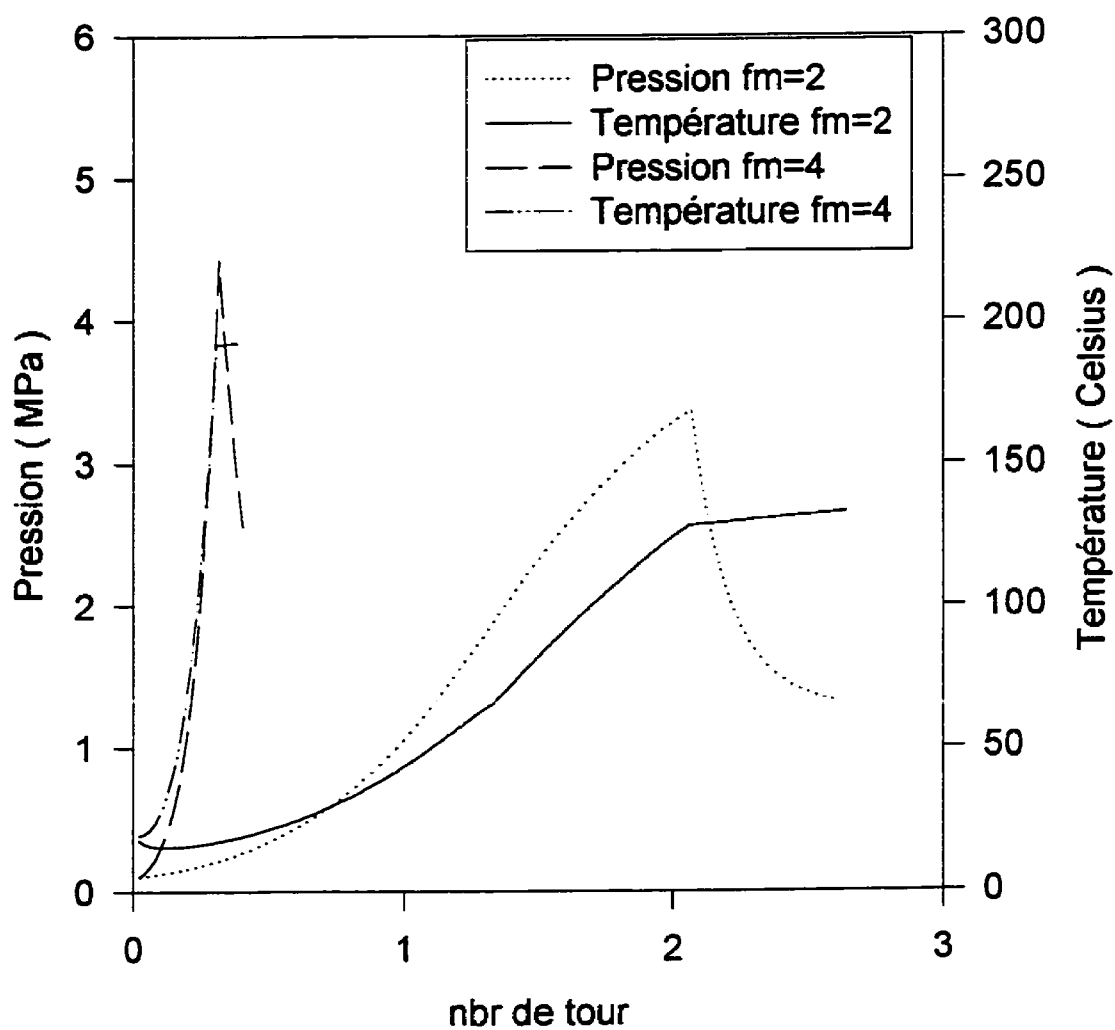


Figure 4.23: Évolution de la pression et de la température en fonction de la position pour le PVC

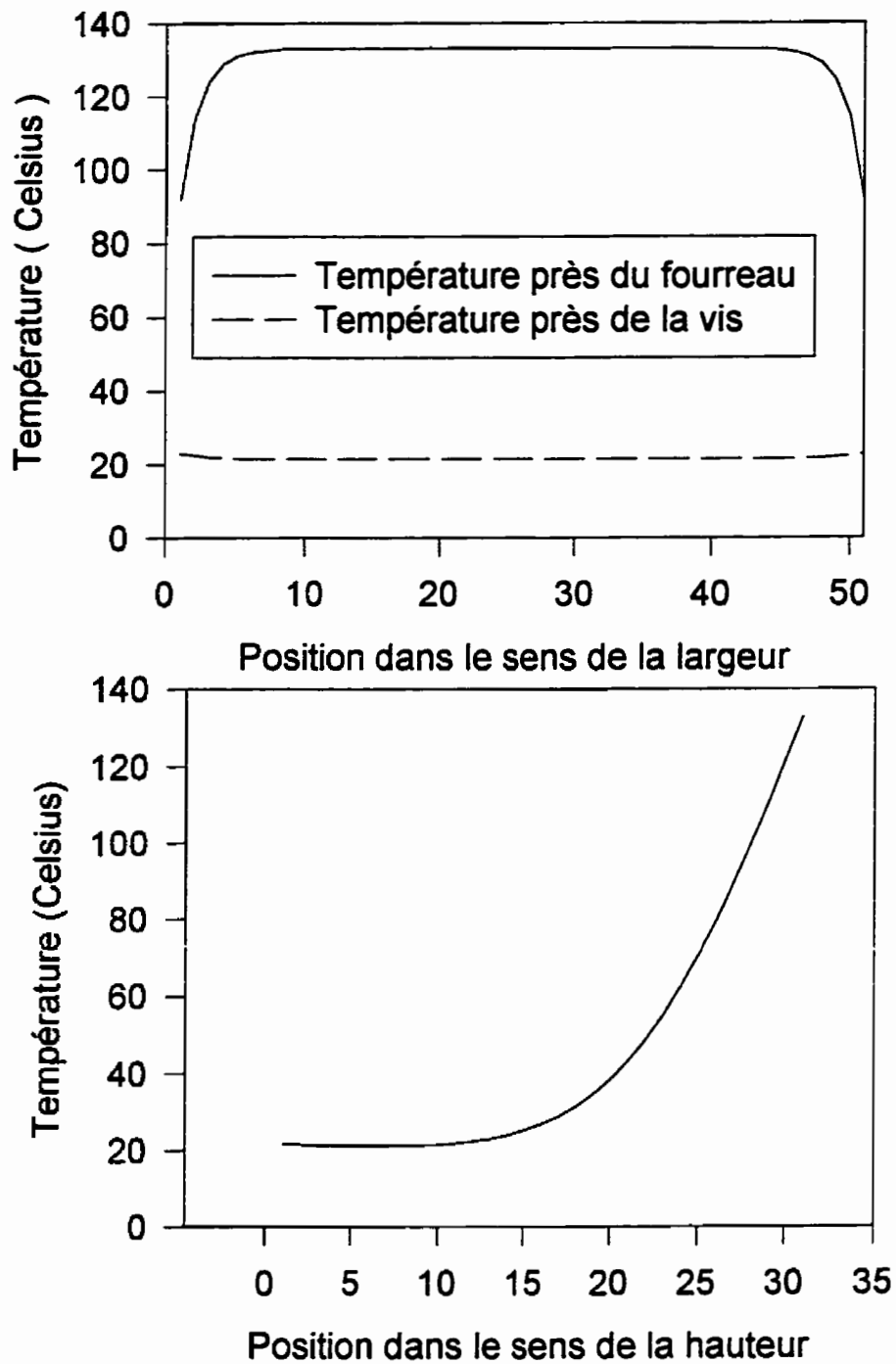


Figure 4.24:Évolution de la température dans le lit des solides de PVC

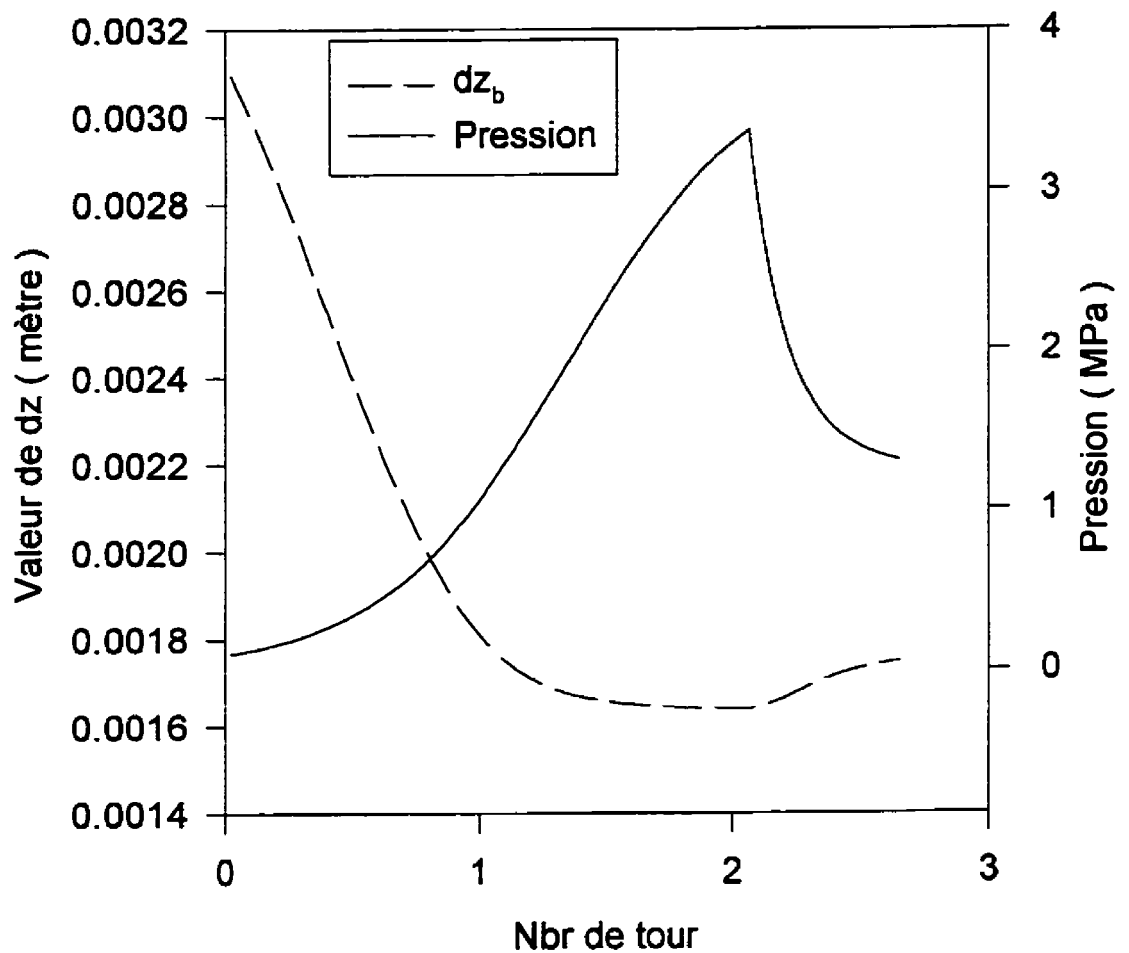


Figure 4.25: Évolution de dz en fonction du nombre de tour pour le lit solide de PVC $f_m = 2$

Les résultats obtenus lors de ces simulations peuvent maintenant être comparés à des résultats expérimentaux obtenus par Amellal (1991) et Roméro (1994) pour des conditions opératoires similaires. Les résultats d'extraction de la vis réalisés par Roméro (1994) démontraient que la zone de fusion était déjà commencée depuis quelque temps pour le PP à partir du neuvième ou dixième tour de la vis (voir figure 2.4b). Or les résultats de simulations obtenus avec un facteur multiplicatif compris entre 1.5 et 2, place le début de la zone de fusion à une distance comprise entre 4 et 10 tours. La figure 4.26 illustre les résultats expérimentaux obtenus par Amellal (1991) pour les conditions qui ont été simulées. Il est difficile d'apporter une conclusion portant sur cette figure, car le premier point expérimental est situé dans la zone de fusion. Le seul argument que l'on peut porter sans aucun doute est que les valeurs de pression expérimentale sont supérieures à la majorité des valeurs de pression obtenues par calcul pour le HDPE. Ceci peut s'expliquer par le fait que la hausse de température a pour effet de faire diminuer le coefficient de friction et par le même effet la pression. En général, les résultats obtenus par Amellal (1991) avec du HDPE indiquaient que la pression dans l'extrudeuse à une distance de 8 tours de l'alimentation était comprise entre 3 et 9 MPa pour des conditions opératoires similaires aux conditions simulées.

La figure 4.27 illustre les résultats expérimentaux obtenus par Roméro (1994). La courbe simulée a été réalisée en utilisant les mêmes conditions opératoires que celles utilisées par Roméro (1994). Il est possible d'observer que la pression atteinte lors de la simulation de la zone de transport des solides est similaire à la pression expérimentale. Par contre la zone

de retard de fusion a pour effet de faire chuter la pression.

Il semble donc que le logiciel conçu même s'il peut permettre de prédire les limites opératoires d'une vis d'extrusion a de la difficulté à prédire avec précision les résultats expérimentaux. Ceci est en grande partie causé par le fait que le facteur multiplicatif est inconnu. Les modèles dépendent donc d'un paramètre dont la valeur varie en fonction de l'usure de la vis et du baril et qui est totalement inconnu. Il faut donc utiliser les modèles du type de Darnell et Mol avec beaucoup de prudence. Par contre le présent modèle représente une nette amélioration sur les modèles précédents, ou la pression atteinte à une distance de 6 tour pouvait être de 250 MPa. Le présent modèle a l'avantage de fournir des valeurs calculées du même ordre de grandeur que les valeurs expérimentales.

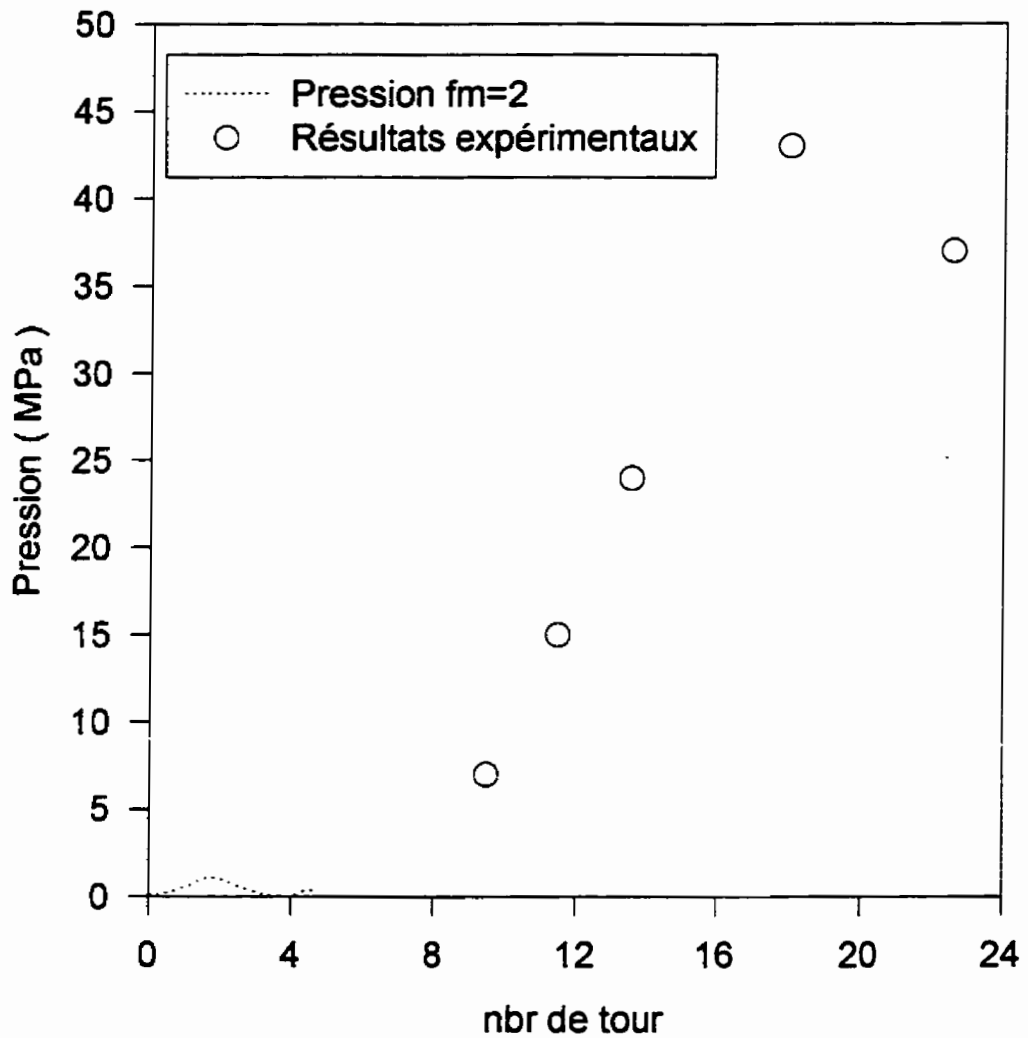


Figure 4.26: Comparaison entre les résultats calculés et les résultats expérimentaux pour le HDPE

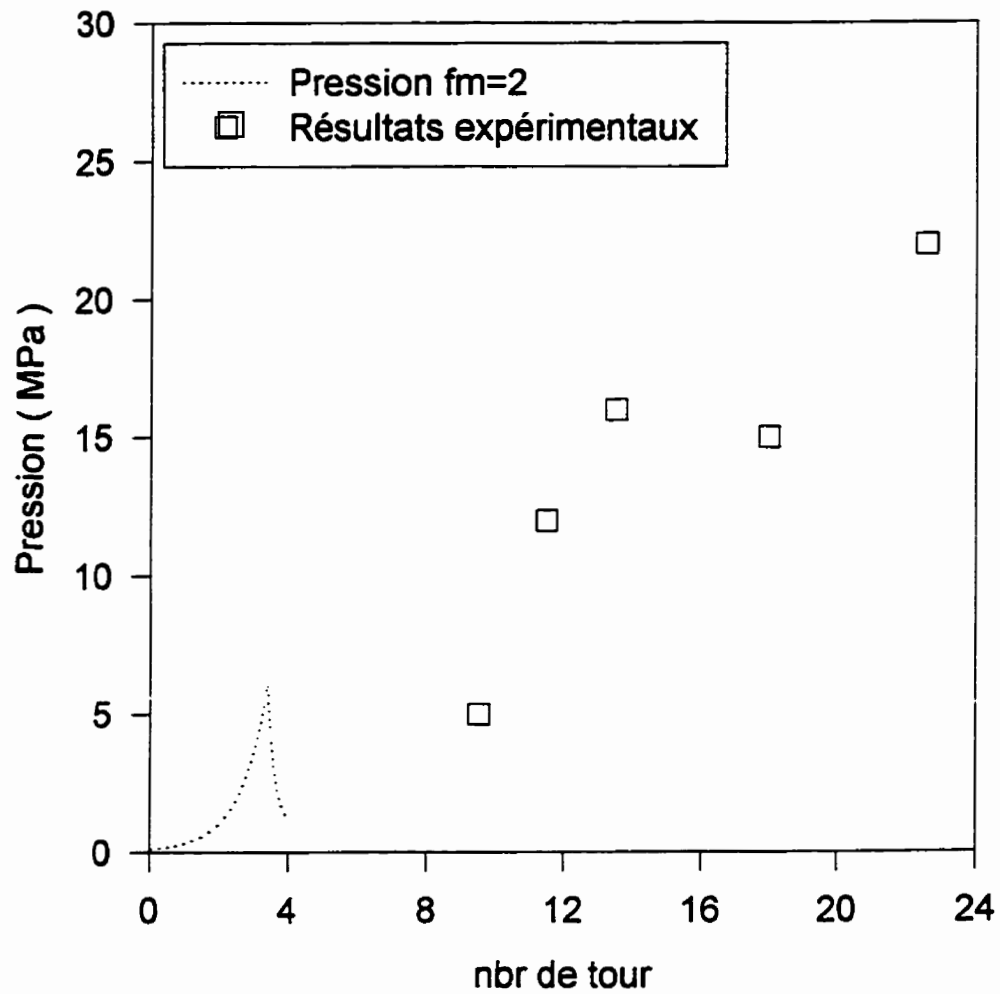


Figure 4.27: Comparaison entre les résultats calculés et les résultats expérimentaux pour le PP

CHAPITRE 5 Conclusion et recommandations

5.1 Conclusion

Dans un premier temps, les propriétés physiques de trois polymères communs ont été déterminées. Ces polymères sont le HDPE, le PP et le PVC. Une chambre d'échantillonnage permettant d'observer visuellement la compaction des particules de polymère a été conçue. Il a été possible de constater, grâce à cette chambre, qu'il y avait peu de mouvement entre les granules de polymère soumis à une contrainte. Les essais de compaction ont rendu possible la quantification de la densification du lit des solides de polymères à différentes températures. L'étude de reproductibilité qui a été réalisée permet de conclure que l'appareillage utilisé permet d'obtenir des résultats satisfaisants.

Les expérimentations visant à déterminer le coefficient de friction dynamique entre les particules de polymère et une surface métallique ont permis d'apporter certaines conclusions générales. La forme n'a pas d'influence majeure sur le coefficient de friction dynamique. La vitesse de rotation n'a pas d'influence directe sur le coefficient de friction dynamique. Par contre, lorsque la vitesse est augmentée, la température interfaciale augmente. Pour le HDPE et le PVC, une augmentation de la température se traduit par une diminution du coefficient de friction dynamique. Pour le PP, aucune variation notable du coefficient de friction dynamique est observable. Les résultats de calculs effectués à 5 et 15 tr/min permettent de reproduire les résultats expérimentaux pour le HDPE et le PVC. Il semble que les calculs

présentent des coefficients de friction supérieurs aux observations expérimentales pour le PP.

Le modèle traditionnel de Darnell et Mol permettant de prédire le comportement des particules de polymère dans la zone de transport des solides a été modifié afin de pouvoir, entre autres, faire varier la vitesse locale du lit des solides. Le modèle de Kacir *et al.* (1972) a été ajouté au modèle de Darnell et Mol afin de prédire la position du début de la zone de fusion. Il semble que les simulations permettent de prédire les capacités maximales et minimales de production de la vis dans la zone de transport des solides. Par contre, le modèle modifié semble sous-estimer la pression. Il faut ici mentionner que cette dernière modification pousse les modèles du type de Darnell et Mol à leur extrême limite et qu'une approche interparticulaire semble être la voie de l'avenir. De plus le facteur multiplicatif du coefficient de friction est un paramètre extrêmement difficile à déterminer. Or ce paramètre influence fortement les résultats thermiques et mécaniques dans les modèles du type de Darnell et Mol ce qui constitue une faiblesse majeure.

5.2 Recommendations

L'expérience acquise lors de la réalisation de ce projet permet de faire quelques recommandations.

En ce qui concerne les essais de compaction, il pourrait être intéressant de réaliser des

expérimentations sur une gamme de température variant entre 20 et 150 °C. Ces essais permettraient de prédire la densification des granules de polymère pendant toute la zone de transport des solides avec une plus grande précision. Une analyse d'image pour déterminer l'évolution de la forme des particules serait aussi très intéressante. En effet, si un modèle interparticulaire doit un jour être développé, une observation de la déformation des particules sera absolument nécessaire.

Il faut aussi envisager des méthodes permettant de suivre le mouvement des particules de polymère dans l'extrudeuse sans que cela n'influence leur comportement. L'extrudeuse possédant une fenêtre de visualisation conçue par Zhu *et al.* (1992) est très utile mais malheureusement, elle a un très grand effet sur les coefficients de friction. Une solution possible est le traçage par particules radioactives. Cette approche permettrait de suivre le mouvement de deux particules l'une par rapport à l'autre dans le canal d'écoulement de l'extrudeuse. Cette technique, qui est déjà appliquée dans les lits fluidisés, présente par contre un inconvénient majeur: pour être statistiquement valide, des centaines de passes devraient être réalisées pour chaque condition opératoire. Une autre solution possible est de concevoir une extrudeuse dont le baril pourrait être retiré. Ceci permettrait d'observer visuellement grâce à des particules de couleurs différentes le déplacement des granules de polymère dans la zone de transport des solides.

Les modèles futurs permettant de décrire la zone de transport de solides devront être des

modèles où chaque particule sera considérée. A partir d'un arrangement aléatoire, ces particules seront transportées, réchauffées, déformées, compactées et fusionnées. Cette approche demande la connaissance d'une grande quantité de données expérimentales, ce qui peut rendre cette approche pénible.

BIBLIOGRAPHIE

AMMELLAL, K., (1991). Modélisation du procédé d'extrusion pour la conception de vis conventionnelles et barrières, Thèse de Doctorat, École Polytechnique de Montreal, Canada.

ATTALLA, G. PODIO-GUIDUGLI, P., (1980). On Modeling the Solids Conveying Zone of a Plasticating Extruder. Polymer Engineering and Science, 20, 11, 709-715.

BORTZMEYER, D. ABOUAF, M., (1989). Micromechanical Simulation for Ceramic Powder Compaction. Powders and Grains, Biarez & Gourvès, 279-286.

BROYER E., TADMOR, Z., (1972). Solids Conveying in Screw Extruders, Part I : A Modified Isothermal Model. Polym. Eng. Sci., 12, 12.

CAMPBELL, C.S., BRENNEN, C.E., (1985). Computer Simulation of Granular Shear Flows. J. Fluid. Mech., 151, 167-188.

CAMPBELL, G.A., DONTULA, N., (1995). Solids Transport in Extruders. Intern. Polymer Processing X, 31-35.

CHUNG, C.I., HENNESSEY, W. J., TUSIM, M. H., (1977). Frictional Behavior of Solid

Polymers on a Metal Surface at Processing Conditions. Polym. Eng. Sci., 17, 9-20.

CHUNG, C. I., (1970). Conveying in Screw extruders. SPE J., 26, 33-43.

DARNELL, W.H., MOL, E. A. J., (1956). Soc. Plastics Eng. J., 12 20.

De WITT, D.P., INCROPERA, F.P., (1990). Fundamentals of heat and mass transfer. John Wiley & Sons.

DECKER, H. (1941). Die Spritzmaschine. Hanover, Germany, Paul Troester Maschinenfabrik.

DOMININGHAUS, H., (1993). Plastics for engineers Materials Properties Application. Hanser.

EMMANUEL, J.A.O, SCHMIDT, L.R., (1981). The Coefficient of Friction and Bulk Density of Polymers in Powders and Pellets Form. 39 th SPE ANTEC, 27 672-675.

FRIEHE, C. A., (1966). Static Coefficients of Friction for Polyethylenes. Polym. Eng. Sci., 6, 135-141.

GOGOS, C.G., ZAFAR M., SEBASTIAN, D., TODD D.B., HYUN, K.S., SPALDING M.A., (1994). ANTEC 94, 288.

HERTZ, H., (1882). Über die Berührung fester elastischer Körper and über die Harte. Journal für die reine gewandte mathematik, 92 156-171.

JACKSON, M. L., LAVACOT, F.J., et RICHARDS, H. R., (1958). Ind. Eng. Chem., 50, 1569.

KACIR, L., TADMOR., Z., (1972). Solids Conveying in Screw Extruders, Part III : The Delay Zone. Polym. Eng. Sci., 12, 387-395.

KIRKPATRICK, D. E., HYUN, K. S., (1993). Polym. Eng. Sci., 33, 1261.

KUHN, L.T., MCMEEKING, R.M., LANGE, F.F., (1989). Modelling Powder Consolidation. Powders and Grains, Biarez & Gourvès, 331-337.

LAFLEUR, P.G., (1996). 4.506 Polymères industriels: Propriétés et fabrication, École polytechnique de Montreal.

LEVY, S., DUBOIS, J.H., (1977). Plastics Product Design Engineering Handbook. Van

Nostrand Reinhold Company.

LIU, C., O'BRIEN K.T., (1991). The Interparticulate Friction Behavior of Acetal Copolymer Pellets With Bilobal and Trilobal Cross-Sections. Polym. Eng. Sci., 31, 1637-1646.

LOVEGROVE, J.G.A., WILLIAMS, J.G., (1973). Solid conveying in a Single-Screw Extruder : a comparison of Theory and experiment. J. Mech. Eng. Sci., 15, 3 195.

LOVEGROVE, J.G.A., WILLIAMS, J.G., (1974). Pressure Generation Mechanisms in the Feed Section of Screw Extruders. Polym. Eng. Sci. 14, 8, 589-594.

MAILLEFER, C., (1954). Brit Plastics, 394.

MINDLIN, R.D., (1949). Compliance of Elastic Bodies in Contact. Journal of applied mechanics, 259-267.

NORME D638M-93, (1996). Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics., Annual Book of ASTM Standard.

NORME D1505-85, (1996). Standard Test Method for Density of Plastics by the Density

Gradient Technique. Annual Book of ASTM Standard.

PAWLOWSKI, J., DORMAGEN, (1949). Germany, Farbenfabriken Bayer.

PEITL, C., (1984). Machine de frottement granulés polymère/metal, Raport interne, CEMEF.

ROMERO-VILLARROEL, F., (1994). Etude du mécanisme de plastification d'une extrudeuse monovis. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montreal, Canada.

SCHNEIDER, K., (1969). Technical Report on Plastic Processing Processes in the Feeding Zone of an Extruder. Chemie Ing. Tech., 41, 364-351.

SCHNEIDER, K., (1969). Kunststoffe, 59, 97.

SHOOTER, K.V., TABOR, D., (1952). Proc. Phys. Soc., B65, 661.

SHOOTER, K.V., (1952). Proc. Roy. Soc., 212, 488.

SIMONDS, H. R., WEITH, A. J., SCHACK, W., (1952). Extrusion of Plastics, Rubber, and Metals. New York, Reinhold Publishing Corp.

SPALDING, M. A., KIRKPATRICK, D. E., HYUN, K. S., (1993). Coefficients of Dynamic Friction for Low Density Polyethylene. Polym. Eng. Sci., 33, 423-430.

SPALDING, M.A., HYUN, K.S., (1995). Coefficients of Dynamic Friction as a Function of Temperature, Pressure, and Velocity for Several Polyethylene resins. Polym. Eng. Sci., 35, 557-563.

SPALDING, M. A., HYUN, K. S., JENKINS, S. R., KIRKPATRICK, D. E., (1995). Coefficient of Dynamic Friction and the Mechanical Melting Mechanism for Vinylidene Chloride Copolymers. Polym. Eng. Sci., 35, 1907-1916.

STRAND, S.R., SPALDING, M.A., HYUN, K.S., (1992). Modeling of the Solids-Conveying Section of a Starve-Fed Single-Screw Plasticating Extruder. Plastics Engineering, july, 17-21.

TADMOR, Z., KLEIN, I., (1970). Engineering Principles of Plasticating Extrusion. Van Nostrand, New York.

TADMOR, Z., BROYER, E., (1972). Solids Conveying in Screw Extruders, Part II : Non Isothermal Model. Polym. Eng. Sci., 12, 378-386.

TADMOR, Z., DUVDEVANI, I.J., KLEIN, I., (1972). Melting in Plasticating Extruders Theory and Experiments. Polym. Eng. Sci., 7, 198-217.

TEDDER W., (1971). A New Theory of Solids Conveying in Single Screw Extruder. SPE J., 27, oct., 68-73.

VOLZ, P., (1982) Surface Area of contact Between Moulding Material and Plasticating Unit. Kunststoffe, 72, 337-340.

WOO, M.W. WONG, P., TANG, Y., (1995). Melting behavior and thermal properties of high density polyethylene. Polym. Eng. Science, 35, 2, 151-156.

ZHU, F., CHEN, L., (1991). Studies on the theory of Single Screw Plasticating Extrusion Part I : A New Experimental Method for Extrusion. Polym. Eng. Sci., 31, 15, 1113-1116.

ANNEXE I: Configuration des vis de l'extrudeuse bi-vis

Tableau I.1: Configuration des vis de l'extrudeuse bi-vis.

Zone des vis	Configuration des vis
0	ZE ZD-26-15 ZD-26-7.5
1	GFA-2-60-120
2	GFA-2-45-60 GFA-2-30-60
3	KS1-2-7.5(8*30°) GFA-2-30-60
4	ZSS-2-30 GFA-2-20-30 KS1-2-7.5(8*60°)
5	GFA-2-45-120
6	GFA-2-45-120

Tableau L.1: Configuration des vis de l'extrudeuse monovis (suite).

Zone des vis	Configuration des vis
7	GFA-2-30-30
	GFA-2-30-30
	GFA-2-30-30
	GFA-2-30-30
8	GFA-2-20-30
	GFA-2-20-30
	GFA-2-20-30
	GFA-2-20-30

ANNEXE II: Gamme de températures étudiée lors des essais de TCA

Tableau II.1: Gamme de températures étudiée lors des essais de conductivité thermique

polymère	Température (Celsius)								
PEHD	50	62	75	87	100	112	125	-----	-----
PP	50	62	75	87	100	112	125	137	150
PVC	50	62	75	87	100	112	125	137	150

ANNEXE III: Méthode de fabrication des plaques de polymère

Tableau III.I : Méthode de fabrication des plaques de polymère

Polymère	Méthode de fabrication
HDPE	Régler la température de la presse à 180 °C. Chauffer le moule pendant 15 minutes à la pression atmosphérique. Chauffer le moule pendant 5 minutes sous une pression de 2.5 tonnes. Refroidir pendant 5 minutes sous une pression de 1 tonne, avec une presse froide.
PP	Régler la température de la presse à 180 °C. Chauffer le moule pendant 15 minutes à la pression atmosphérique. Chauffer le moule pendant 5 minutes sous une pression de 1.5 tonnes. Refroidir pendant 5 minutes sous une pression de 1 tonne, avec une presse froide.
PVC	Régler la température de la presse à 185 °C. Chauffer le moule pendant 6 minutes à la pression atmosphérique. Chauffer le moule pendant 3 minutes sous une pression de 0.5 tonnes. Chauffer le moule pendant 3 minutes sous une pression de 1 tonnes. Chauffer le moule pendant 3 minutes sous une pression de 2 tonnes. Chauffer le moule pendant 3 minutes sous une pression de 6 tonnes. Refroidir pendant 5 minutes sous une pression de 6 tonne, avec une presse froide.

Annexe IV: Paramètres de régression servant à déterminer la densité des polymères fondus

Tableau IV.1 : Paramètres de régression pour déterminer la densité du HDPE fondu

Paramètre	Température				
	150°C	160°C	170°C	180°C	190°C
R_0	775.6	769.5	764	760	758.1
R_1	1.16	1.201	1.221	1.157	0.991
R_2	-0.00629	-0.00689	-0.00666	-0.00555	-0.00334
Paramètre	Température				Valeurs pour le HDPE
	200°C	210°C	220°C		
R_0	752.5	747.4	742.1		
R_1	1.054	1.039	1.104		
R_2	-0.00401	-0.00342	-0.00434		

Tableau IV.2 : Paramètres de régression pour déterminer la densité du PP fondu

Paramètre	Température				
	180°C	190°C	200°C	210°C	220°C
R _o	764.6	757.8	754.5	748.9	744.2
R ₁	1.116	1.254	1.18	1.263	1.274
R ₂	-0.00441	-0.00592	-0.00479	-0.00556	-0.0055

Paramètre	Température		Valeurs pour le PP
	230 °C	240°C	
R _o	739.1	734.3	
R ₁	1.3	1.345	
R ₂	-0.00552	-0.00594	

Tableau IV.3 : Paramètres de régression pour déterminer la densité du PVC fondu

Paramètre	Température			
	170°C	180°C	190°C	Valeurs pour le PVC
R_0	1277.9	1263.3	1267.1	
R_1	1.154	1.365	1.197	
R_2	-0.00487	-0.00775	-0.00519	

ANNEXE V: Schéma de la vis d'extrusion

VIRBACH, R. J. - POMPADOUR TECH. CO. | DATE: 07/16/87 | REV. 1: 03/88 | A-001-207

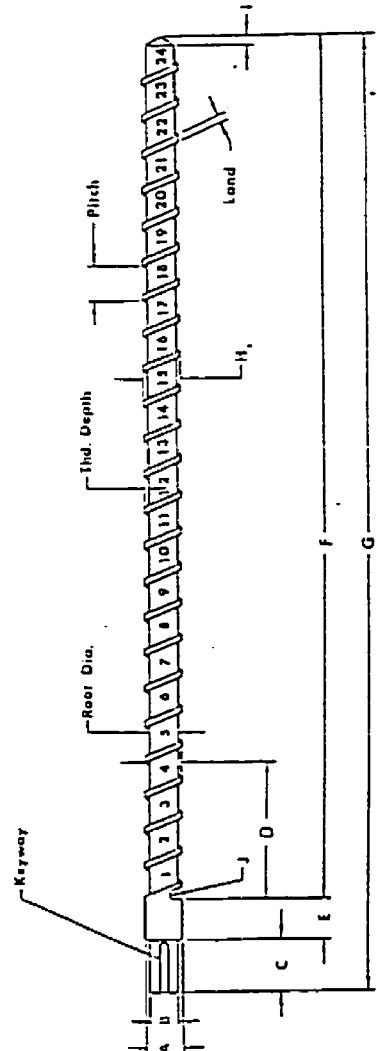
Screw Type	DIMENSIONS												Land
	A*	B*	C	D*	E	F	G	H*	I	J	Keyway	Pitch	
KLR 175	1.746	1.246	4	1.244 FOR 5 ³ / ₈ "	1 ³ / ₄	4 1 ¹ / ₄	47	1.246	1/4	1/4 R	1/4 R	1.75	1.75

* DEC. TOLERANCE +000 -002
 - CORE FOR COOLING 13/32 DIA. x 45" DP.
 - 1/4 NPT TAP x 3/8 DP (END OF SHANK)

FEED SCREW
 MASTER - 24-1

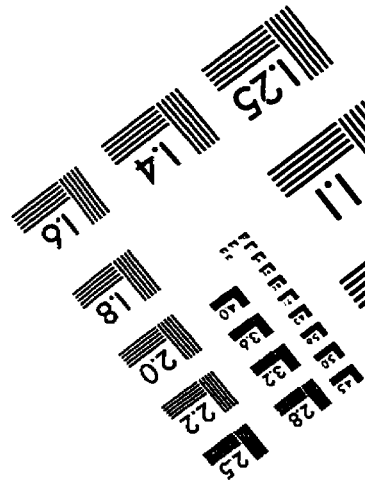
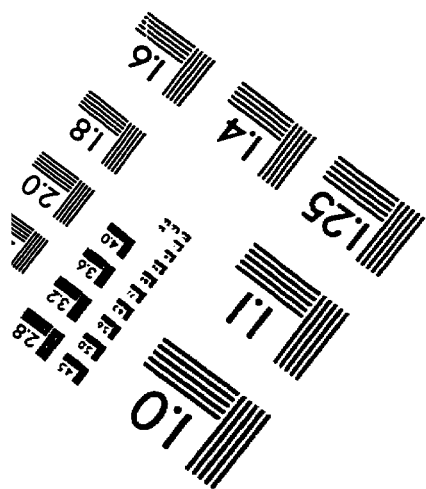
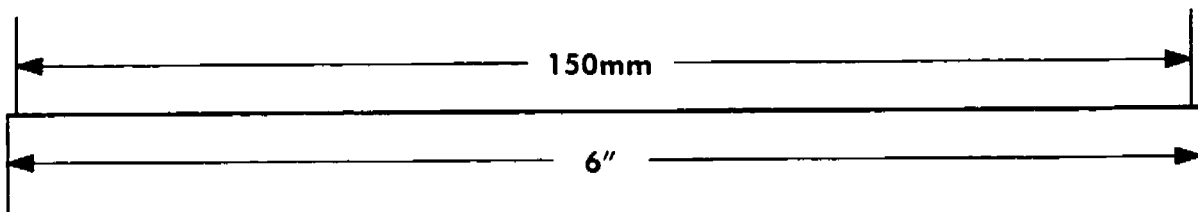
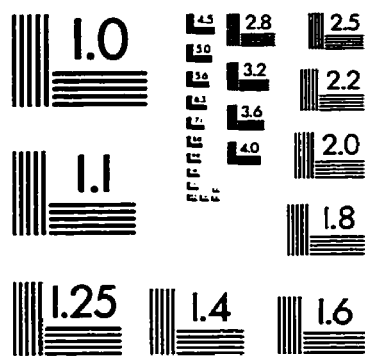
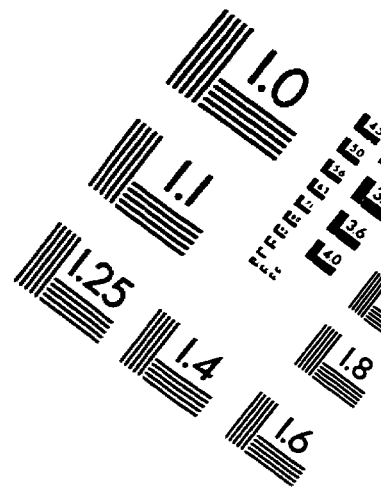
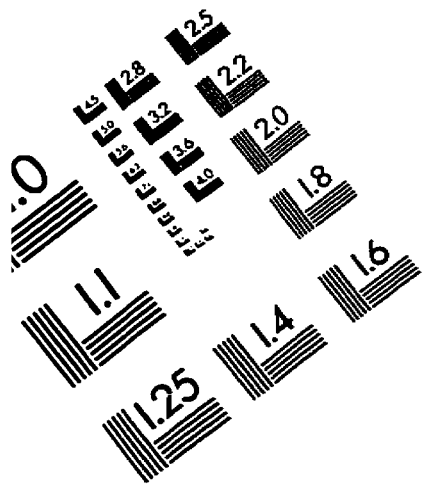
MATERIAL: - 4140

- CHROME PLATED
 - FLAME HEDN. LANDS



24	0.125	
23		
22		
21		
20		
19		
18		
17		
16		
15		
14		
13		
12		
11		
10		
9		
8		
7		
6		
5		
4		
3		
2		
1	0.270	
Flt	Thd Depth	Lead Dia

IMAGE EVALUATION TEST TARGET (QA-3)



APPLIED IMAGE . Inc
1653 East Main Street
Rochester, NY 14609 USA
Phone: 716/482-0300
Fax: 716/288-5989

© 1993, Applied Image, Inc., All Rights Reserved