

Université du Québec

INRS-Eau

**MODÉLISATION DE L'INJECTION ET DE LA SÉDIMENTATION DE RÉSIDUS  
MINIERS DANS DES RÉSEAUX SOUTERRAINS DE MINES ENNOYÉES**

Par

Jacinthe Paquet

Mémoire

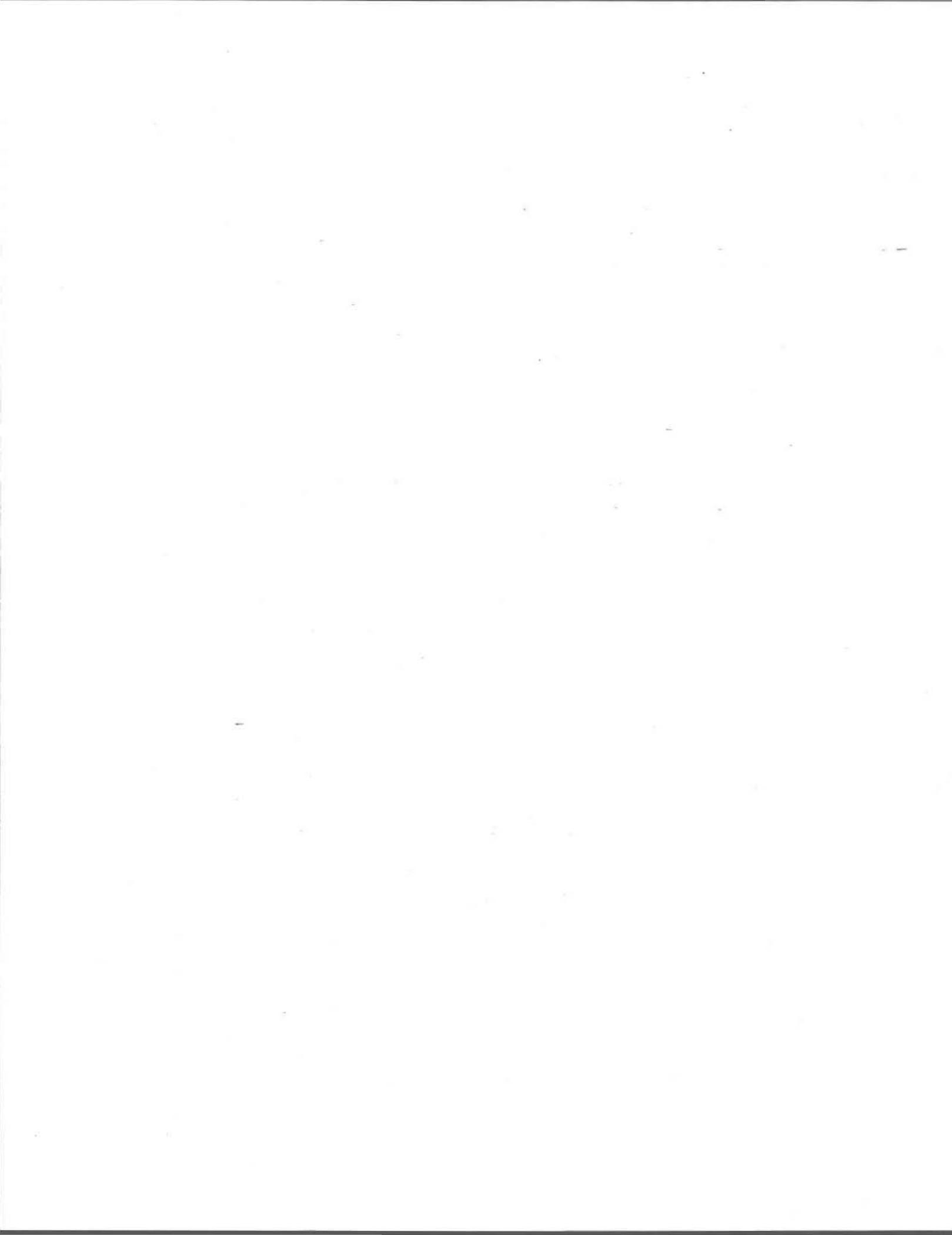
présenté pour l'obtention du grade de

Maître ès sciences (M.Sc.)

en sciences de l'eau

28 février 1997

@ droits réservés de Jacinthe Paquet 1997



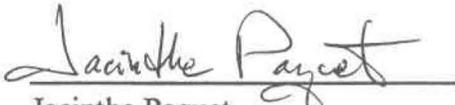
## RÉSUMÉ

Les mines d'où sont extraits les métaux à partir de, ou associés à des sulfures, sont entourées de parcs à résidus potentiellement acidogènes. L'oxydation de ces résidus miniers sulfureux est à l'origine de l'acidification des eaux de drainage et de la contamination des eaux de surface et souterraine. Cette situation fait en sorte qu'il est primordial de trouver des solutions afin de les rendre inertes ou d'en disposer de manière sécuritaire.

L'une des solutions envisagées est de les enfouir dans leur lieu d'origine d'extraction: les galeries de mine. Cette méthode offre le double avantage de neutraliser le drainage minier acide, puisqu'il s'agit d'un milieu anaérobique, et de diminuer le volume des haldes. Cependant, avant de procéder à l'injection des résidus miniers sous forme de pulpe à l'intérieur des galeries de mine, il est bien avisé de fixer les conditions d'injection dès le départ. Cette précaution permet de minimiser les pertes de potentiel du stockage des résidus miniers.

Il est possible d'établir les conditions d'injection de l'enfouissement des résidus miniers à l'aide de la modélisation mathématique. Ce mémoire propose un modèle numérique décrivant le processus d'enfouissement de résidus miniers au moyen de l'équation du transport approximée avec la méthode des différences finies. L'analyse de sensibilité du modèle a mis en évidence que la granulométrie des particules et la concentration du mélange solide-liquide sont les paramètres qui influencent le plus le processus de sédimentation en galerie. La vitesse et la hauteur critiques de sédimentation des particules

sont atteintes plus rapidement, pour un débit d'injection et une section de galerie donnée, lorsque le diamètre des particules et la concentration volumique du mélange solide-liquide sont bas que lorsque les valeurs des mêmes paramètres sont élevés.

  
Jacinthe Paquet,  
Étudiante

  
Olivier Banton,  
Directeur de recherche

## **REMERCIEMENTS**

Je voudrais tout d'abord remercier mon directeur de mémoire, Monsieur Olivier Banton, pour son support académique et financier, ainsi que pour la disponibilité dont il a su me témoigner tout au long de cette étude.

Mes remerciements s'adressent également à Monsieur Jean-Louis Sasseville de BIOLIX qui m'a permis d'obtenir des échantillons de résidus miniers, de même qu'à Monsieur Bernard Martineau du ministère des Transports du Québec qui a fourni le matériel et le personnel pour effectuer des tests de granulométrie sur les échantillons de résidus miniers.

Enfin, je désire exprimer ma gratitude à Daniel et à François qui m'ont encouragée lors du cheminement de ce projet de recherche.



# TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ.....	ii
REMERCIEMENTS.....	iv
LISTE DES FIGURES .....	x
LISTE DES TABLEAUX.....	xiv
LISTE DES SYMBOLES.....	xvi
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1	
<u>THÉORIE DE LA SÉDIMENTATION GRAVITAIRE</u> .....	5
<u>1.1 Propriétés générales des mélanges solides-liquides</u> .....	5
<i>1.1.1 Boues</i> .....	7
<i>1.1.2 Pâtes</i> .....	8
<i>1.1.3 Écoulement homogène</i> .....	8
<i>1.1.4 Écoulement hétérogène</i> .....	9
<u>1.2 Théorie de la sédimentation gravitaire</u> .....	9
<i>1.2.1 Forces en jeu</i> .....	10
<i>1.2.2 Nombre de Reynolds de particules et coefficient de traînée</i> .....	10
<i>1.2.3 Vitesse terminale de sédimentation</i> .....	13
<i>1.2.4 Vitesse critique de sédimentation</i> .....	14
<i>1.2.5 Vitesse de frottement</i> .....	16
<i>1.2.6 Dispersion des particules</i> .....	17

<u>1.2.7 Viscosité dynamique d'un mélange solide-liquide</u> .....	19
<u>1.2.8 Régime d'écoulement</u> .....	19
<u>1.2.9 Morphologie des particules</u> .....	20
<u>1.2.10 Effet de la concentration sur la vitesse terminale de sédimentation</u> .....	21
<u>1.2.11 Effet de paroi sur la vitesse terminale de sédimentation</u> .....	22
<u>1.3. Mélange solide-liquide sélectionné pour cette étude</u> .....	23

## CHAPITRE 2

<u>L'ÉQUATION DU TRANSPORT PAR CONVECTION-DISPERSION</u> .....	25
<u>2.1 Hypothèses de calcul de la modélisation de l'équation du transport</u> .....	26
<u>2.2 Équation du transport</u> .....	28
<u>2.3 Résolution de l'équation par la méthode des différences finies</u> .....	31
<u>2.3.1 Description générale</u> .....	31
<u>2.3.2 Approximation de l'équation du transport</u> .....	32
<u>2.3.3 Contrôle de la dispersion numérique et critères de stabilité</u> .....	33
<u>2.4 Algorithme du modèle SEDIM</u> .....	35
<u>2.5 Analyse de sensibilité</u> .....	37

## CHAPITRE 3

<u>SIMULATION DU PROCESSUS DE SÉDIMENTATION EN GALERIE</u> .....	39
<u>3.1 Acquisition des paramètres et résultats</u> .....	40
<u>3.2 Analyse de sensibilité</u> .....	50
<u>3.2.1 Vitesse d'écoulement horizontal</u> .....	51
<u>3.2.2 Granulométrie des particules</u> .....	51
<u>3.2.3 Densité minérale des particules</u> .....	52
<u>3.2.4 Concentration volumique du mélange solide-liquide</u> .....	53
<u>3.2.5 Viscosité du liquide</u> .....	53
<u>3.2.6 Rugosité relative des parois</u> .....	54
<u>3.2.7 Comparaison des coefficients de sensibilité relatifs moyens</u> .....	55

<b>3.3 Optimisation des conditions d'injection.....</b>	<b>56</b>
<b>CONCLUSION .....</b>	<b>61</b>
<b>APPENDICE A .....</b>	<b>63</b>
<b>APPENDICE B .....</b>	<b>65</b>
<b>APPENDICE C .....</b>	<b>67</b>
<b>APPENDICE D .....</b>	<b>69</b>
<b>APPENDICE E.....</b>	<b>73</b>
<b>APPENDICE F.....</b>	<b>75</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES.....</b>	<b>79</b>



## LISTE DES FIGURES

<b>Figure 1.</b> .....	
Classification des mélanges complexes en fonction de leur comportement en situation d'écoulement (traduction libre à partir de Govier et Aziz, 1972). ....	6
<b>Figure 2.</b> .....	
Déformation tangentielle en fonction de la contrainte tangentielle visqueuse pour des fluides newtoniens et non newtoniens (adaptée de Bain et Bonnington, 1970). ....	7
<b>Figure 3.</b> .....	
Relation du coefficient de traînée $C_D$ en fonction du nombre de Reynolds de particules sphériques (tirée de Wasp <i>et al.</i> , 1979). ....	11
<b>Figure 4.</b> .....	
Relation entre le coefficient $F_L$ de Durand et la concentration d'un mélange solide-liquide (adaptée de Wasp <i>et al.</i> , 1979). ....	16
<b>Figure 5.</b> .....	
Effet de la forme des particules sur la vitesse terminale de sédimentation (adaptée de Govier et Aziz, 1972). ....	21
<b>Figure 6.</b> .....	
Illustration de la formulation différentielle de conservation de la masse. ....	29
<b>Figure 7.</b> .....	
Discretisation spatiale du domaine autour d'un point ayant une concentration $C_v$ au temps $\Delta t$ .....	33

<b>Figure 8.</b> .....	
Algorithme du modèle numérique SEDIM.....	36
<b>Figure 9.</b> .....	
Profil de sédimentation , système de référence .....	43
<b>Figure 10.</b> .....	
Profil de sédimentation, $V_x = 0,0076$ m/s .....	44
<b>Figure 11.</b> .....	
Profil de sédimentation, $V_x = 0,0177$ m/s .....	44
<b>Figure 12.</b> .....	
Profil de sédimentation, $d = 0,05$ mm .....	45
<b>Figure 13.</b> .....	
Profil de sédimentation, $d = 0,18$ mm .....	45
<b>Figure 14.</b> .....	
Profil de sédimentation, $\rho_p = 2700$ kg/m <sup>3</sup> .....	46
<b>Figure 15.</b> .....	
Profil de sédimentation, $\rho_p = 3800$ kg/m <sup>3</sup> .....	46
<b>Figure 16.</b> .....	
Profil de sédimentation, $C_v = 10\%$ .....	47
<b>Figure 17.</b> .....	
Profil de sédimentation, $C_v = 25\%$ .....	47

<b>Figure 18.</b> .....	
Profil de sédimentation, $\mu_l = 0,0016 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ .....	48
<b>Figure 19.</b> .....	
Profil de sédimentation, $\mu_l = 0,00115 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ .....	48
<b>Figure 20.</b> .....	
Profil de sédimentation, $\varepsilon/d = 0$ .....	49
<b>Figure 21.</b> .....	
Profil de sédimentation, $\varepsilon/d = 0,05$ .....	49
<b>Figure 22.</b> .....	
Effet de la variation de la vitesse d'écoulement horizontal sur le résultat du processus de sédimentation .....	51
<b>Figure 23.</b> .....	
Effet de la variation de la granulométrie des particules sur le résultat du processus de sédimentation .....	52
<b>Figure 24.</b> .....	
Effet de la variation de la densité minérale des particules sur le résultat du processus de sédimentation .....	52
<b>Figure 25.</b> .....	
Effet de la variation de la concentration volumique du mélange solide-liquide sur le résultat du processus de sédimentation.....	53
<b>Figure 26.</b> .....	
Effet de la variation de la viscosité du liquide sur le résultat du processus de sédimentation .....	54

<b>Figure 27.</b> .....	
Effet de la variation de la rugosité relative des parois sur le résultat du processus de sédimentation.....	54
<b>Figure 28.</b> .....	
Mise en évidence de l'effet de variation des paramètres sur le résultat du processus de sédimentation.....	55
<b>Figure 29.</b> .....	
Relation entre la hauteur critique du lit de sédimentation et le débit d'injection du mélange solide-liquide.....	58
<b>Figure 30.</b> .....	
Relation entre la hauteur critique du lit de sédimentation et la vitesse critique de sédimentation.....	58
<b>Figure 31.</b> .....	
Relation entre la vitesse critique de sédimentation et le débit d'injection pour différentes hauteurs critiques, granulométries de particules et concentrations volumiques du mélange solide-liquide.....	59

## LISTE DES TABLEAUX

<b>Tableau 1.</b> .....	
Vitesses critiques de sédimentation $V_c$ (tiré et modifié de Zandi, 1971).....	15
<b>Tableau 2.</b> .....	
Contrôle de la dispersion numérique et critères de stabilité.....	34
<b>Tableau 3.</b> .....	
Intervalles des paramètres étudiés.....	40
<b>Tableau 4.</b> .....	
Résultats de l'analyse de sensibilité.....	50
<b>Tableau 5.</b> .....	
Résultats de l'efficacité du remplissage de la galerie.....	57

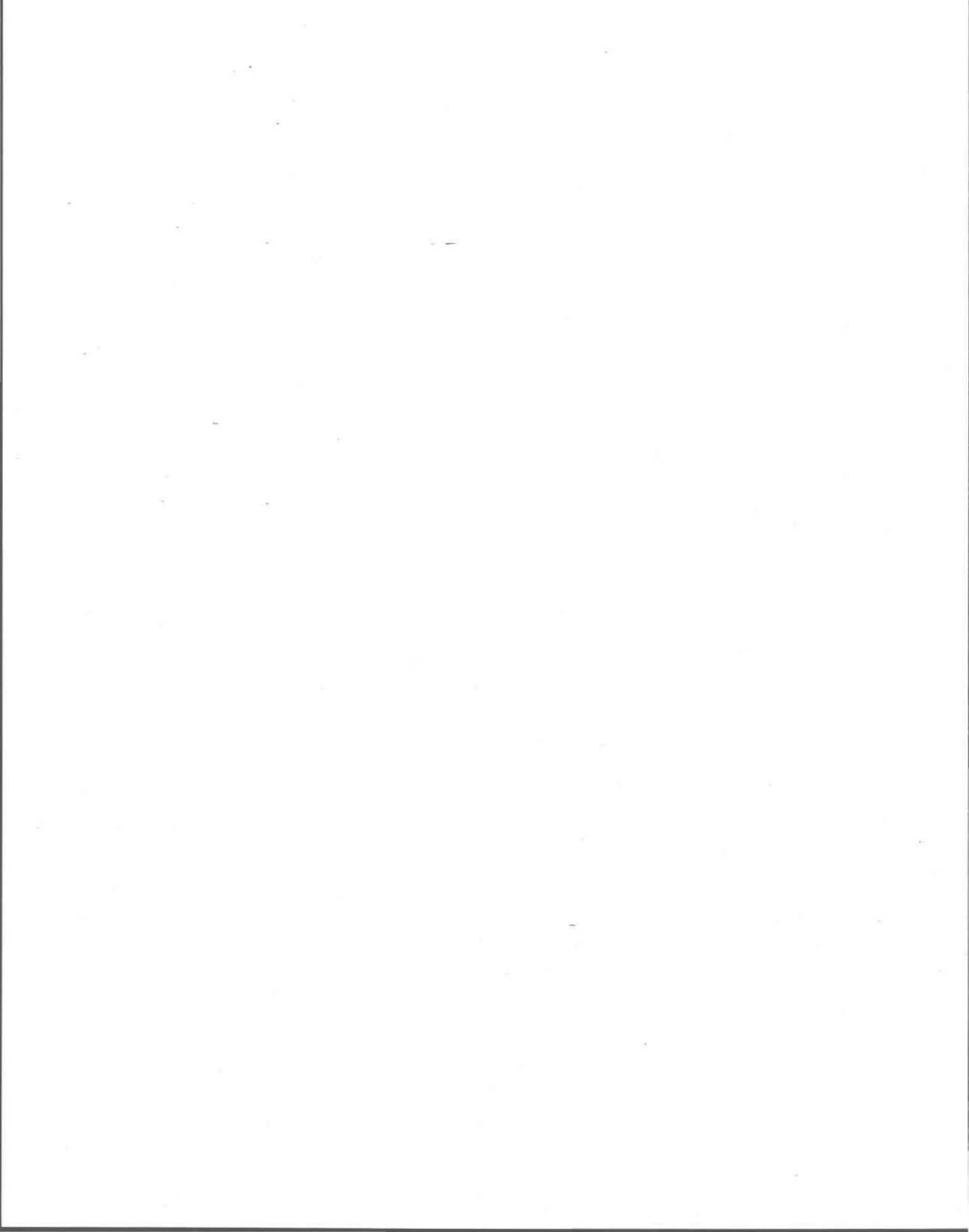


## LISTE DES SYMBOLES

$A$	section d'une galerie ( $m^2$ )
$B$	coefficient de correction de $V_0$ (adimensionnel)
$Co$	nombre de Courant (adimensionnel)
$C_0$	concentration volumique maximale pour des particules sphériques et de granulométrie uniforme (65%)
$C_D$	coefficient de traînée (adimensionnel)
$C_v$	concentration volumique (%)
$D$	coefficient moyen de diffusion ( $m^2/s$ )
$D_l$	coefficient de diffusion d'un liquide ( $m^2/s$ )
$D_p$	coefficient de diffusion des particules solides en suspension ( $m^2/s$ )
$D_x$	coefficient de diffusion horizontale ( $m^2/s$ )
$D_y$	coefficient de diffusion verticale ( $m^2/s$ )
$d$	diamètre des particules (m)
$d_c$	diamètre d'une conduite à section circulaire (m)
$d_s$	diamètre d'une sphère de volume égal à celui d'une particule de forme quelconque (m)
$F$	taux moyen de diffusion
$F_D$	force de traînée (N)
$F_g$	force de gravité (N)
$F_L$	coefficient dans l'équation de Durand (adimensionnel)
$f$	facteur de friction (adimensionnel)
$f_{ref}$	résultat de référence
$f(x)$	fonction de x
$g$	accélération gravitationnelle ( $9,81 m/s^2$ )
$h$	hauteur d'écoulement (m)
$h_c$	hauteur critique d'écoulement (m)
$h_p$	hauteur d'accumulation des particules (m)

$L$	longueur d'une conduite (m)
$Ne$	nombre de Neuman (adimensionnel)
$Pe$	nombre de Peclet (adimensionnel)
$Q$	débit d'injection ( $m^3/s$ )
$q$	flux solide par unité d'aire et de temps ( $kg/m^2/s$ )
$Re$	nombre de Reynolds (adimensionnel)
$Re_p$	nombre de Reynolds de particules (adimensionnel)
$R_h$	rayon hydraulique (m)
$S$	coefficient de sensibilité absolu
$S_r$	coefficient de sensibilité relatif (adimensionnel)
$t$	temps (s)
$u^*$	vitesse de frottement (m/s)
$V$	vitesse moyenne de l'écoulement (m/s)
$V_0$	vitesse terminale de sédimentation des particules (m/s)
$V_c$	vitesse critique (m/s)
$V_x$	composante horizontale de la vitesse d'écoulement (m/s)
$V_y$	composante verticale de la vitesse d'écoulement (m/s)
$w$	vitesse de chute des particules (m/s)
$w_s$	vitesse terminale de sédimentation corrigée (m/s)
$x$	distance parallèle à l'écoulement (m)
$x_i$	point quelconque dans l'espace
$x_{ref}$	paramètre de référence
$y$	distance perpendiculaire à l'écoulement (m)
$\beta$	facteur de différence de diffusion entre deux phases (adimensionnel)
$\Delta f$	taux de variation d'une fonction
$\Delta x$	espacement constant selon l'axe des x
$\Delta y$	espacement constant selon l'axe des y
$\varepsilon$	hauteur des aspérités d'une paroi (m)
$\eta$	hauteur relative ( $y/h$ )
$\kappa$	constante de Von Kármán (0,4) (adimensionnel)

$\mu$	viscosité dynamique d'un fluide (Pa*s)
$\mu_l$	viscosité d'un liquide (Pa*s)
$\mu_m$	viscosité d'un mélange solide-liquide (Pa*s)
$\rho_l$	densité d'un liquide (kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_m$	densité d'un mélange solide-liquide (kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_p$	densité des particules solides (kg/m <sup>3</sup> )
$\tau$	contrainte tangentielle visqueuse (kg/m <sup>2</sup> )
$\tau_0$	contrainte visqueuse tangentielle à la paroi (kg/m <sup>2</sup> )
$\phi$	facteur d'amortissement de la turbulence par les particules solides (adimensionnel)
$\psi$	facteur de forme (adimensionnel)



## INTRODUCTION

En 1996, les aires d'accumulation de résidus miniers du Québec, actives ou inactives mais non restaurées, couvrent une superficie de 13 202 hectares. Près du tiers de cette superficie est constitué de résidus miniers acides, principalement sous forme de rejets d'usine de concentration de minerai (Marcotte, 1996). Le stockage prolongé de ce type de résidus dans des conditions inappropriées engendre la production d'un lixiviat acide pouvant contenir une forte concentration de métaux lourds et autres éléments toxiques susceptibles de provoquer une dégradation de l'environnement.

Plusieurs techniques ont été développées afin d'atténuer le potentiel de contamination des résidus miniers acides. Ces techniques peuvent être regroupées en trois catégories: (1) l'évacuation en surface, (2) l'enfouissement souterrain et (3) l'enfouissement en milieu aqueux (Hassani et Bois, 1991).

Parmi les méthodes récentes d'évacuation en surface utilisées au Québec, Gignac (1996) mentionne le recouvrement par géomembrane (site minier de Weedon, site de Somex Ltée), les barrières multicouches composées de matériaux naturels (mine Lemoine), les barrières multicouches comprenant une portion de résidus miniers (Canadian Malartic), le recouvrement par des résidus forestiers (East Sullivan), le recouvrement par des boues de chaux d'usines de pâtes et papiers (site minier d'Ascot) et le recouvrement par des boues de désencrage d'usines de pâtes et papiers (mine Eustis). De telles barrières permettent soit de réduire le flux d'oxygène, soit de consommer l'oxygène avant qu'il n'atteigne les rejets générateurs de drainage minier acide (DMA) (Aubertin *et al.*, 1996; Tassé *et al.*, 1996). Le modèle conceptuel du DMA est présenté à l'Appendice A.

L'enfouissement souterrain, ou remblayage, est un procédé utilisé simultanément en tant que mode de gestion d'exploitation et en tant que mode de gestion des résidus par des

mines actives, c'est-à-dire que le remblai mis en place doit permettre la continuation des activités d'extraction du minerai. On distingue quatre formules de remblayage souterrain (parfois mixtes): le remblayage rocheux, le remblayage par coupe et remblai, le remblayage hydraulique et le remblayage haute densité. Les matériaux remblayés sont en général des résidus et des stériles, cimentés ou non (Hassani et Bois, 1991).

L'enfouissement en milieu aqueux consiste à immerger le parc à résidus. Des exemples connus sont le parc Solbec (Amyot et Vézina, 1996) et le parc Louvicourt (St-Arnaud, 1996; Provencher, 1996). La technique de l'immersion crée un environnement anaérobie et, de cause à effet, bloque l'oxydation des minéraux sulfureux et la colonisation des résidus miniers par des espèces microbiennes telles que *Thiobacillus ferrooxydans* et *Thiobacillus thiooxydans*. Selon St-Arnaud (1994), l'ennoiement des résidus frais élimine presque totalement le problème d'oxydation. Par contre, le processus de solubilisation des sulfates peut se poursuivre sur une longue période lorsqu'il est déjà entamé. Malgré tout, l'expérience de l'ennoiement de résidus oxydés du parc Solbec a permis d'identifier la présence de bactéries sulfato-réductrices dont l'activité contribue au processus inverse de l'oxydation en réduisant les ions sulfates ( $\text{SO}_4^{2-}$ ) en ions sulfures ( $\text{S}^{2-}$ ): ces ions sulfures précipitent les métaux présents sous la forme plus stable de sulfures métalliques (Amyot et Vézina, 1996).

Dans le cadre de ce projet de maîtrise, nous nous intéressons à une méthode d'enfouissement qui combine l'enfouissement souterrain et l'enfouissement en milieu aqueux. Plus spécifiquement, il s'agit de l'injection et de la sédimentation de résidus miniers dans des galeries de mines déjà inondées. La relocalisation de ces rejets dans leur lieu d'origine d'extraction possède le double avantage de diminuer le volume des haldes et de neutraliser le DMA. Toutefois, il n'est pas envisageable d'éliminer de cette façon la totalité des résidus puisque, règle générale, le minerai fractionné au cours des différentes étapes de traitement subit une augmentation de volume d'environ 65% par rapport au minerai inexploité. La figure présentée à l'Appendice B illustre cette relation pour des résidus miniers et des minerais de différentes densités.

Il est important d'anticiper le processus de séparation de la phase solide et de la phase liquide dans le but de fixer les conditions d'injection permettant la relocalisation du volume optimal de résidus miniers. Afin de mener à bien une telle opération de disposition de résidus miniers, où souvent il n'existe aucun moyen sécuritaire pour visiter les galeries ennoyées, la modélisation de l'injection et de la sédimentation de résidus miniers dans des galeries de mines inondées est pertinente puisqu'elle permet de prévoir, de façon théorique, bien que sommaire, le déroulement du processus. La modélisation permet également de cerner l'influence de paramètres sur lesquels il est possible d'exercer un contrôle, tel le débit, et de certains autres paramètres sur lesquels les contraintes du milieu sont imposées et dont la valeur ne peut être qu'approximée, telle la rugosité relative des parois.

Les résidus miniers peuvent être amenés sous forme de pulpe jusqu'aux galeries, c'est-à-dire en un mélange de résidus miniers et d'eau (Hassani et Bois, 1991; Wasp *et al.*, 1979; Bain et Bonnington, 1970). Cette étude délaisse l'aspect du transport jusqu'aux galeries et traite de la problématique de la convection-dispersion des résidus miniers à l'intérieur des galeries ennoyées. Par conséquent, nous nous intéressons plus particulièrement à la séparation d'une phase solide composée de particules minérales d'une phase liquide composée d'eau. La séparation des phases solide et liquide doit se produire dans un canal en charge dans lequel il y a une circulation subhorizontale du mélange solide-liquide. Cette séparation des phases doit s'effectuer jusqu'au remplissage maximal de la conduite par la phase solide.

Ce mémoire est subdivisé en trois chapitres. Le premier chapitre passe en revue les lois de la rhéologie d'un mélange solide-liquide et de la sédimentation gravitaire, et il fait l'analyse des paramètres hydrauliques. Le deuxième chapitre décrit les outils et la méthode utilisés pour approximer l'équation du transport par convection-dispersion. Finalement, le troisième chapitre présente les résultats assortis d'une analyse de sensibilité sur les principaux paramètres en jeu et l'optimisation des conditions d'injection du processus de sédimentation en galerie.



# CHAPITRE 1

## Théorie de la sédimentation gravitaire

Lors de l'enfouissement de résidus miniers, la phase liquide agit comme le vecteur de transport de la phase solide. Il est souhaitable que la phase solide demeure à l'intérieur des galeries tandis qu'une portion de la phase liquide en ressorte afin de conserver l'espace disponible pour les résidus miniers. La sédimentation gravitaire favorisera la séparation solide-liquide et l'accumulation des particules dans les galeries horizontales<sup>1</sup>.

Une revue des propriétés hydrodynamiques et de la classification des mélanges solide-liquide est nécessaire afin de cerner les particularités qui permettront un choix judicieux des équations décrivant le processus du transport et de la sédimentation des résidus miniers. Après avoir discuté des facteurs affectant le processus de sédimentation, nous identifierons la condition hydrodynamique et le type de mélange solide-liquide nécessaires pour obtenir la sédimentation gravitaire de la phase solide.

### 1.1 Propriétés générales des mélanges solides-liquides

La classification des mélanges solides-liquides de Charles et Stevens (1972) en boues (*settling slurries*) et en pâtes (*non-settling slurries*) réfère au comportement du mélange solide-liquide au repos ou en mouvement à une vitesse inférieure à la vitesse critique. Une boue est caractérisée par la sédimentation de la phase solide alors que le mélange est à

---

<sup>1</sup> Les processus de séparation des phases solide et liquide d'une pulpe peuvent être regroupés en deux types de phénomènes (Svarovsky, 1981): (1) la sédimentation ou la flottation lorsque des particules solides peuvent circuler librement à l'intérieur d'un liquide et qu'il existe une différence de densité entre une phase solide et une phase liquide; (2) la filtration ou criblage lorsqu'un liquide circule par les pores d'un solide.

l'état de repos ou de quasi repos, tandis qu'une pâte se distingue par sa capacité à retenir l'eau intersticielle pendant un temps donné alors que le mélange est à l'état de repos.

La classification de Wasp *et al.*(1979) distingue deux propriétés de l'écoulement d'un liquide contenant des particules en suspension: l'écoulement homogène, quand la concentration des particules solides est uniforme, et l'écoulement hétérogène, quand il existe un gradient de concentration des particules solides.

La Figure 1, traduite de Govier et Aziz (1972), présente une classification de divers mélanges, composés d'une ou de plusieurs phases, exprimée en fonction de leur comportement rhéologique<sup>2</sup>. Les subdivisions "phase unique" et "phase multiple" correspondent respectivement aux pâtes et aux boues.

Phase unique	Phase multiple (solide-liquide, liquide-liquide, gaz-liquide, gaz-solide)			
	Dispersion fine	Dispersion grossière	Mélange grossier	Mélange stratifié
Homogène	Pseudo-homogène		Hétérogène	
	Laminaire	Turbulent		
L'écoulement se comporte comme une phase unique		L'écoulement se comporte comme une phase multiple		

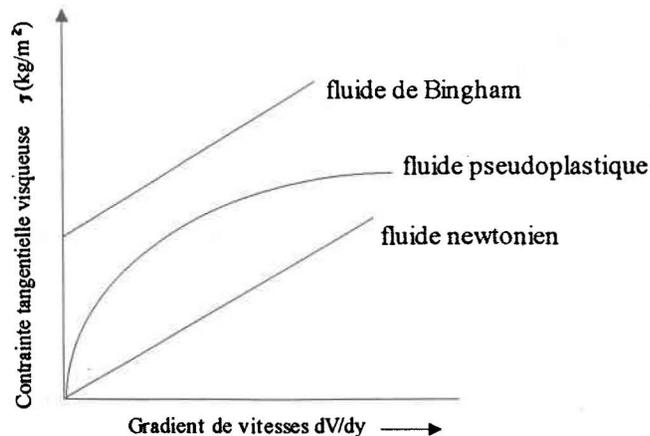
Figure 1. Classification des mélanges complexes en fonction de leur comportement en situation d'écoulement (traduction libre à partir de Govier et Aziz, 1972).

<sup>2</sup> La rhéologie est la branche de la physique qui étudie la viscosité, la plasticité, l'élasticité et l'écoulement de la matière.

### 1.1.1 Boues

Une boue (*settling slurry*) se sépare en une phase solide et une phase liquide durant son transport dans une conduite horizontale si elle n'est pas maintenue en mouvement à une vitesse supérieure à sa vitesse critique à partir de laquelle la sédimentation des particules n'est plus possible. La séparation s'effectue après un court laps de temps, dès que le transport en régime turbulent cesse, ou dès que l'intensité des turbulences de l'écoulement est insuffisante pour maintenir les particules en suspension (Thomas, 1976).

L'interaction entre les particules et le liquide des boues ne modifie pas le comportement rhéologique du liquide porteur; l'eau conserve donc ses propriétés de fluide newtonien (Zandi, 1971). Pour un fluide newtonien, la contrainte imposée par la force de frottement est proportionnelle au gradient des vitesses :  $\tau = \mu(dV/dy)$ , où  $\mu$  est la viscosité dynamique d'un fluide (Pa\*s),  $V$  est la vitesse de l'écoulement (m/s) et  $y$  est une distance perpendiculaire à l'écoulement (m). La Figure 2 illustre que le tracé de la contrainte tangentielle  $\tau$  (kg/m<sup>2</sup>) en fonction du gradient des vitesses est une droite passant par l'origine.



**Figure 2.** Déformation tangentielle en fonction de la contrainte tangentielle visqueuse pour des fluides newtoniens et non newtoniens (adaptée de Bain et Bonnington, 1970).

### **1.1.2 Pâtes**

Les pâtes (*paste ou non-settling slurry*) possèdent les propriétés d'une phase unique. Elles peuvent retenir l'eau interstitielle pour de longues périodes de temps (jours) et ce, même à l'arrêt du transport dans une conduite. Elles possèdent ainsi la particularité de ne pas obstruer les conduites car elles peuvent être remises en circulation sans perdre une partie de leur phase solide. Le régime turbulent n'est pas requis pour le transport des pâtes (Thomas, 1976).

L'interaction entre les particules et le liquide des pâtes modifie le comportement rhéologique du liquide porteur; l'eau ne conserve donc pas ses propriétés de fluide newtonien et le mélange solide-liquide acquiert les propriétés d'un fluide non newtonien (Thomas, 1976; Zandi, 1971). Les fluides non newtoniens subissent une déformation plastique lors de l'écoulement et la contrainte tangentielle  $\tau$  n'est pas proportionnelle au taux de variation de la déformation tangentielle. La Figure 2 présente les caractéristiques de résistance aux forces tangentielles pour des fluides non newtoniens.

Selon Stevens (1971), les pâtes sont habituellement classifiées, sur une base rhéologique, en fluides plastiques de type Bingham ou en fluides pseudo-plastiques (rhéofluidifiants) au comportement indépendant du temps.

Les pâtes ne doivent pas être confondues avec les boues à haute densité. La différence majeure entre les boues à haute concentration et les pâtes est la présence dans les pâtes d'au moins 15% en poids de particules de moins de 0,02 mm de diamètre.

### **1.1.3 Écoulement homogène**

L'écoulement est qualifié d'homogène lorsque les particules sont distribuées uniformément dans le liquide. Dans un écoulement homogène, la granulométrie des particules est fine et

les concentrations en solides sont généralement élevées. L'effet d'inertie des particules est relativement faible (Wasp *et al.*, 1979).

#### **1.1.4 Écoulement hétérogène**

L'écoulement est hétérogène lorsqu'il existe un gradient de concentration des particules en suspension dans l'axe perpendiculaire à l'écoulement. La granulométrie des particules est plus grossière et la concentration en solides plus faible que dans les systèmes d'écoulement homogène. Ce type d'écoulement concerne davantage les boues puisqu'elles n'acquièrent pas le comportement d'une seule phase fluide; elles conservent plutôt les propriétés distinctes des composantes (Landriault, 1992; Thomas, 1976; Stevens, 1971; Wasp *et al.*, 1979). L'augmentation de la viscosité du fluide porteur due à la présence de particules est négligeable (Wasp *et al.*, 1979).

#### **1.2 Théorie de la sédimentation gravitaire**

Généralement, les processus de sédimentation de particules solides sont décrits par des équations qui sont valides si on pose les hypothèses suivantes (Govier et Aziz, 1972):

- les particules solides sont dispersées dans un fluide newtonien;
- la distance entre les particules solides est suffisante pour empêcher la formation de colloïdes, de sorte que l'interaction des particules est négligeable;
- les particules solides sont sphériques, de granulométrie et de densité uniformes;
- aucune force centrifuge ou électrostatique n'agit sur le système, exceptée la force de gravité.

### **1.2.1 Forces en jeu**

Les deux forces qui agissent sur un mélange solide-liquide composé de particules solides dispersées dans un liquide newtonien sont la force de gravité  $F_g$  et la force de traînée  $F_D$  (Govier et Aziz, 1972).

À l'équilibre, la force de gravité  $F_g$  (N) provoque la chute des particules et ce mouvement s'exprime par l'équation 1, où  $d$  (m) et  $\rho_p$  ( $\text{kg/m}^3$ ) sont respectivement le diamètre et la densité des particules solides,  $\rho_l$  ( $\text{kg/m}^3$ ) est la densité du liquide et  $g$  ( $\text{m/s}^2$ ) est l'accélération gravitationnelle:

$$F_g = \frac{\pi d^3}{6} (\rho_p - \rho_l)g \quad (1)$$

Simultanément, la chute des particules dans le liquide provoque une force de traînée  $F_D$  (N) traduite par l'équation 2, où  $C_D$  (adimensionnel) est le coefficient de traînée (voir section 1.2.2) et  $w$  (m/s) est la vitesse de chute des particules:

$$F_D = C_D \frac{\rho_l w^2}{2} \frac{\pi d^2}{4} \quad (2)$$

### **1.2.2 Nombre de Reynolds de particules et coefficient de traînée**

Le nombre de Reynolds de particules  $Re_p$  (adimensionnel) est le ratio entre la force de gravité et la force de viscosité. Le calcul de ce paramètre permet d'évaluer le régime du mouvement relatif entre les particules solides et le liquide.

Le nombre de Reynolds de particules est donné à l'équation 3, où  $\mu_l$  (Pa\*s) est la viscosité dynamique d'un liquide:

$$\text{Re}_p = \frac{d w \rho_p}{\mu_l}$$

(3)

Le coefficient de traînée  $C_D$  est l'indice de la résistance des particules solides à sédimenter; il résulte de l'action des forces de frottement exercées lors du déplacement et de l'évacuation du liquide. Le coefficient de traînée est une fonction unique du nombre de Reynolds de particules (Govier et Aziz, 1972).

La Figure 3 illustre la relation entre le coefficient de traînée et le nombre de Reynolds de particules.

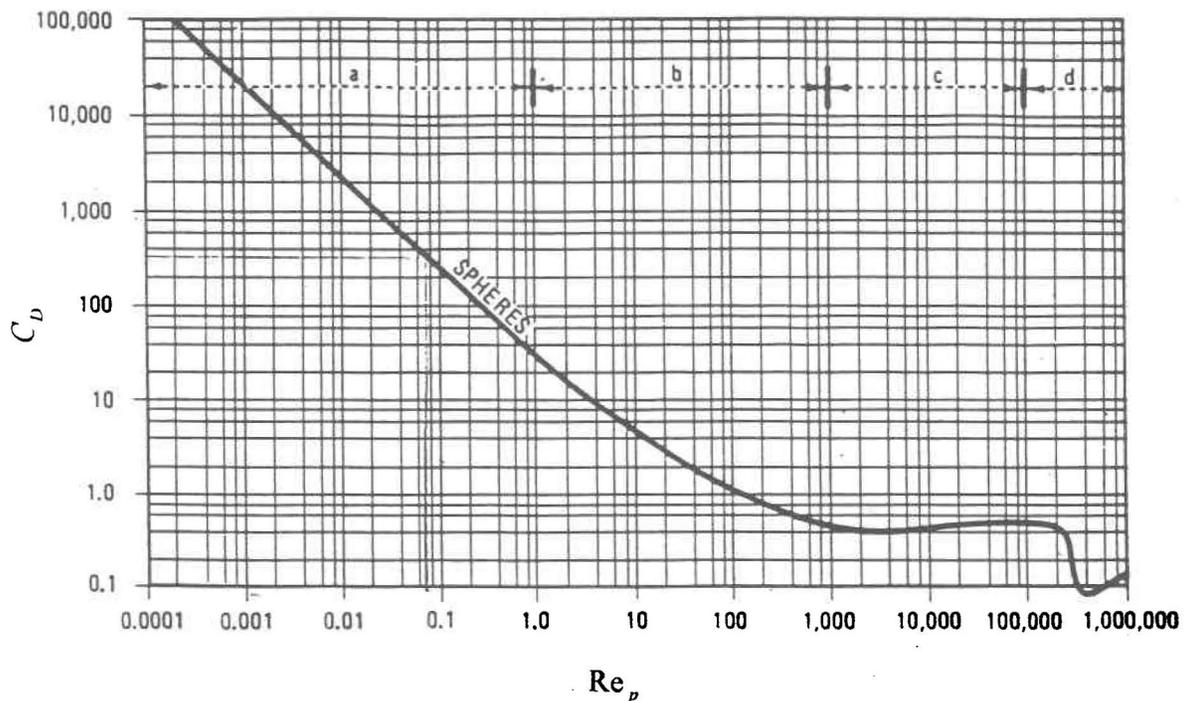


Figure 3. Relation du coefficient de traînée  $C_D$  en fonction du nombre de Reynolds de particules sphériques (tirée de Wasp *et al.*, 1979).

- Pour des valeurs de  $Re_p < 1$ , le mouvement relatif entre les particules et le liquide est laminaire car la force de viscosité prédomine largement sur la force de gravité. L'équation du segment «a» de la courbe de la Figure 3 est donc:

$$C_D = \frac{24 \mu_l}{d_w \rho_p} \quad (4)$$

- Pour  $1 < Re_p < 1000$ , qui représente une zone de transition entre le mouvement laminaire et le mouvement turbulent, le mouvement des particules engendre un sillage instable dans lequel des tourbillons de Von Kármán apparaissent. L'équation du segment «b» de la courbe de la Figure 3 est approximée par Allen (1900):

$$C_D = 30 \left( \frac{d_w \rho_p}{\mu_l} \right)^{-0,625} \quad (5)$$

- Pour  $1000 < Re_p < 1 \times 10^5$ , le mouvement relatif entre les particules et le liquide est turbulent. La sédimentation turbulente des particules est caractérisée par l'absence de tourbillons à l'intérieur de la couche limite des particules. L'équation du segment «c» de la courbe de la Figure 3 devient:

$$C_D = 0,44 \quad (6)$$

- Pour  $Re_p > 1 \times 10^5$ , la sédimentation des particules est tellement turbulente que le mouvement du liquide à la surface des particules et de leur couche limite est turbulent. En principe, ce régime n'est pas atteint lors de la sédimentation libre des particules. L'équation du segment «d» de la courbe de la Figure 3 est donnée par:

$$C_D = 0,10 \quad (7)$$

### 1.2.3 Vitesse terminale de sédimentation

Après un court laps de temps lors de la chute de particules dans un liquide, les forces de gravité et de traînée s'équilibrent et la vitesse de chute des particules devient constante. Cette vitesse est appelée vitesse terminale de sédimentation des particules  $V_0$  (m/s). Elle s'applique à des particules solides, sphériques, n'ayant pas d'interaction entre elles et laissées libres dans un liquide immobile. La vitesse terminale de sédimentation est alors fonction de la taille de la particule, de sa géométrie, de sa densité relative par rapport au liquide, de la viscosité du liquide et de la force de gravité. Dans le contexte d'un écoulement naturel, la vitesse terminale de sédimentation doit être utilisée en considérant la composante horizontale de l'écoulement et la présence d'autres particules de dimensions différentes (interaction moléculaire, entraînement, floculation, réaction chimique).

La vitesse terminale de sédimentation est mesurable en laboratoire ou elle peut être calculée à l'aide de formules préétablies. Il convient de supposer que le laps de temps pendant lequel les particules sont accélérées est réduit au point d'être négligeable, c'est-à-dire que  $V_0 \approx w$  pour le calcul du nombre de Reynolds de particules. Par conséquent,  $Re_p = dw\rho_p/\mu_l \approx dV_0\rho_p/\mu_l$ . En combinant les équations de la force de gravité et de la force de traînée à celles du coefficient de traînée pour les différents régimes d'écoulement, il est possible d'isoler  $V_0$  (Govier et Aziz, 1972).

- Pour  $Re_p < 1$ :

$$V_0 = \frac{g(\rho_p - \rho_l)d^2}{18\mu_l}$$

**Loi de Stokes**

**( 8 )**

- Pour  $1 < Re_p < 1000$ :

$$V_0 = 0,20 \left[ g \frac{(\rho_p - \rho_l)}{\rho_l} \right]^{0,72} \frac{d^{1,18}}{(\mu_l/\rho_l)^{0,45}} \quad \text{Allen (1900)} \quad (9)$$

- Pour  $Re_p > 800$ :

$$V_0 = 1,74 \left[ g \frac{(\rho_p - \rho_l)}{\rho_l} \right]^{0,50} d^{0,50} \quad \text{Loi de Newton} \quad (10)$$

#### 1.2.4 Vitesse critique de sédimentation

La vitesse critique de sédimentation  $V_c$  (m/s) est la vitesse d'écoulement horizontal  $V_x$  (m/s) à partir de laquelle la sédimentation des particules n'est plus possible. Le Tableau 1 présente les critères proposés par plusieurs chercheurs pour déterminer la vitesse critique de sédimentation.  $F_L$  (adimensionnel) est un coefficient dans l'équation de Durand,  $d_c$  (m) est le diamètre d'une conduite à section circulaire,  $\rho_m$  (kg/m<sup>3</sup>),  $\mu_m$  (Pa\*s) et  $C_v$  (%) sont respectivement la densité, la viscosité dynamique et la concentration volumique du mélange solide-liquide. La Figure 4 présente la mise en graphique, effectuée par Wasp *et al.* (1979), des données disponibles au sujet de la relation entre le paramètre  $F_L$  et la concentration volumique  $C_v$ .

Auteurs	Vitesses critiques de sédimentation
Durand (1953) <sup>3</sup>	$V_c = F_L \sqrt{2gd_c \left( \frac{\rho_p - \rho_l}{\rho_l} \right)}$ <p style="text-align: right;">( 11 )</p>
Spell (1955) <sup>4</sup>	$V_c = \sqrt{2,53 * 10^{-3} gd \left( \frac{\rho_p - \rho_l}{\rho_l} \right) \left( \frac{V_x d_c \rho_m}{\mu_m} \right)^{0,77}}$ <p style="text-align: right;">( 12 )</p>
Zandi et Govatos (1967) modifié par Babcock (1971)	$V_c^2 = 10C_v d \left( \frac{\rho_p - \rho_l}{\rho_l} \right) \left( \frac{1}{\sqrt{C_D}} \right)$ <p style="text-align: right;">( 13 )</p>
Newitt <i>et al.</i> (1955) <sup>5</sup>	$V_c = 17w$ <p style="text-align: right;">( 14 )</p>

**Tableau 1.** Vitesses critiques de sédimentation  $V_c$  (tiré et modifié de Zandi, 1971).

<sup>3</sup> Le coefficient  $F_L$  est obtenu à partir de la Figure 4.

<sup>4</sup> Le critère a été établi pour des particules dont le diamètre moyen est compris entre 0,05 et 1,5 mm.

<sup>5</sup> Le critère n'est pas vérifié de façon extensive.

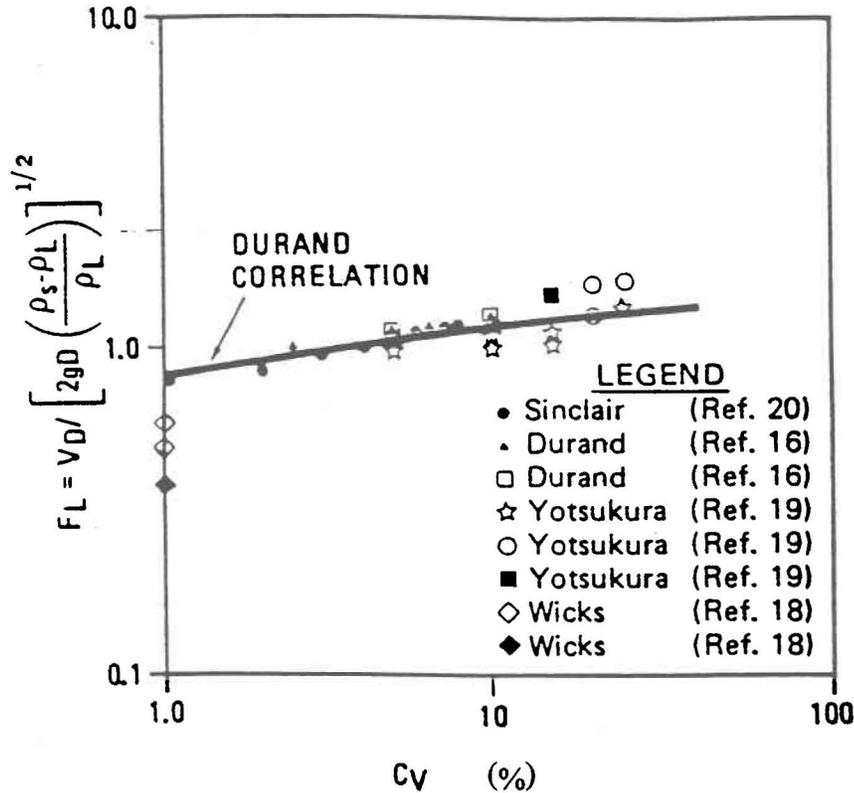


Figure 4. Relation entre le coefficient  $F_L$  de Durand et la concentration d'un mélange solide-liquide (adaptée de Wasp *et al.*, 1979).

### 1.2.5 Vitesse de frottement

La vitesse de frottement  $u^*$  (m/s) pour l'écoulement turbulent d'un fluide dans une conduite est énoncée par l'équation 15, où  $\tau_0$  (kg/m<sup>2</sup>) est la contrainte tangentielle visqueuse à la paroi (Govier et Aziz, 1972):

$$\mu_*^* = \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho_l}} = V_x \sqrt{\frac{f}{2}}$$

(15)

Le coefficient de frottement  $f$  (adimensionnel) est donné par l'équation 16 établie par Colebrook, où  $\varepsilon$  (m) est la hauteur des aspérités superficielles d'une conduite et  $Re$

(adimensionnel) est le nombre de Reynolds. Le diagramme de Moody, présenté à l'Appendice C, illustre la mise en graphique de l'équation de Colebrook.

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[ \frac{\varepsilon}{3,7 d_c} + \frac{2,51}{\text{Re} \sqrt{f}} \right] \quad (16)$$

Le nombre de Reynolds représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses. Pour une conduite à section circulaire, Re est égal à:

$$\text{Re} = \frac{V_x d_c \rho_l}{\mu_l} \quad (17)$$

Pour des conduites non circulaires, la dimension qui remplace le diamètre d'une conduite à section circulaire est le rayon hydraulique  $R_h$  (m):

$$R_h = \frac{\text{surface de la section droite}}{\text{périmètre mouillé}} \quad (18)$$

$$R_h = \frac{d_c}{4} \quad (19)$$

Reportant  $d_c = 4 R_h$  dans l'équation du nombre de Reynolds:

$$\text{Re} = \frac{V_x 4 R_h \rho_l}{\mu_l} \quad (20)$$

### 1.2.6 Dispersion des particules

Le transport dispersif dans les milieux à très faible vitesse ou à vitesse nulle est régi par le même phénomène que la diffusion moléculaire provenant du mouvement aléatoire des

molécules. Ce type de transport est décrit par la loi de la diffusion de Fick exprimée à l'équation 21, où  $F$  est le taux moyen de diffusion et  $D_l$  ( $m^2/s$ ) est le coefficient de diffusion d'un liquide (Morris et Wiggert, 1972). Dans la loi de la diffusion de Fick, on suppose que le coefficient de diffusion des sédiments est égal à celui de l'eau (Vanoni, 1984).

$$F = D_l \frac{\partial C}{\partial x} \quad (21)$$

Le coefficient de diffusion d'un liquide est exprimé par l'équation 22, où  $\kappa$  (adimensionnel) est la constante de Von Kármán,  $\eta$  (adimensionnel) est la hauteur relative et  $h$  (m) est la hauteur de l'écoulement.

$$D_l = \frac{\tau / \rho_l}{dV_x/dy} = \kappa u^* h \eta (1 - \eta) \quad (22)$$

La valeur moyenne du coefficient de diffusion est:

$$\bar{D}_l = \int_0^1 \kappa u^* h \eta (1 - \eta) d\eta = \frac{\kappa u^* h}{6} \quad (23)$$

D'après Yalin (1977) et Vanoni (1984), nous pouvons poser l'hypothèse que la diffusion horizontale est égale à la diffusion verticale et que par conséquent, ces deux coefficients ont le même effet sur la géométrie résultante du lit de sédimentation

D'après Van Rijn (1984), le coefficient de diffusion des particules solides  $D_p$  ( $m^2/s$ ) est différent de celui du liquide porteur et s'exprime par l'équation 24:

$$D_p = \beta \phi D_l \quad (24)$$

Le coefficient de diffusion des particules solides est affecté par un facteur  $\beta$  (adimensionnel) qui tient compte des différences de diffusion entre la phase solide et la phase liquide, et un facteur  $\phi$  (adimensionnel) qui tient compte de l'amortissement de la turbulence par les solides.

$$\beta = 1 + 2 \left[ \frac{V_0}{u^*} \right]^2 \quad 0,1 < \frac{V_0}{u^*} < 1 \quad (25)$$

$$\phi = 1 + \left[ \frac{C_v}{C_0} \right]^{0,8} - 2 \left[ \frac{C_v}{C_0} \right]^{0,4} \quad (26)$$

$C_0$  (%) est la concentration maximale qui peut être atteinte avec des particules sphériques de granulométrie uniforme, c'est-à-dire 65%.

### 1.2.7 Viscosité dynamique d'un mélange solide-liquide

La viscosité dynamique d'un mélange solide-liquide  $\mu_m$  (Pa\*s) est la propriété qui exprime sa résistance à une force de frottement. La viscosité dynamique résulte principalement de l'interaction entre les particules solides en suspension et de l'interaction entre les molécules du fluide porteur. Thomas (1965) a proposé la relation suivante:

$$\mu_m = \mu_l \left[ 1 + 2,5 C_v + 10,05 C_v^2 + 0,00273 * e^{16,6C_v} \right] \quad (27)$$

### 1.2.8 Régime d'écoulement

Les particules d'un mélange solide-liquide sont maintenues en suspension par la turbulence provoquée par l'écoulement du liquide. Ainsi, la turbulence tend non seulement à

conserver en suspension les particules du mélange solide-liquide, mais aussi à arracher des particules sédimentées à la base de la conduite afin les remettre en suspension.

Les particules d'une pulpe en mouvement sont transportées selon trois modes différents: suspension, traction-saltation et sédimentation. Les particules transportées en suspension tendent à suivre le mouvement des courants turbulents ou laminaires durant l'écoulement; les particules transportées par traction-saltation se déplacent par une série de sauts et de bonds à la base d'une conduite; et enfin, les particules subissant la sédimentation se dissocient du fluide parce que la composante verticale de leur trajectoire est plus importante que la composante horizontale.

Les particules sédimentées forment un lit à la base d'une conduite. Ce lit peut glisser en masse ou se stabiliser. Donc, pour accumuler des particules dans une conduite, la vitesse d'écoulement du fluide doit être suffisamment lente pour favoriser le dépôt uniforme des particules sous l'action de la gravité, sur toute la longueur de la conduite, sans arracher du lit les particules déjà sédimentées et sans provoquer un glissement du lit. Si les particules sont très fines, il peut être nécessaire d'immobiliser le liquide pendant un certain laps de temps afin de favoriser la séparation de la phase solide de la phase liquide.

### **1.2.9 Morphologie des particules**

La forme d'une particule influence le coefficient de traînée  $C_D$  et le nombre de Reynolds de particules  $Re_p$ . Par exemple, une particule ayant une forme irrégulière subit une plus grande force de friction lors de son transport dans un fluide qu'une particule de même volume possédant une forme sphérique (Govier et Aziz, 1972). Aussi, le nombre de Reynolds de particules et le coefficient de traînée des particules de forme irrégulière sont plus élevés que ceux d'une particule de forme sphérique; c'est pourquoi la sédimentation des particules de forme irrégulière est plus lente.

Brown *et al.* (1950) ont défini un facteur de forme  $\psi$  (adimensionnel) qui est en fait un indice de sphéricité. L'effet de la forme des particules sur la vitesse terminale de sédimentation peut être exprimé directement au moyen du ratio de la vitesse terminale de sédimentation pour une particule de forme quelconque par rapport à la vitesse terminale de sédimentation pour une particule de forme sphérique  $V_{0,\psi}/V_{0,\psi=1}$ . La Figure 5 illustre l'influence de la forme des particules sur la vitesse terminale de sédimentation au moyen du graphique du ratio  $V_{0,\psi}/V_{0,\psi=1}$  en fonction du nombre de Reynolds de particules, où le paramètre  $d_s$  est le diamètre d'une sphère ayant le même volume qu'une particule de forme quelconque.

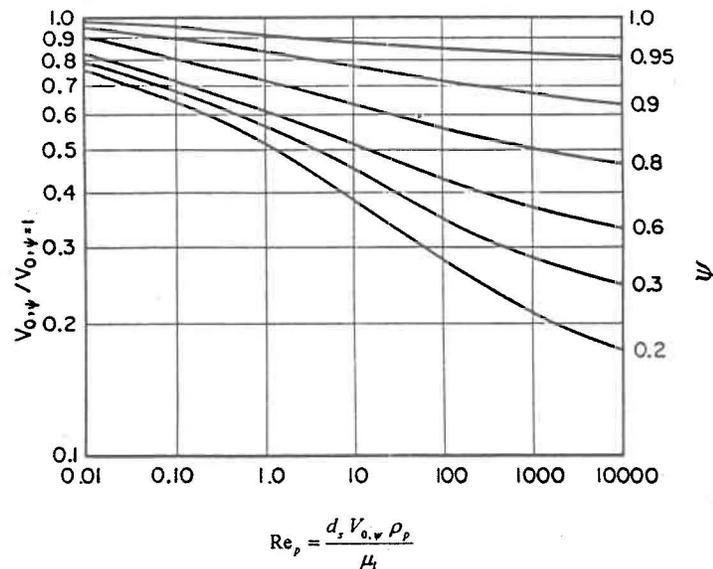


Figure 5. Effet de la forme des particules sur la vitesse terminale de sédimentation (adaptée de Govier et Aziz, 1972).

### 1.2.10 Effet de la concentration sur la vitesse terminale de sédimentation

Il existe une relation entre la concentration en particules d'un mélange solide-liquide et la vitesse de sédimentation des particules. C'est-à-dire que les interférences hydrodynamiques augmentent avec la concentration et ont pour effet d'amortir la sédimentation des particules. La vitesse terminale de sédimentation des particules est donc corrigée par

une fonction de retard afin d'obtenir une vitesse terminale de sédimentation corrigée  $w_s$  (m/s):

$$w_s = V_0 f(C_v) \quad (28)$$

Lewis *et al.* (1949) ont proposé une fonction de retard  $f(C_v)$  suivante où  $B$  (adimensionnel) est un facteur de correction:

$$f(C_v) = (1 - C)^B \quad (29)$$

Pour Lewis *et al.* (1949),  $B$  est égal à 4,7. Maude et Whitmore (1958) suggèrent que  $B$  est fonction de la forme et de la distribution granulométrique des particules et du nombre de Reynolds de particules. Selon ces chercheurs,  $B$  est compris dans une plage de 4 à 65 pour  $Re_p < 1$  et de 2 à 32 pour  $Re_p > 1000$ , avec une courbe de transition pour  $1 < Re_p < 1000$ .

Selon Govier et Aziz (1972), pour des concentrations volumiques aussi basses que un à deux pour cent, il existe une interférence hydrodynamique qui, lorsque les particules ne s'agglomèrent pas, réduit la vitesse terminale de sédimentation des particules.

D'après Mandersloot *et al.* (1986), l'effet de retard de la sédimentation des particules est significatif à partir d'une concentration volumétrique  $C_v$  supérieure à 15%.

### **1.2.11 Effet de paroi sur la vitesse terminale de sédimentation**

Il existe une interaction entre les particules d'un mélange solide-liquide et les parois de la conduite à l'intérieur de laquelle se trouve le mélange solide-liquide. Deux facteurs interfèrent avec la sédimentation des particules : la rugosité des parois et la taille de la conduite.

Dans le cas précis de l'aspérité des parois d'une galerie de mine, ce paramètre varie, entre autres, en fonction de la méthode de fonçage de la galerie et du contexte géologique. Les informations sur la méthode et l'époque précise du fonçage des galeries de vieilles mines sont parfois impossibles à obtenir. De plus, l'aspérité des parois est hétérogène de façon intrinsèque. Quant à la taille de la conduite, l'effet de paroi est d'autant plus important que la conduite ou le réservoir sont petits (tels que ceux utilisés en laboratoire).

### **1.3. Mélange solide-liquide sélectionné pour cette étude**

À la lumière de la description des propriétés générales des mélanges solides-liquides et des facteurs de sédimentation, il est possible d'identifier le mélange solide-liquide ayant le meilleur potentiel de sédimentation ainsi que le type d'écoulement approprié.

Le mélange solide-liquide auquel nous nous intéressons comprend des particules suffisamment grossières et denses pour que nous distinguions la phase solide de la phase liquide. Nous savons que les boues sont caractérisées par le fait que la phase solide peut être séparée de la phase liquide si le régime d'écoulement le permet. Par contre, une pâte peut demeurer immobile durant quelques heures sans que les particules qu'elle contient ne sédimentent. Aussi, les boues offrent un meilleur potentiel de sédimentation que les pâtes.

Lors d'un test de sédimentation effectué sur des particules provenant du moulin de la mine Manitou, nous avons constaté que la phase solide se séparait de la phase liquide à l'intérieur d'une période de 24 heures. Aussi, nous considérons que le mélange solide-liquide constitué d'eau et de résidus miniers est une boue. La courbe granulométrique de cet échantillon est présenté à l'Appendice D.

La présente recherche porte donc sur la sédimentation d'une boue ayant un écoulement hétérogène.



## CHAPITRE 2

### L'équation du transport par convection-dispersion

Au chapitre 1, nous avons défini que le type de mélange solide-liquide dont nous désirons modéliser l'injection et la sédimentation est une boue s'écoulant de façon hétérogène. Si l'on fixe la géométrie de la galerie de mine à modéliser, la revue des facteurs affectant le processus de sédimentation permet de dégager 6 paramètres de base dont dépendent la valeur des autres paramètres : la vitesse d'écoulement horizontal, la taille des particules, la densité des résidus miniers, la concentration volumique de la pulpe, la viscosité du liquide et la rugosité relative des parois. Ces 6 paramètres de base sont ceux sur lesquels nous concentrerons notre analyse.

À partir de ces paramètres, le suivi de l'évolution bidimensionnelle de la sédimentation de particules de résidus miniers en suspension dans l'eau, lors de leur transport en régime non permanent ( $\partial V_x / \partial t \neq 0$ , où  $t$  (s) est le temps) et non uniforme ( $\partial V_x / \partial A \neq 0$ , où  $A$  (m<sup>2</sup>) est la section d'une galerie) dans une conduite horizontale en charge, peut être convenablement approximé au moyen de l'équation du transport par convection-dispersion. La vitesse d'écoulement horizontal et la concentration volumique de la pulpe peuvent être utilisées directement dans l'équation du transport. La taille et la densité des particules ainsi que la viscosité du liquide sont les paramètres de base pour le calcul des vitesses terminale et critique de sédimentation formant la composante verticale  $V_y$  (m/s) de l'équation du transport. Enfin, la vitesse d'écoulement horizontal, la viscosité du liquide et la rugosité relative des parois sont les paramètres utilisés pour le calcul de la dispersion dans l'équation du transport.

L'équation du transport peut être décrite mathématiquement par une approche soit eulérienne soit lagrangienne. L'approche eulérienne consiste à résoudre l'équation différentielle dans l'espace de la variable d'état du modèle en calculant directement la concentration en un point donné. À chaque instant, des particules différentes passent par le point considéré. On évalue en ce point les variations temporelles de la vitesse et de la concentration. L'approche lagrangienne fournit une solution indirecte. La particule est suivie le long de sa trajectoire et la concentration est obtenue par post-traitement des données récoltées. Dans le cadre de cette recherche, il n'est pas nécessaire d'obtenir les trajectoires et les positions relatives des particules le long des trajectoires par rapport au temps. Pour cette raison, l'approche eulérienne est utilisée.

### **2.1 Hypothèses de calcul de la modélisation de l'équation du transport**

Les hypothèses suivantes ont servi de base pour la conception du modèle numérique de séparation des résidus miniers de l'eau:

- La géométrie du domaine à analyser est connue en tout temps; il s'agit d'une galerie de mine à section rectangulaire. L'entrée et la sortie de la galerie sont à la même cote.
- Le plafond et le plancher de la galerie sont considérés comme étant imperméables. Pour ce faire, les conditions de Neuman doivent être appliquées. C'est-à-dire que:

$$V_y \frac{\partial C_v}{\partial y} = 0$$

(30)

- À l'entrée de la galerie, les conditions de concentration des particules sont imposées en tout temps. Il s'agit des conditions de Dirichlet. Les conditions de Dirichlet sont en fait des concentrations de particules appliquées sur les mailles situées à l'extérieur du domaine de calcul.

- On suppose que les particules qui n'ont pas été sédimentées dans la galerie sont transportées vers la sortie sur une distance  $x$  (m) parallèle à l'écoulement. Les conditions de Neuman sont également appliquées dans ce cas, c'est-à-dire que:

$$V_x \frac{\partial C}{\partial x} = 0$$

(31)

- Au début du processus d'enfouissement des résidus miniers, la galerie de mine est ennoyée et la concentration de particules de résidus miniers en suspension à l'intérieur de la galerie est égale à zéro.

- Le champ de vitesse est incompressible, ce qui implique que:

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} = 0$$

(32)

$$\text{div } \mathbf{v} = 0$$

(33)

- La composante horizontale du champ de vitesse est égale à la vitesse moyenne d'écoulement.
- La composante verticale du champ de vitesse  $V_y$  est égale à la vitesse terminale de sédimentation  $V_0$ .
- L'inertie des résidus miniers est négligeable. On considère donc qu'ils se déplacent longitudinalement et transversalement à la conduite en charge et à la même vitesse que l'eau. Ceci implique que le coefficient de diffusion de l'eau  $D_l$  est égal au coefficient de diffusion des particules en suspension  $D_p$ .

- Le coefficient de diffusion horizontale  $D_x$  ( $m^2/s$ ) est égale au coefficient de diffusion verticale  $D_y$  ( $m^2/s$ ).  $D_x$  et  $D_y$  sont approximés par le coefficient moyen de diffusion  $D$  ( $m^2/s$ ).
- La remise en suspension des résidus et l'avancée du lit sédimentaire sont négligeables.
- La substance transportée dans le domaine est non réactive chimiquement et physiquement; ses caractéristiques chimiques et physiques sont donc constantes (exemple: absence de floculation).
- Il y a ni perte ni gain de matière, donc pas de fissures par lesquelles il pourrait y avoir des pertes du mélange résidus miniers-eau ou des apports d'eau souterraine.
- Il y a absence de refoulement à l'intérieur du domaine.

## 2.2 Équation du transport

L'équation du transport est obtenue de la combinaison de l'équation de flux solide et de l'équation de continuité. L'équation de flux solide  $q$  ( $kg/m^2/s$ ), en tenant compte de la convection et de la dispersion, est donné par l'équation 34 par rapport à un axe  $x$  parallèle à l'écoulement, par l'équation 35 par rapport à un axe  $y$  perpendiculaire à l'écoulement et par l'équation 36 pour un flux solide bidimensionnel.

$$q_x = V_x C_v - D \frac{\partial C_v}{\partial x} \quad (34)$$

$$q_y = V_y C_v - D \frac{\partial C_v}{\partial y} \quad (35)$$

$$\{q\} = \{v\} C_v - [D] \{\text{grad } C_v\}$$

(36)

La formulation différentielle de conservation de la masse peut être retrouvée si on considère un flux solide au cours d'un pas de temps  $dt$  circulant par une surface du volume différentiel ayant des paramètres physiques fixes sur toute la surface. La Figure 6 illustre la formulation différentielle de conservation de la masse.

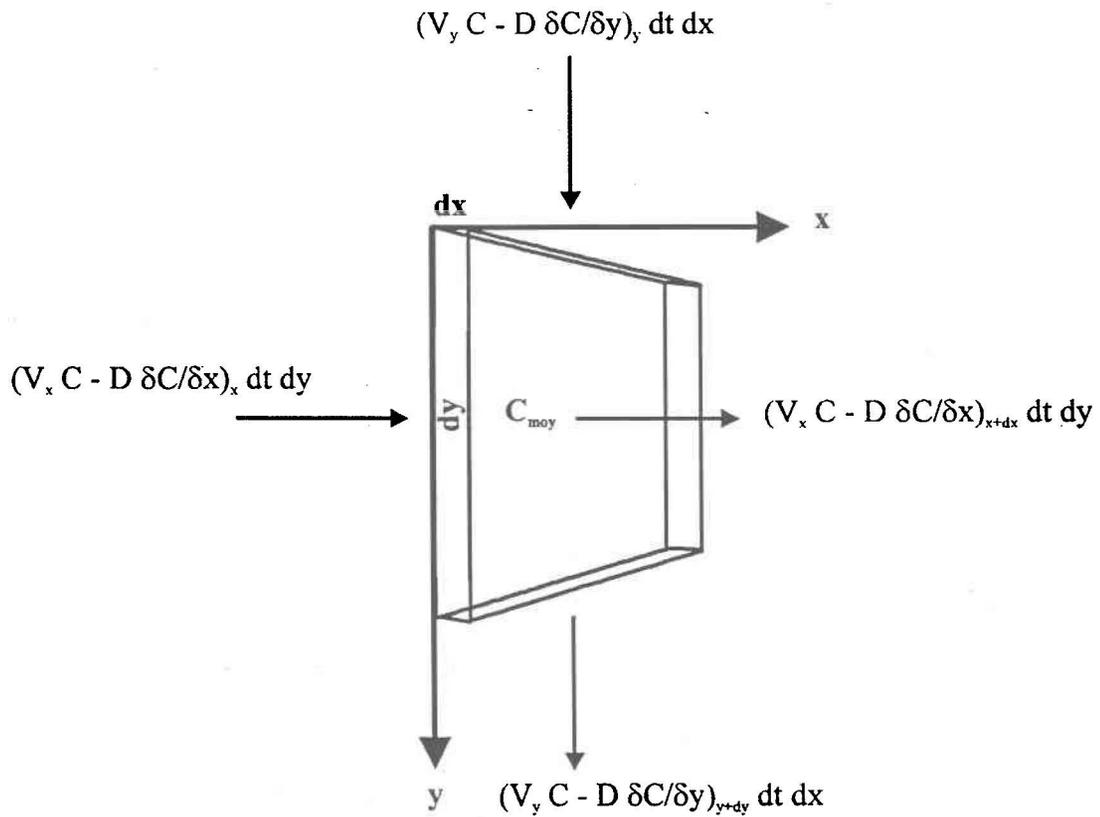


Figure 6. Illustration de la formulation différentielle de conservation de la masse.

L'équation de conservation de la matière s'écrit:

$$\begin{aligned} (C_v)_{t+dt} - C_v) dx dy + \left( \left( V_x C_v - D \frac{\partial C_v}{\partial x} \right)_{x+dx} - \left( V_x C_v - D \frac{\partial C_v}{\partial x} \right)_x \right) dy dt + \\ \left( \left( V_y C_v - D \frac{\partial C_v}{\partial y} \right)_{y+dy} - \left( V_y C_v - D \frac{\partial C_v}{\partial y} \right)_y \right) dx dt = 0 \end{aligned} \quad (37)$$

Cette relation conduit à:

$$\frac{\partial C_v}{\partial t} + \frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} = 0 \quad (38)$$

qui peut également s'écrire:

$$\frac{\partial C_v}{\partial t} + \text{div } \mathbf{q} = 0 \quad (39)$$

Sous une autre forme, cette équation est connue sous le nom d'équation différentielle du transport:

$$\underbrace{\frac{\partial C_v}{\partial t}}_I + \underbrace{\frac{\partial V_x C_v}{\partial x} + \frac{\partial V_y C_v}{\partial y}}_{II} - \underbrace{\frac{\partial}{\partial x} \left( D \frac{\partial C_v}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left( D \frac{\partial C_v}{\partial y} \right)}_{III} = 0 \quad (40)$$

où:

I = variation temporelle locale

II = terme de transport convectif

III = terme de transport dispersif

### **2.3 Résolution de l'équation par la méthode des différences finies**

La méthode des différences finies permet de résoudre numériquement l'équation du transport. Selon cette méthode, l'équation différentielle du transport et les conditions aux limites sont remplacées, en chacun des points d'un domaine, par une autre équation, construite sur la base des variables inconnues, en utilisant une approximation par différences finies pour les dérivées partielles. Ainsi, pour chacun des noeuds du maillage où la valeur de la fonction est inconnue, une équation en différences finies est écrite. Il en résulte un système d'équations à résoudre de façon simultanée à chaque pas de temps. Le système d'équations permet d'obtenir des valeurs approximatives pour la solution des équations aux dérivées partielles en des points discrets du domaine.

Le domaine est subdivisé en intervalles égaux selon l'abscisse et l'ordonnée afin d'établir un maillage constant. Un maillage variable n'est pas nécessaire puisqu'on assume que la galerie de mine possède une section rectangulaire et constante.

#### **2.3.1 Description générale**

Une approximation polynomiale pour les dérivées d'une fonction  $f(x)$  autour du point  $x = x_i$  est obtenue en utilisant un développement en série de Taylor:

$$f(x) = f(x_i + \Delta x) = f(x_i) + \Delta x f'(x_i) + \frac{1}{2!} \Delta x^2 f''(x_i) + \frac{1}{3!} \Delta x^3 f'''(x_i) + \dots$$

(41)

En posant  $\Delta x$  égal à un espacement constant sur le maillage dans la direction des  $x$ , et en présumant que la fonction est continue sur quatre dérivées, les deux équations suivantes sont obtenues:

$$f(x_i + \Delta x) = f(x_i) + \Delta x f'(x_i) + \frac{1}{2!} \Delta x^2 f''(x_i) + \frac{1}{3!} \Delta x^3 f'''(x_i) + \dots \quad (42)$$

$$f(x_i - \Delta x) = f(x_i) - \Delta x f'(x_i) + \frac{1}{2!} \Delta x^2 f''(x_i) - \frac{1}{3!} \Delta x^3 f'''(x_i) + \dots \quad (43)$$

Ces deux équations sont à l'origine respectivement du schéma de discrétisation spatiale aval et du schéma de discrétisation spatiale amont (pour un écoulement de gauche à droite). Dans le cadre de cette recherche, nous nous intéressons au schéma amont. En effet, nous assumons qu'il n'y a ni refoulement ni remise en suspension. Par conséquent, on peut obtenir la valeur du gradient de concentration des particules pour un schéma amont de discrétisation spatiale à partir de l'équation 43:

$$f'(x_i) = \frac{f(x_i) - f(x_i - \Delta x)}{\Delta x} + \frac{1}{2!} \Delta x f''(x_i) + \frac{1}{3!} \Delta x^2 f'''(x_i) + \dots \quad (44)$$

La deuxième dérivée est obtenue en additionnant les équations 42 et 43, ce qui produit nécessairement un schéma centré:

$$f''(x_i) = \frac{1}{\Delta x^2} [f(x_i + \Delta x) - 2f(x_i) + f(x_i - \Delta x)] - \dots \quad (45)$$

### 2.3.2 Approximation de l'équation du transport

L'équation à résoudre est l'équation aux dérivées partielles:

$$\frac{\partial C_v}{\partial t} + V_x \frac{\partial C_v}{\partial x} + V_y \frac{\partial C_v}{\partial y} - \frac{\partial}{\partial x} \left( D \frac{\partial C_v}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left( D \frac{\partial C_v}{\partial y} \right) = 0 \quad (40)$$

Chacune des dérivées partielles est remplacée par une équation en différences finies selon le maillage présenté à la Figure 7.

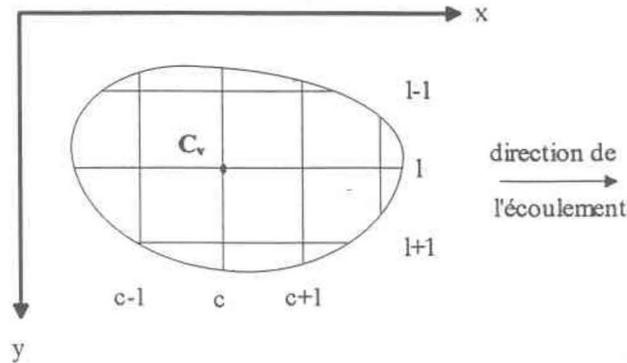


Figure 7. Discretisation spatiale du domaine autour d'un point ayant une concentration  $C_v$  au temps  $\Delta t$ .

$$C_{v_{t+\Delta t}} = C_{v_t} - \Delta t \left( -V_x \left( \frac{C_{v_{c-1}} - C_v}{\Delta x} + D \frac{\left( (C_{v_{c-1}} - C_v) - (C_v - C_{v_{c+1}}) \right)}{\Delta x^2} \right) - \right. \\ \left. V_y \left( \frac{C_{v_{l-1}} - C_v}{\Delta y} + D \frac{\left( (C_{v_{l-1}} - C_v) - (C_v - C_{v_{l+1}}) \right)}{\Delta y^2} \right) \right) \quad (46)$$

### 2.3.3 Contrôle de la dispersion numérique et critères de stabilité

La dispersion numérique produit l'effet d'une dispersion des concentrations dans le domaine de la même façon que la dispersion hydrodynamique, tandis que l'instabilité d'une solution numérique se traduit par des oscillations. Le contrôle de la dispersion numérique est assuré au moyen du nombre de Peclet (adimensionnel), tandis que le maintien de la stabilité numérique est lié au critère du nombre de Courant (adimensionnel) ainsi qu'au critère de Neuman (adimensionnel). Le Tableau 2 présente les nombres de Peclet et Courant ainsi que le critère de Neuman.

Nombre ou critère	Equation	Limite suggérée par Banton (1996)	
Peclet (47)	$Pe = V_x \frac{\Delta x}{D}$	$Pe < 2$	$\Delta x < \frac{2D}{V_x}$
	$Pe = w_s \frac{\Delta y}{D}$		$\Delta y < \frac{2D}{w_s}$
Courant (48)	$Co = V_x \frac{\Delta t}{\Delta x}$	$Co \leq 1$	$\Delta t \leq \frac{\Delta x}{V_x}$
	$Co = w_s \frac{\Delta t}{\Delta y}$		$\Delta t \leq \frac{\Delta y}{w_s}$
Neuman (49)	$Ne = D \left( \frac{\Delta t}{\Delta x^2} + \frac{\Delta t}{\Delta y^2} \right)$	$Ne \leq 0,5$	$\Delta t \leq \frac{0,5}{D} (\Delta x^2 + \Delta y^2)$

Tableau 2. Contrôle de la dispersion numérique et critères de stabilité.

### Nombre de Peclet

Le schéma de discrétisation spatiale amont est inconditionnellement stable; cependant une importante dispersion numérique peut y être associée si les pas d'espace pour  $D_x$  et  $D_y$  sont trop grands. Le calcul du nombre de Peclet permet d'évaluer les valeurs maximales que peuvent prendre  $D_x$  et  $D_y$  sans toutefois produire une dispersion numérique trop importante. Le nombre de Peclet permet en fait de quantifier la grandeur de la dispersion relativement à celle de la convection. Selon Banton (1996), ce schéma amont devient instable pour des nombres de Peclet supérieurs à 2.

### Critère du nombre de Courant

Le critère du nombre de Courant permet de gérer les oscillations relativement à la convection. Ce critère établit que la distance parcourue par des particules en suspension durant

un pas de temps doit être inférieure au pas d'espace. Selon Banton (1996), le nombre de Courant doit être inférieur ou égal à 1.

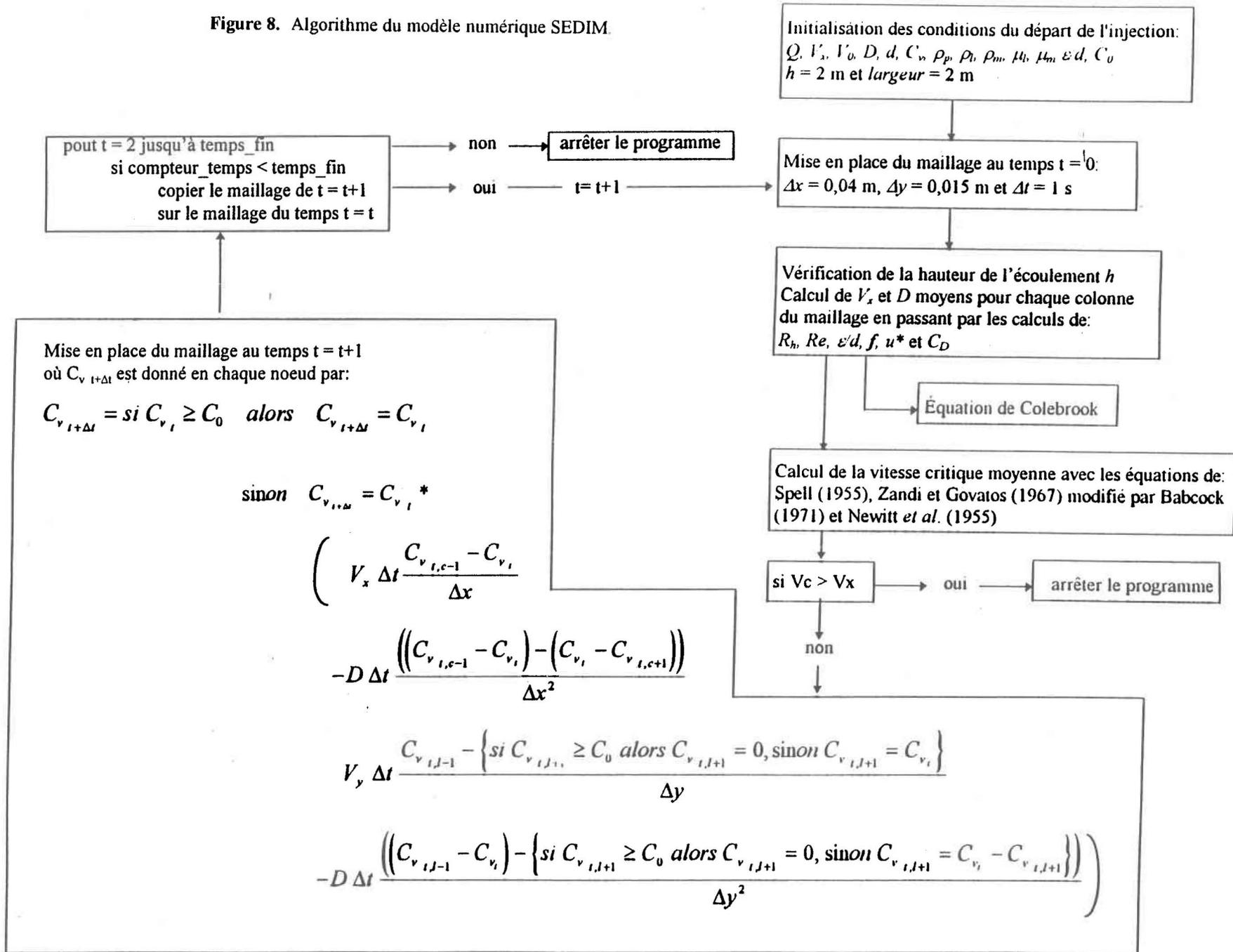
### **Critère de Neuman**

Le critère de Neuman agit sur les oscillations relativement à la dispersion. Ce critère établit que la variation de concentration par les flux dispersifs ne peut dépasser les apports par les flux convectifs. Selon Banton (1996), le critère de Neuman doit être inférieur ou égal à 0,5.

### **2.4 Algorithme du modèle SEDIM**

Afin de réaliser des essais numériques, nous avons créé le modèle numérique SEDIM basé sur le modèle mathématique décrit par l'équation 46 et les simplifications décrites au début du présent chapitre. Ce modèle fonctionne sur le logiciel Microsoft Excel et son algorithme est présenté à la Figure 8.

Figure 8. Algorithme du modèle numérique SEDIM.



## 2.5 Analyse de sensibilité

L'analyse de sensibilité permet de mesurer l'impact de la variation d'un paramètre sur un processus (McCuen, 1973). Cette analyse peut être réalisée au moyen du coefficient de sensibilité absolu  $S$  dérivé du développement de la série de Taylor décrit par l'équation 41:

$$S = \frac{f(x_i + \Delta x) - f(x_i)}{\Delta x_i} = \frac{\partial f}{\partial x_i} \approx \frac{\Delta f}{\Delta x_i} \quad (50)$$

La valeur de  $S$  dépend de l'ordre de grandeur de  $f$  et de  $x_i$ . C'est pourquoi, le coefficient de sensibilité absolu ne peut être employé directement pour comparer l'influence de différents paramètres sur le résultat d'un processus. Afin de rendre possible la comparaison de l'influence de différents paramètres,  $\Delta f$  est divisé par  $f_{ref}$  (résultat de référence) et  $\Delta x$  par  $x_{ref}$  (paramètre de référence) fournissant ainsi un coefficient de sensibilité relatif  $S_r$  :

$$S_r = \frac{\Delta f / f_{ref}}{\Delta x / x_{ref}} \quad (51)$$



## CHAPITRE 3

### Simulation du processus de sédimentation en galerie

Des simulations du transport et de la sédimentation de résidus miniers à l'intérieur d'une galerie de mine ennoyée et subhorizontale ont été réalisées au moyen du modèle SEDIM. Les conditions d'opération ont été variées en fonction de six paramètres de base: la vitesse d'écoulement horizontal, la taille des particules, la densité des résidus miniers, la concentration volumique de la pulpe, la viscosité du liquide et la rugosité relative des parois.

Ces paramètres ont été sélectionnés en raison du fait qu'il n'existe pas de relation entre eux et qu'ils sont à la base du calcul des autres paramètres tels que le coefficient de diffusion et la vitesse de sédimentation des particules. Par exemple, il serait peu logique de modifier la taille des particules sans modifier la vitesse de sédimentation de celles-ci. La variation conjointe et logique des paramètres dépendants des paramètres de base permet donc de mettre en évidence l'effet de la synergie des facteurs sur le processus de sédimentation en galerie.

Étant donné qu'il existe une relation directe entre les paramètres  $Q$ ,  $A$ ,  $h$  et  $h_p$ , où  $Q$  ( $m^3/s$ ) est le débit d'injection du mélange solide-liquide,  $h$  (m) est la hauteur d'écoulement et  $h_p$  (m) est la hauteur d'accumulation des particules, nous avons attribué comme résultat aux différentes simulations l'épaisseur du lit sédimentaire  $h_p$  dont la concentration en résidus miniers est supérieure à 50% pour un délai d'injection de 10 minutes dans une galerie d'une longueur de 5 mètres. Cette façon de procéder permet de comparer aisément l'efficacité du processus d'injection selon différentes conditions d'opération tout en limitant le temps machine nécessaire aux calculs.

Les résultats des simulations sont par la suite utilisés pour effectuer une analyse de sensibilité pour chacun des paramètres. L'analyse de sensibilité permet d'identifier les paramètres de base ayant la plus grande influence sur le résultat du processus de sédimentation. Ce sont les paramètres mis en évidence qui serviront à optimiser le débit d'injection par rapport à la vitesse critique de sédimentation des particules.

### **3.1 Acquisition des paramètres et résultats**

Dans le but de faire fonctionner le modèle avec des valeurs d'entrée réalistes, un intervalle a été défini pour chacun des paramètres selon des valeurs trouvées dans la littérature. Le Tableau 3 résume les paramètres choisis, leur intervalle, la valeur moyenne de chaque intervalle qui devient le système de référence présenté à la Figure 9, la provenance des valeurs utilisées et enfin, l'identification des Figures 10 à 21 rattachées respectivement aux bornes inférieures et supérieures de chaque intervalle.

<b>Paramètre</b>	<b>Intervalle</b>	<b>Système de référence</b>	<b>Référence</b>	<b>Figures</b>
$Q$ (m <sup>3</sup> /h)	110 - 255	182,5	Hassani et Bois (1991)	10 et 11
$V_x$ (m/s)	0,0076 - 0,0177	0,0127		
$d$ (mm)	0,05 - 0,18	0,13	Durand (1952)	12 et 13
$\rho_p$ (kg/m <sup>3</sup> )	2700 - 3800	3250	Hassani et Bois (1991)	14 et 15
$C_v$ (%)	10 - 25	20	Govier et Charles (1961)	16 et 17
$\mu_l$ (Pa*s)	0,0016 - 0,00115	0,00135	Welty, Wicks et Wilson (1984)	18 et 19
$\varepsilon/d$	0 - 0,05	0,025	Abaque de Moody	20 et 21

**Tableau 3.** Intervalles des paramètres étudiés.

Pour déterminer la vitesse d'écoulement horizontal, nous avons utilisé une plage de débit d'injection provenant de mines actuellement en exploitation et où le remblayage hydraulique est pratiqué. Nous présumons que les débits d'injection dans des galeries de mines inondées seraient du même ordre de grandeur. Sachant que la section d'une galerie typique de soutirage du minerai est d'environ 2 mètres par 2 mètres, nous avons calculé la vitesse moyenne d'écoulement horizontal sur la section A par:

$$V_x = \frac{Q}{A}$$

(52)

Pour le choix des granulométries, nous avons opté pour la plage de valeurs que Durand (1952) a proposé pour des particules de sable. Pour un écoulement hétérogène,  $0,05 \text{ mm} < d < 0,18 \text{ mm}$ . Les courbes granulométriques des résidus miniers des mines Manitou et Mobrun (résidus acides), présentées à l'Appendice D, témoignent que le choix des granulométries est réaliste.

L'intervalle de densité des particules de résidus miniers provient d'un sondage portant sur le remblayage de mines souterraines du Québec (Hassani et Bois, 1991).

En ce qui concerne la concentration volumique, Govier et Charles (1961) mentionnent qu'à partir de 30%, le comportement rhéologique des mélanges solides-liquides est souvent de type Bingham. Étant donné que la plupart des équations utilisées dans ce modèle ont été développées pour des fluides newtoniens, nous n'avons pas dépassé la limite de 25%.

En ce qui a trait à la viscosité du mélange solide-liquide, nous avons utilisé la viscosité de l'eau à différentes températures, soient 5°C, 10°C et 15°C. La courbe de la viscosité en fonction de la température est présentée à l'Appendice E. La viscosité de l'eau à une température de 10°C a été utilisée pour le système de référence.

Pour ce qui est de la rugosité relative des parois, nous avons observé que ce paramètre varie entre 0 et 0,05 sur l'abaque de Moody. C'est pourquoi nous avons utilisé le même intervalle.

Certains détails de calcul en relation avec les paramètres étudiés sont présentés à l'Appendice F pour les différentes simulations.

Figure 9. Profil de sédimentation, système de référence

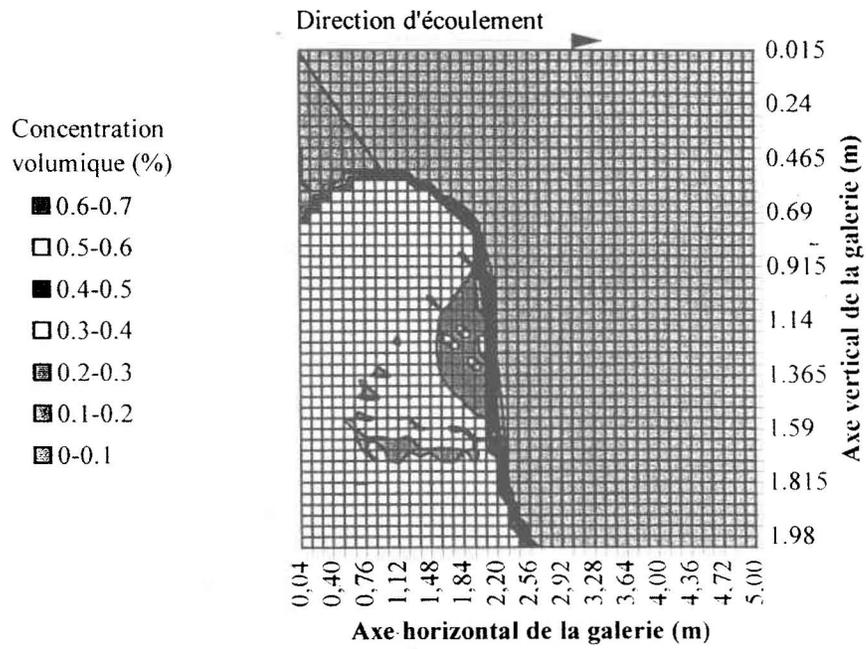




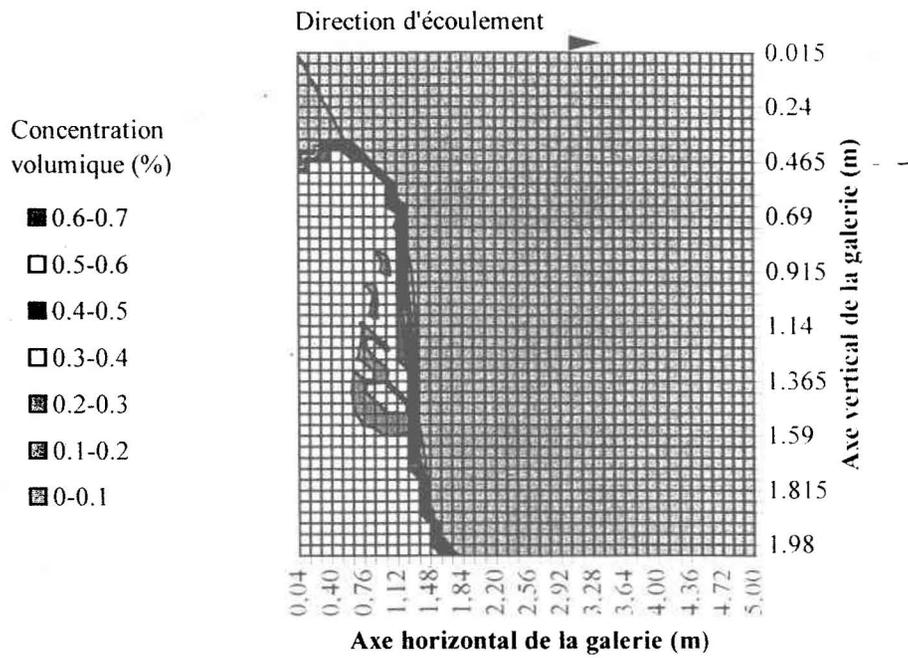
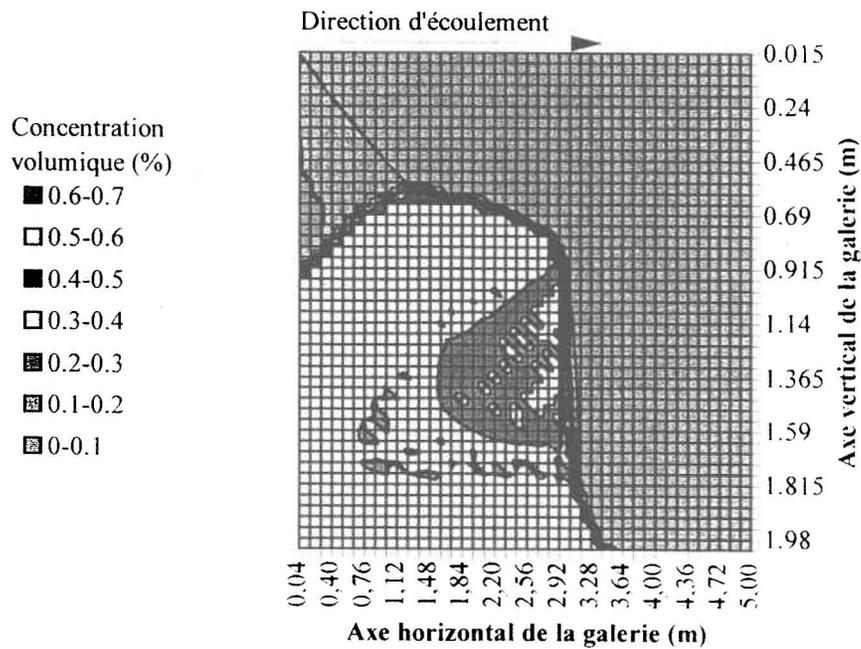
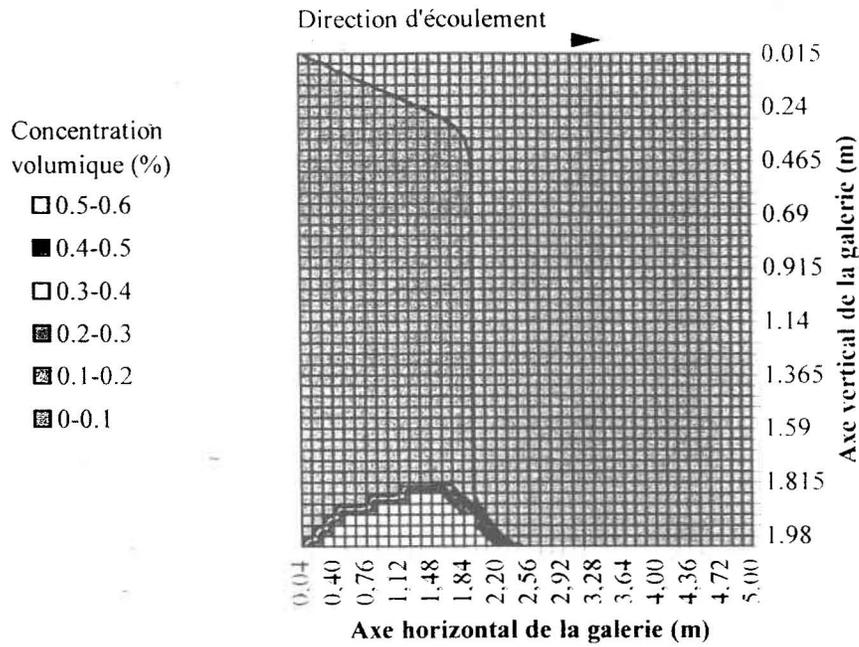
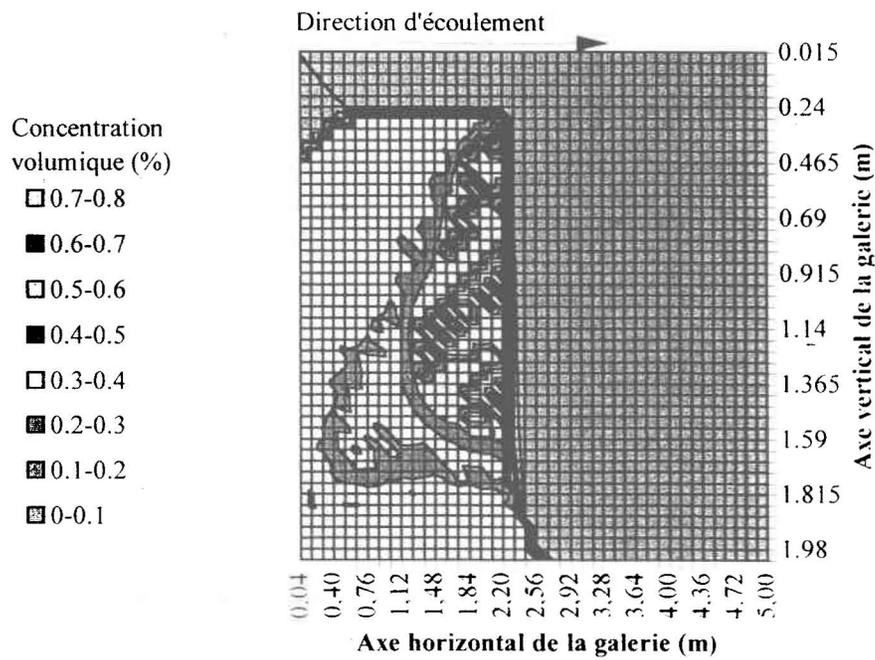
Figure 10. Profil de sédimentation,  $V_x=0,0076$  m/sFigure 11. Profil de sédimentation,  $V_x=0,0177$  m/s



Figure 12. Profil de sédimentation,  $d=0.05$  mmFigure 13. Profil de sédimentation,  $d=0.18$  mm

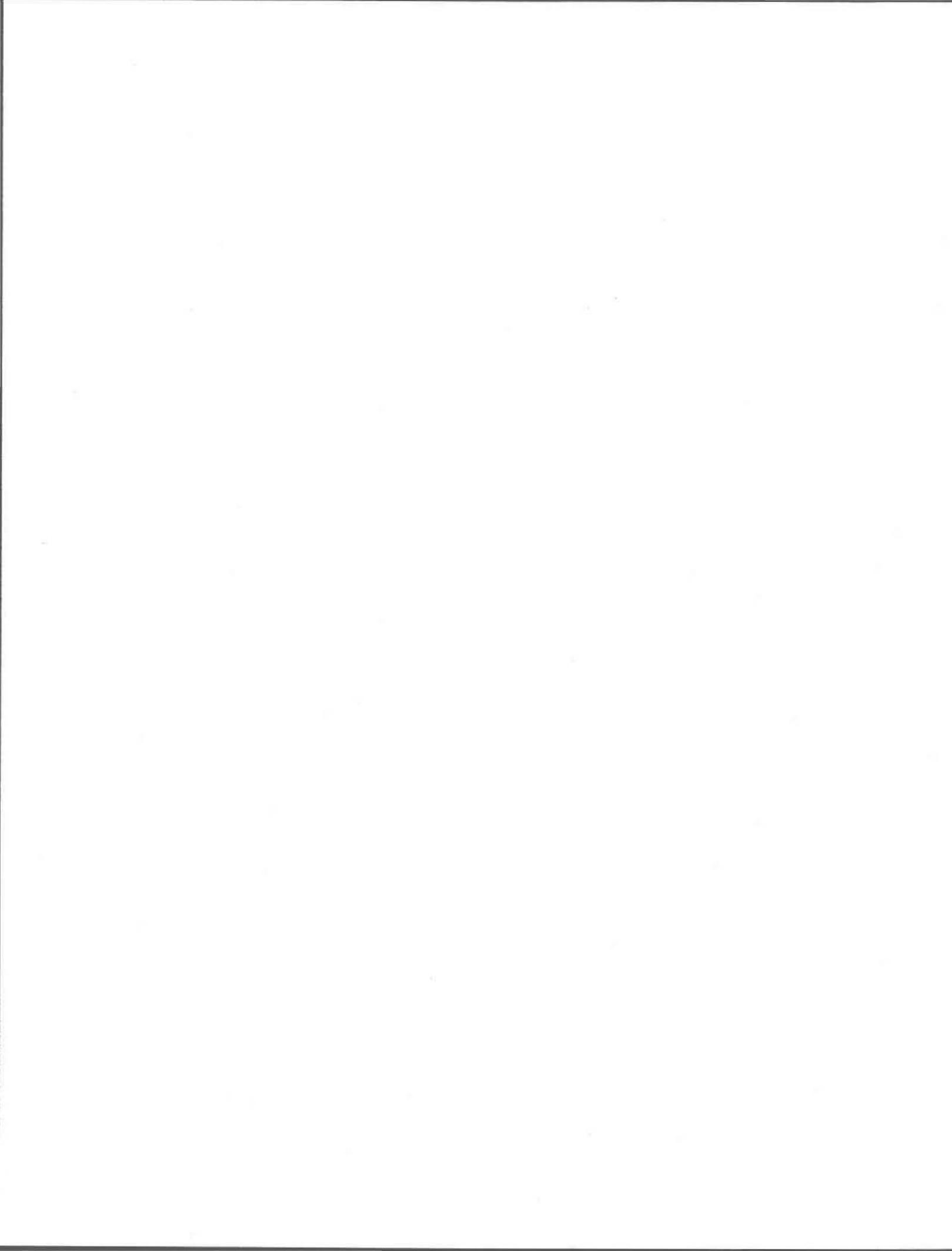


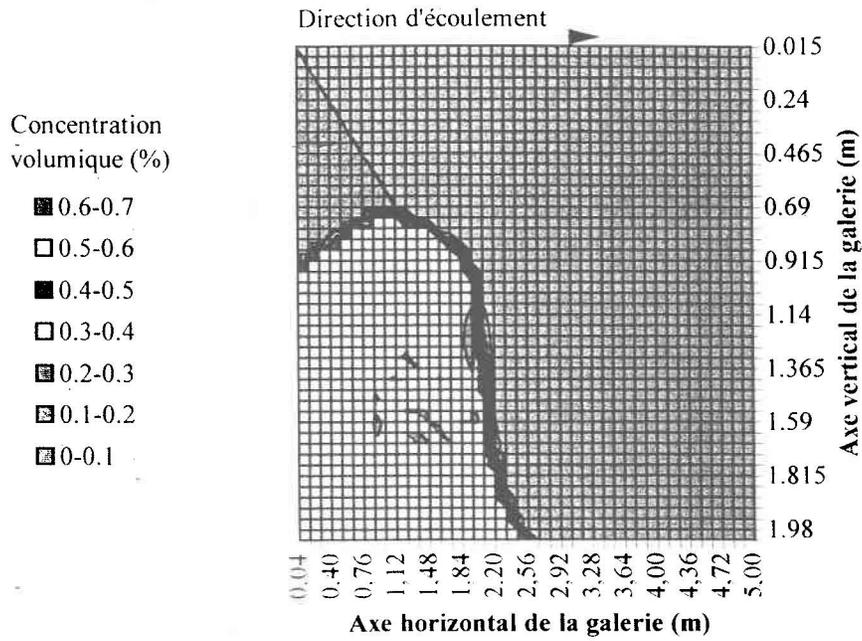
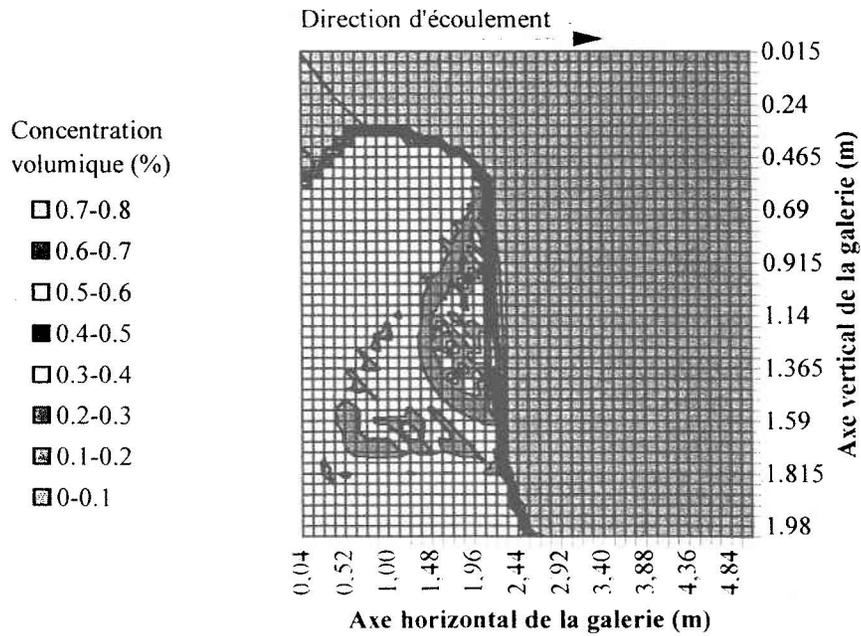
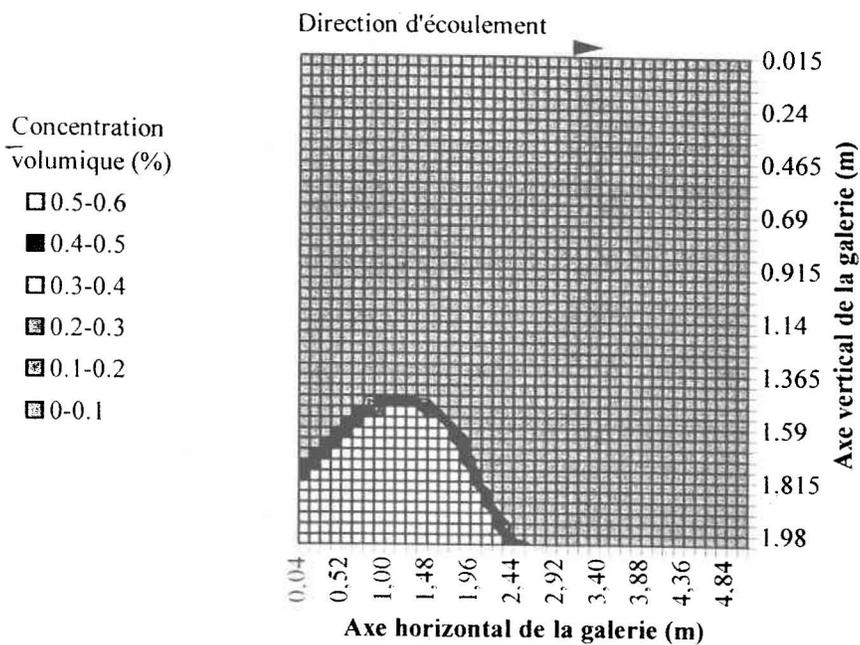
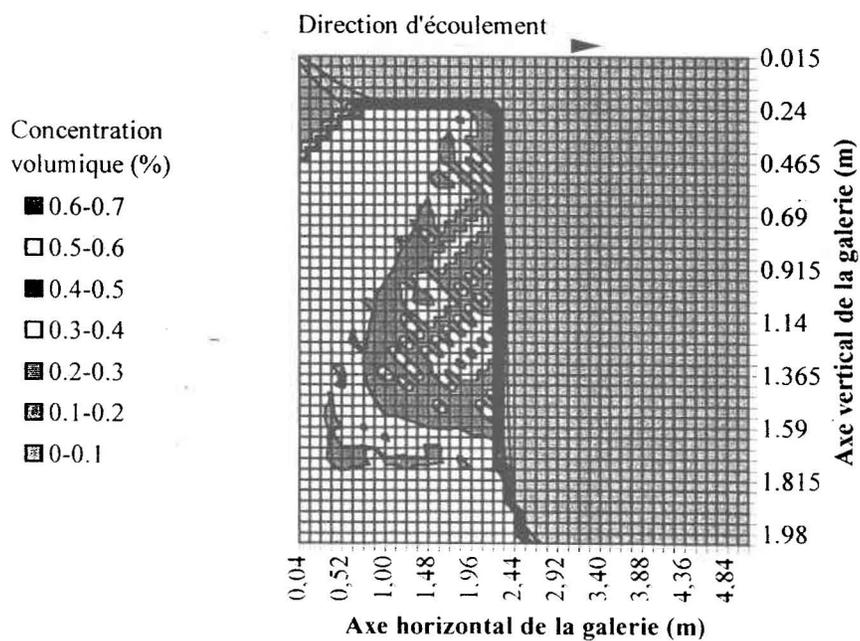
Figure 14. Profil de sédimentation,  $\rho_p=2700 \text{ kg/m}^3$ Figure 15. Profil de sédimentation,  $\rho_p=3800 \text{ kg/m}^3$ 



Figure 16. Profil de sédimentation,  $C_v=10\%$ Figure 17. Profil de sédimentation,  $C_v=25\%$ 

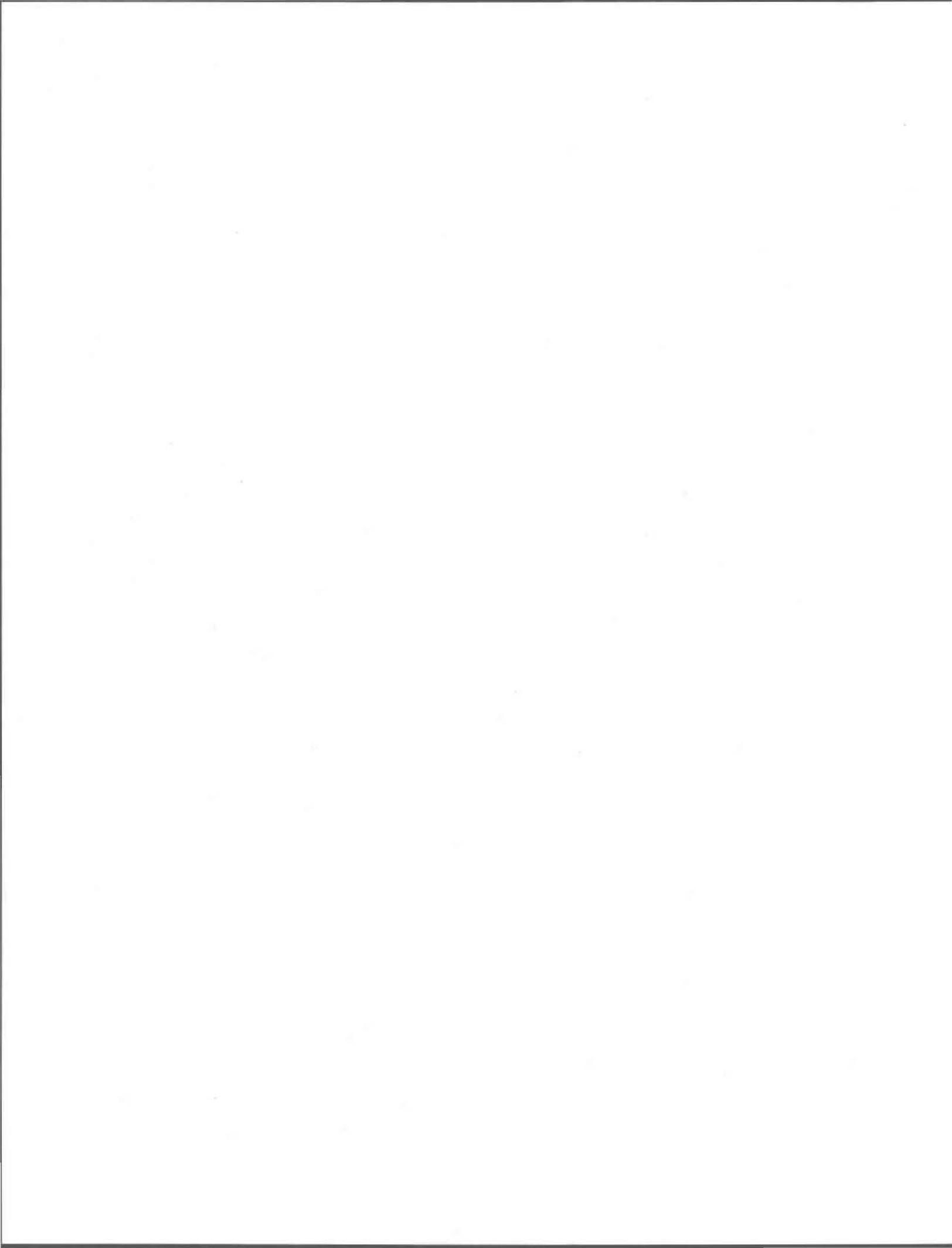


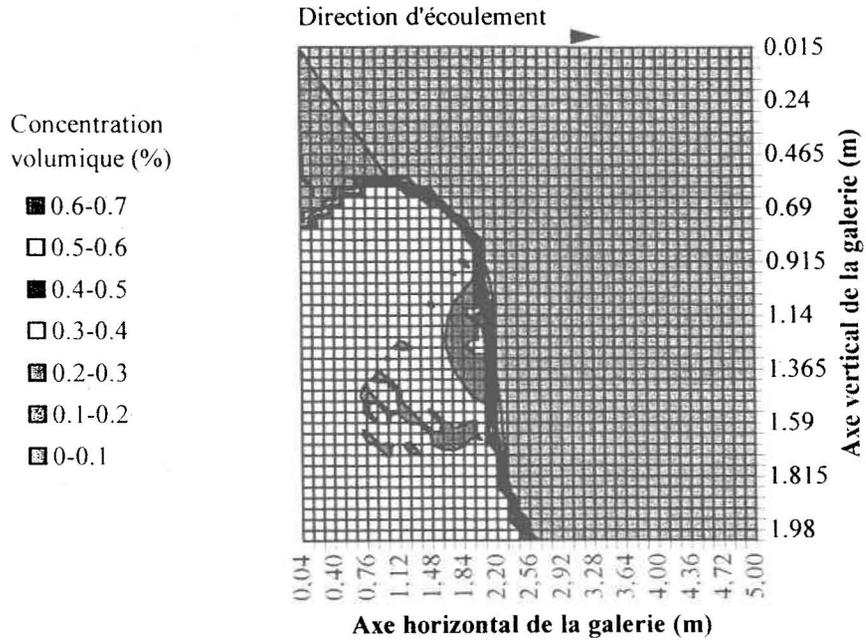
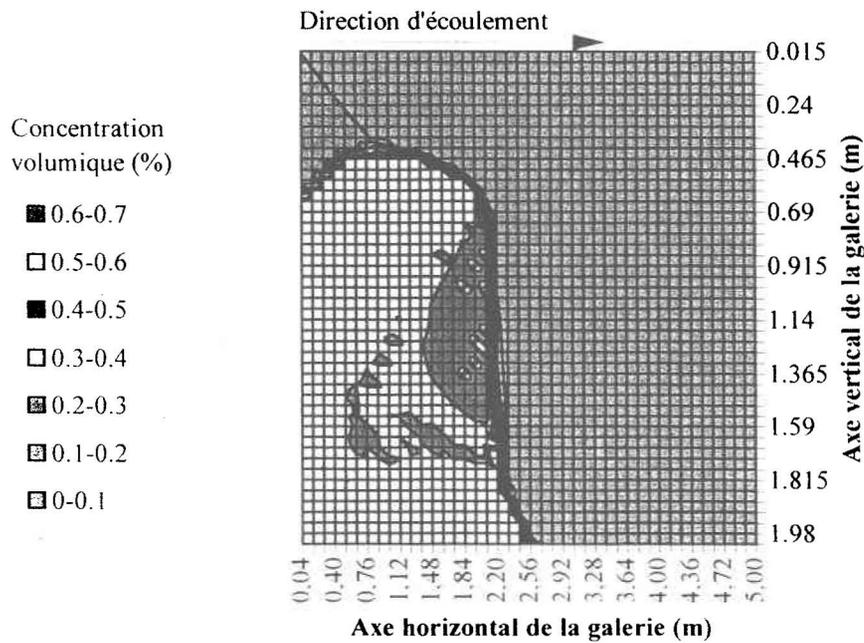
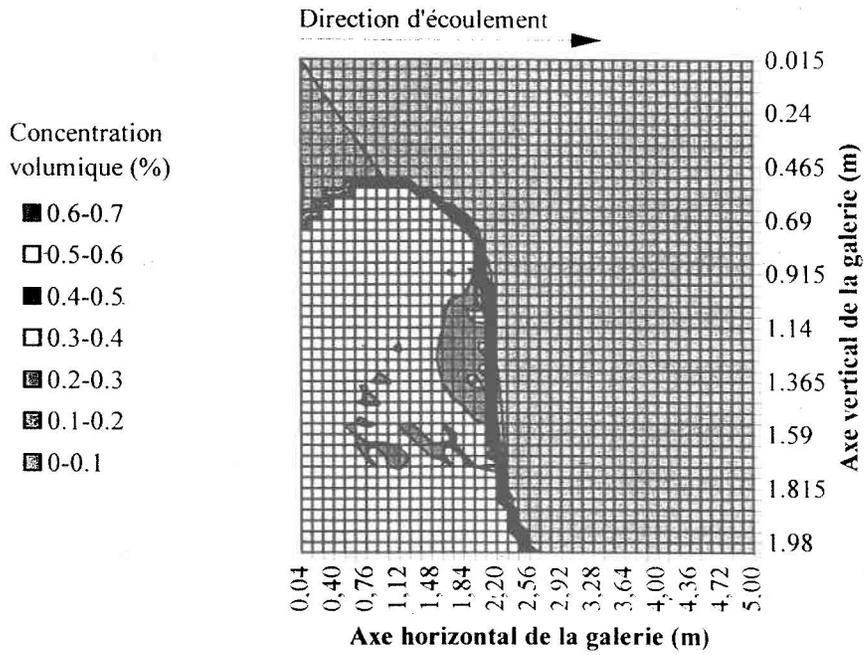
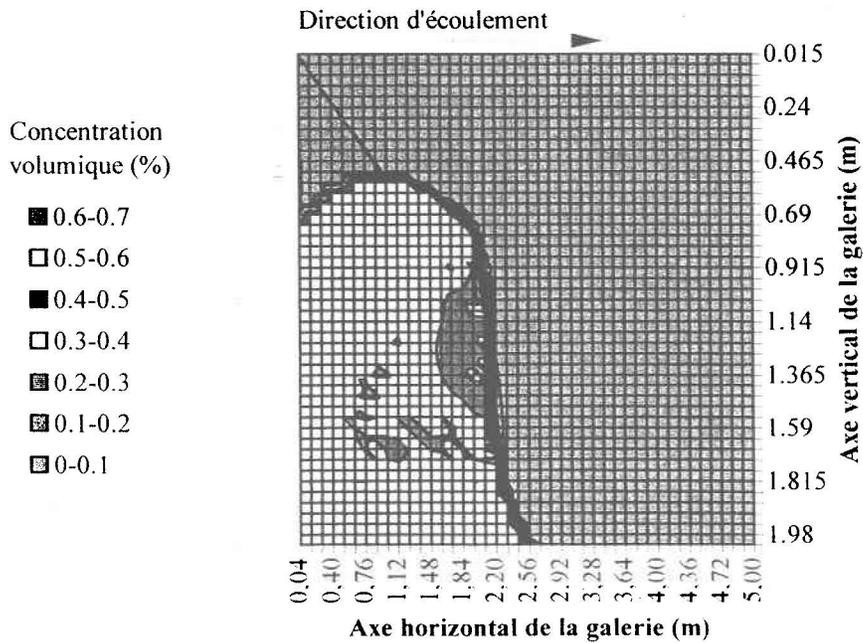
Figure 18. Profil de sédimentation,  $\mu=0,0016 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ Figure 19. Profil de sédimentation,  $\mu=0,00115 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 



Figure 20. Profil de sédimentation,  $\varepsilon/d=0$ Figure 21. Profil de sédimentation,  $\varepsilon/d=0,05$ 

### 3.2 Analyse de sensibilité

L'analyse de sensibilité du modèle numérique SEDIM a été réalisée pour six paramètres de base, c'est-à-dire la vitesse d'écoulement horizontal, la taille des particules, la densité des résidus miniers, la concentration volumique de la pulpe, la viscosité du liquide et la rugosité relative des parois. La réaction du modèle aux variations de chacun des paramètres est mesurée au moyen des coefficients de sensibilité relatifs. Par la suite, les coefficients de sensibilité relatifs moyens sont comparés afin de distinguer le degré d'importance des facteurs de sédimentation étudiés. Les résultats des Figures 9 à 21 permettent d'étudier la réaction du modèle à chacun des paramètres étudiés à l'aide des coefficients de sensibilité relatifs. Le Tableau 4 résume les paramètres étudiés et leur valeur d'entrée, les résultats du processus de sédimentation exprimés sous forme de hauteur d'accumulation des sédiments, les coefficients de sensibilité relatifs et la valeur absolue des coefficients de sensibilité relatifs moyens.

Paramètre étudié	$h_p$ (m)	$Sr$	$ Sr \text{ moyen} $	Figure
$V_x = 0,0076 \text{ m/s}$	1,58	-0,21	0,19	22
$V_x = 0,0177 \text{ m/s}$	1,355	-0,17		
$d = 0,05 \text{ mm}$	0,14	15,15	7,72	23
$d = 0,18 \text{ mm}$	1,715	0,29		
$\rho_p = 2700 \text{ kg/m}^3$	1,265	0,84	0,75	24
$\rho_p = 3800 \text{ kg/m}^3$	1,625	0,65		
$C_v = 10\%$	0,5	3,78	2,25	25
$C_v = 25\%$	1,76	0,72		
$\mu_l = 0,0016 \text{ Pa}\cdot\text{s}$	1,4	0,17	0,28	26
$\mu_l = 0,00115 \text{ Pa}\cdot\text{s}$	1,535	0,40		
$\epsilon/d = 0$	1,445	0	0	27
$\epsilon/d = 0,05$	1,445	0		

Tableau 4. Résultats de l'analyse de sensibilité.

### 3.2.1 Vitesse d'écoulement horizontal

À la Figure 22, on observe que les  $Sr$  sont inférieurs à zéro et que la courbe a une pente positive. La variation du résultat ( $\Delta f/f$ ) augmente donc plus lentement que la variation du paramètre ( $\Delta x/x$ ). Ceci signifie que plus la vitesse d'écoulement horizontal augmente, plus la hauteur d'accumulation des particules diminue à l'intérieur de la galerie au cours du processus de sédimentation. Ce résultat s'explique par le fait qu'une augmentation de la vitesse d'écoulement maintient les particules en suspension plus longtemps et leur permet de parcourir une distance plus importante avant la sédimentation.

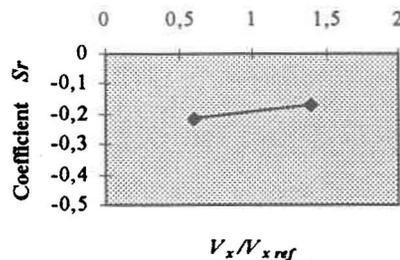
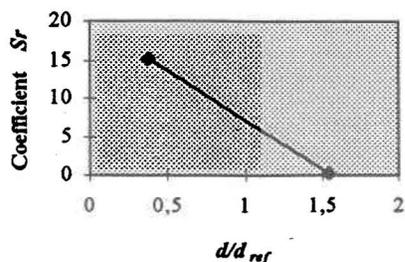


Figure 22. Effet de la variation de la vitesse d'écoulement horizontal sur le résultat du processus de sédimentation.

### 3.2.2 Granulométrie des particules

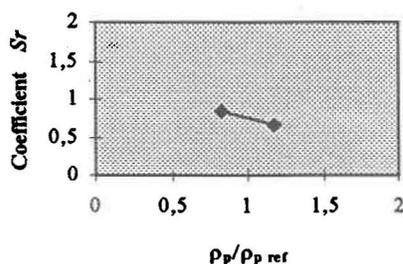
La Figure 23 présente une courbe à pente négative dont les  $Sr$  sont positifs. La variation du résultat ( $\Delta f/f$ ) augmente plus lentement que la variation du paramètre ( $\Delta x/x$ ). Ceci indique que plus la granulométrie des particules augmente, plus son influence sur la hauteur d'accumulation des particules en galerie est moindre. Ce résultat se traduit par le fait que plus les particules sont grosses, plus la valeur du coefficient de traînée diminue (Figure 3) en fonction du nombre de Reynolds de particules.



**Figure 23.** Effet de la variation de la granulométrie des particules sur le résultat du processus de sédimentation.

### 3.2.3 Densité minérale des particules

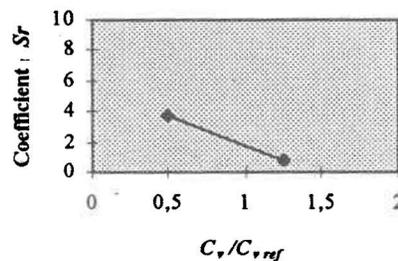
À la Figure 24, on constate que les  $Sr$  sont supérieurs à zéro et que la pente de la courbe est négative. Le rapport  $Sr = (\Delta f/f) / (\Delta x/x)$  diminue. Ceci implique que plus la densité des résidus augmente, plus son influence sur l'épaisseur du lit de sédimentation est faible. Une augmentation de la densité des particules présente un effet limité à cause de la sédimentation rapide des particules dès l'entrée dans la galerie.



**Figure 24.** Effet de la variation de la densité minérale des particules sur le résultat du processus de sédimentation.

### 3.2.4 Concentration volumique du mélange solide-liquide

La Figure 25 présente une courbe à pente négative dont les  $Sr$  sont positifs. La variation du résultat ( $\Delta f/f$ ) augmente plus lentement que la variation du paramètre ( $\Delta x/x$ ). Ceci indique que plus la concentration volumique augmente, plus son influence sur la hauteur d'accumulation des particules lors du processus de sédimentation est faible. Ce résultat se traduit par le fait que plus un mélange solide-liquide est concentré, plus la saturation du lit sédimentaire sera atteinte rapidement.



**Figure 25.** Effet de la variation de la concentration volumique du mélange solide-liquide sur le résultat du processus de sédimentation.

### 3.2.5 Viscosité du liquide

La Figure 26 illustre une droite de pente positive dont les  $Sr$  sont inférieurs à zéro. Le rapport ( $\Delta f/f$ ) augmente plus lentement que la variation du paramètre ( $\Delta x/x$ ). Une telle configuration signifie que plus la viscosité augmente, plus son influence sur l'épaisseur du lit de sédimentation est faible. Cette situation peut s'expliquer par le fait qu'à partir d'une certaine limite ( $Re_p > 1$ ), la force de gravité sur les particules prédomine sur les forces de viscosité du mélange solide-liquide. On en déduit qu'il est possible d'utiliser soit la viscosité de l'eau, soit la viscosité d'un mélange solide-liquide calculée au moyen d'une formule sans pour autant influencer de façon significative le résultat du processus de sédimentation.

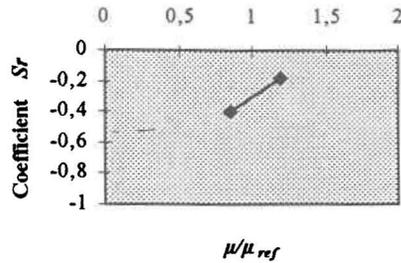


Figure 26. Effet de la variation de la viscosité du liquide sur le résultat du processus de sédimentation.

### 3.2.6 Rugosité relative des parois

La Figure 27 illustre une droite de pente nulle où  $(\Delta f/f)$  est égal à zéro. Une telle configuration signifie que la rugosité relative des parois n'influence pas de façon significative le processus de sédimentation en galerie, du moins pour la gamme de valeurs considérée dans ce mémoire, puisque  $Sr$  est toujours égal à zéro. Ce résultat peut s'expliquer par le fait que l'aspérité des parois est négligeable par rapport aux dimensions d'une galerie de mine. Toutefois, nous savons qu'il existe un lien entre le facteur de friction d'une conduite, dû à la rugosité relative des parois, à l'intérieur de laquelle circule un liquide et le facteur de friction d'une conduite à l'intérieur de laquelle circule de l'air. C'est pourquoi les études de ventilation effectuées dans les mines, lorsqu'elles sont disponibles, pourraient être une source d'information plus précise et mieux adaptée que l'abaque de Moody en ce qui a trait à la rugosité relative des parois.

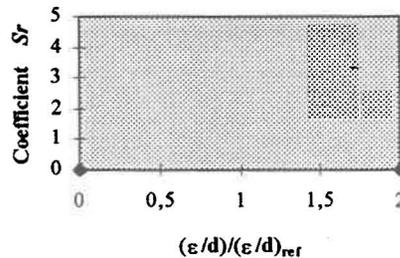
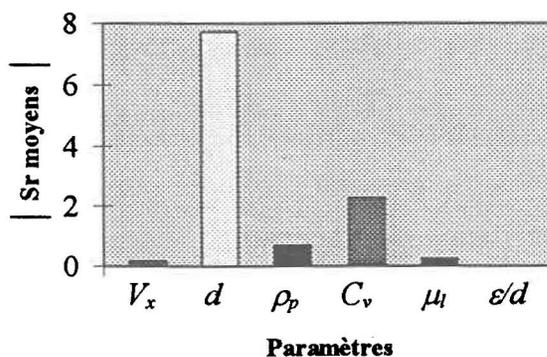


Figure 27. Effet de la variation de la rugosité relative des parois sur le résultat du processus de sédimentation.

### 3.2.7 Comparaison des coefficients de sensibilité relatifs moyens

L'utilisation des coefficients de sensibilité relatifs permet de comparer l'impact de la variation de différents paramètres sur les résultats du modèle. Pour faciliter cette comparaison et dégager l'importance relative des paramètres, nous présentons à la Figure 28 les  $Sr$  moyens en valeur absolue pour chacun des paramètres. On constate que la taille des particules est de loin le paramètre ayant la plus grande influence sur le processus de sédimentation en galerie car la valeur absolue du  $Sr$  moyen est de 7,72. Ce paramètre ainsi que les paramètres qui en découlent (telle que la vitesse de sédimentation) doivent donc être évalués avec une grande précision. La concentration volumique est le deuxième paramètre ayant une influence significative avec une valeur absolue du  $Sr$  moyen de 2,25. Finalement, la vitesse d'écoulement, la densité minérale des particules, la viscosité et la rugosité relative des parois présentent des valeurs absolues du  $Sr$  moyen de 0,19, 0,75, 0,28 et 0. Il est à noter qu'aucun ces quatre derniers paramètres ne présente un coefficient de sensibilité relatif moyen dont la valeur absolue est supérieure à un. Ceci signifie que les variations de ces paramètres entraînent des variations du processus de sédimentation proportionnellement plus faibles. C'est pourquoi il est acceptable d'évaluer ces paramètres avec une moins grande précision.



**Figure 28.** Mise en évidence de l'effet de variation des paramètres sur le résultat du processus de sédimentation.

### **3.3 Optimisation des conditions d'injection**

L'analyse de sensibilité a permis de dégager que la granulométrie des particules et la concentration du mélange solide-liquide sont les paramètres ayant le plus d'impact sur le résultat du processus de sédimentation. C'est pourquoi l'optimisation des conditions d'injection est réalisée avec ces paramètres. Pour un débit d'injection constant dans une galerie, sa section A diminuant avec l'accumulation des particules, la vitesse d'écoulement augmente jusqu'à l'atteinte de la vitesse critique. Rappelons que la vitesse critique est la vitesse d'écoulement horizontal à partir de laquelle la sédimentation des particules n'est plus possible. La vitesse critique est une fonction du diamètre des particules et de la concentration du mélange solide-liquide:

$$V_c = f(d, C_v) \quad (53)$$

Pour déterminer la vitesse critique, nous avons choisi l'équation 13 du Tableau 1 car c'est la seule qui tient compte à la fois de la granulométrie et de la concentration des particules solides. La vitesse critique doit avoir une valeur la plus élevée possible puisque, pour un débit d'injection donné, elle est proportionnelle à la hauteur critique  $h_c$  (m) de galerie laissée libre par l'accumulation des particules solides. La fonction à maximiser est donc celle de la hauteur d'écoulement non remplissable  $h_c$  exprimée par:

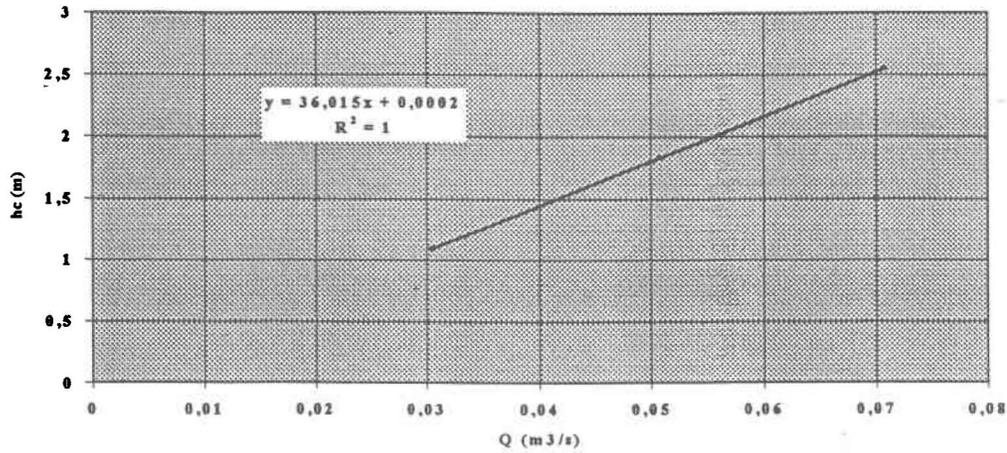
$$h_c = f(Q, V_c) \quad (54)$$

L'application à notre cas d'étude est présentée au Tableau 5 qui résume les paramètres étudiés, les résultats des calculs de la vitesse et de la hauteur critiques d'écoulement, de la hauteur critique d'accumulation des particules et enfin le pourcentage de la hauteur de la galerie disponible pour l'accumulation des particules.

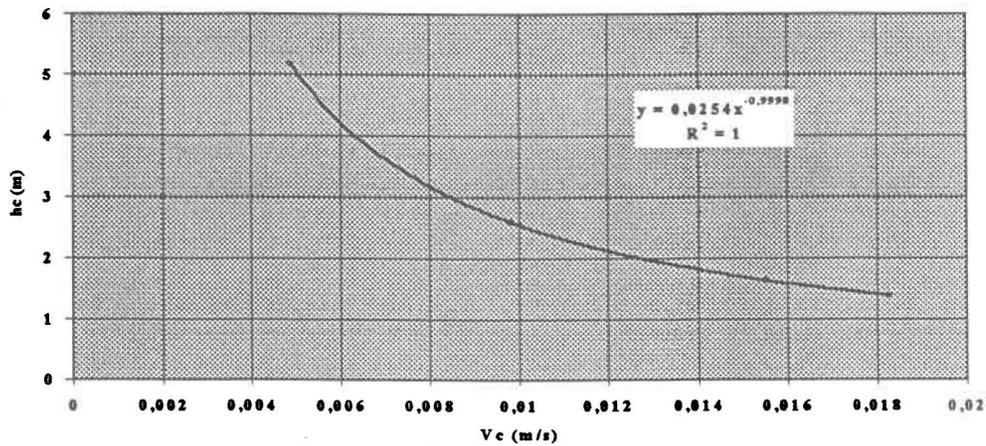
Paramètre étudié	$V_c$ (m/s)	$h_{critique}$ (m)	$h_p$ (m)	% $h$ disponible
système de référence	1,39E-02	1,83	0,17	8,5
$Q = 0,0304 \text{ m}^3/\text{s}$	1,39E-02	1,095	0,905	45,3
$Q = 0,0708 \text{ m}^3/\text{s}$	1,39E-02	2,55	0	0
$d = 0,05 \text{ mm}$	4,9E-03	5,183	0	0
$d = 0,18 \text{ mm}$	1,82E-02	1,392	0,608	30,4
$\rho_p = 2700 \text{ kg/m}^3$	1,14E-02	2,237	0	0
$\rho_p = 3800 \text{ kg/m}^3$	1,63E-02	1,562	0,438	21,9
$C_v = 10\%$	9,82E-03	2,588	0	0
$C_v = 25\%$	1,55E-02	1,637	0,363	18,2
$\mu_l = 0,0016 \text{ Pa}\cdot\text{s}$	1,34E-02	1,902	0,098	4,9
$\mu_l = 0,00115 \text{ Pa}\cdot\text{s}$	1,44E-02	1,765	0,235	11,8
$\varepsilon/d = 0$	1,39E-02	1,83	0,17	8,5
$\varepsilon/d = 0,05$	1,39E-02	1,83	0,17	8,5

Tableau 5. Résultats de l'efficacité du remplissage de la galerie.

Puisque la hauteur critique est une fonction du débit d'injection et de la vitesse critique, nous avons effectué la mise en graphique de la hauteur critique en fonction du débit d'injection lorsque la vitesse critique est constante ( $V_c = 1,39\text{E-}02 \text{ m/s}$ ), ainsi que la mise en graphique de la hauteur critique en fonction de la vitesse critique lorsque le débit d'injection est constant ( $Q = 5,08\text{E-}02 \text{ m}^3/\text{s}$ ). La Figure 29 montre que la relation entre la hauteur critique et le débit d'injection est linéaire, tandis que la Figure 30 montre que la hauteur critique est reliée de façon inverse à la vitesse critique.



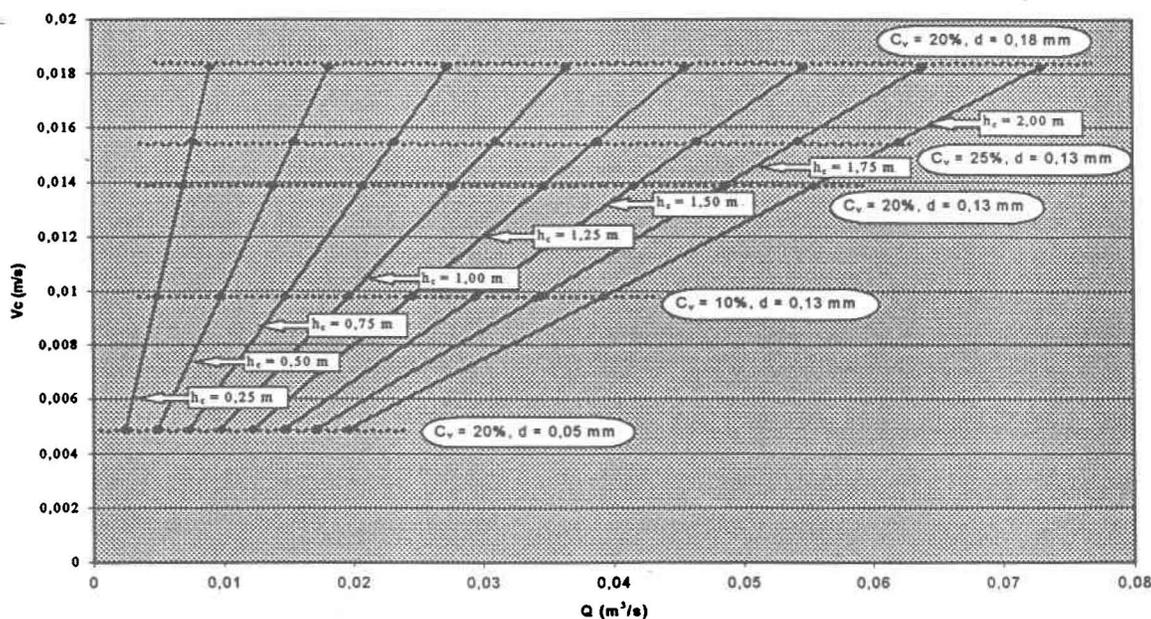
**Figure 29.** Relation entre la hauteur critique du lit de sédimentation et le du débit d'injection du mélange solide-liquide.



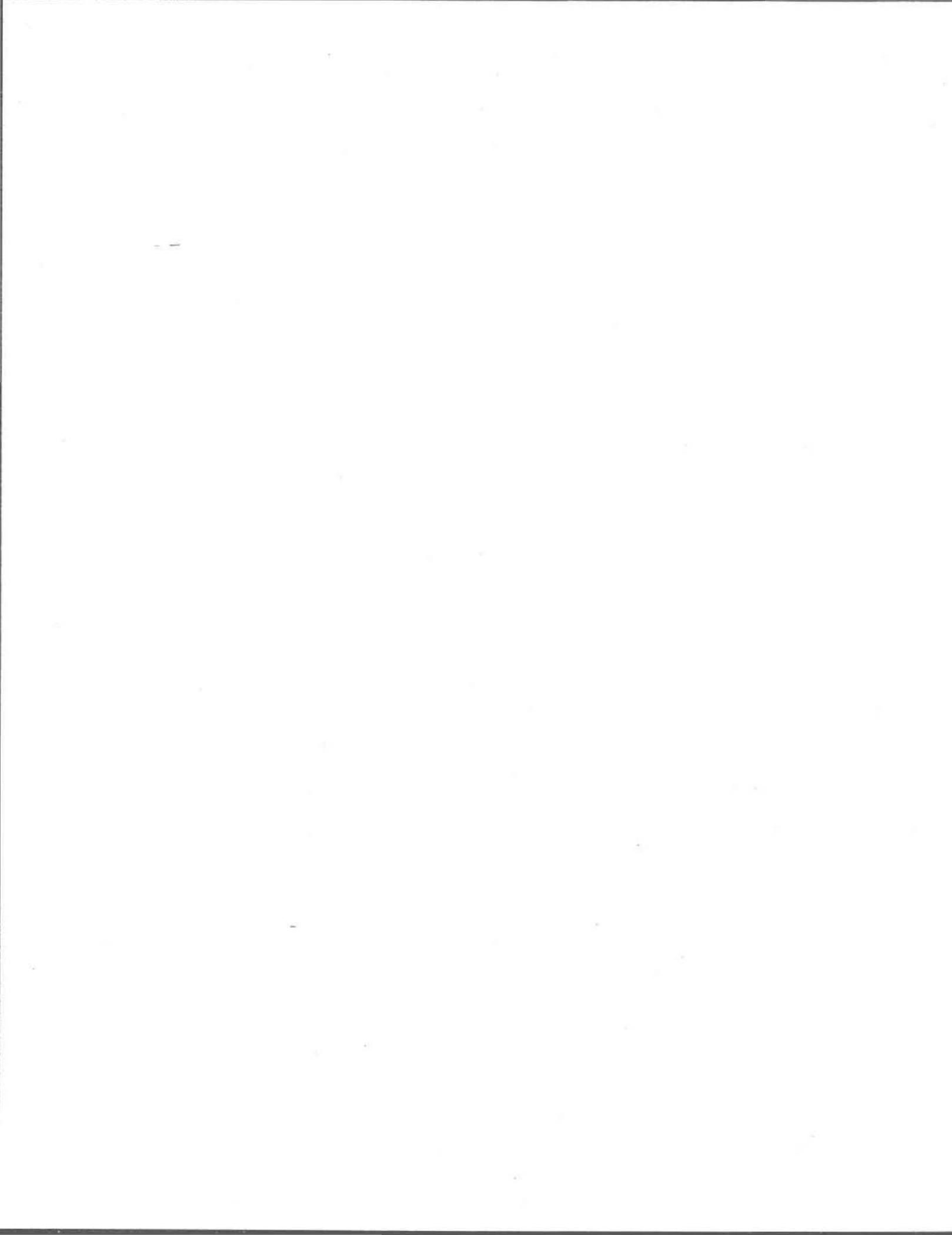
**Figure 30.** Relation entre la hauteur critique du lit de sédimentation et la vitesse critique de sédimentation.

La Figure 29 indique que la pente de la droite est égale à  $h_c/Q$  et que la hauteur critique, représentée par l'ordonnée à l'origine, tend vers zéro lorsque le débit est nul, ce qui nous permet de calculer les débits d'injection correspondant à différentes hauteurs critiques. Nous obtenons ainsi la Figure 31 exprimant la vitesse critique de sédimentation en

fonction du débit d'injection pour différentes hauteurs critiques, diamètres de particules et concentrations volumiques du mélange solide-liquide. La Figure 31 informe sur les conditions d'injection qui rendent possible la sédimentation des particules en galerie: connaissant le débit d'injection, le diamètre des particules et la concentration volumique du mélange solide-liquide, il est ainsi possible de déduire la hauteur critique, d'où la hauteur de remplissage maximale connaissant la hauteur de la galerie. En ce qui a trait à la distance du remplissage à l'intérieur de la galerie, on suppose que dès que la vitesse critique est atteinte à l'entrée de la galerie, les particules sont transportées en aval du lit sédimentaire où la hauteur critique d'écoulement n'est pas atteinte.



**Figure 31.** Relation entre la vitesse critique de sédimentation et le débit d'injection pour différentes hauteurs critiques, granulométries de particules et concentrations volumiques du mélange solide-liquide.



## CONCLUSION

Ce travail a visé à l'identification des paramètres ayant le plus d'impact sur l'écoulement d'un mélange solide-liquide composé de résidus miniers et d'eau ainsi que sur la sédimentation des particules composant ce mélange solide-liquide. Nos efforts de recherche ont été concentré sur l'écoulement et la sédimentation d'un mélange solide-liquide au comportement rhéologique newtonien, ce qui limite le champ d'étude aux boues. Nous avons construit et utilisé un modèle numérique de simulation de l'équation du transport en différences finies. Bien que des résultats de simulation ne peuvent être qu'imparfaits, car la modélisation mathématique est une représentation abstraite et simplifiée de la réalité, la mise au point et l'utilisation du modèle numérique ont permis de dégager ces paramètres.

Nous avons modélisé l'équation du transport en différences finies avec un schéma amont. Tel que présenté au chapitre 1 de ce mémoire, il existe de nombreuses équations pour calculer la valeur des paramètres  $V_x$ ,  $V_0$  et  $D$  de l'équation du transport. Cependant, nous avons cherché à simplifier le plus possible la représentation du processus d'injection et de sédimentation dans le but de faire ressortir l'influence et l'importance relative des paramètres de base: vitesse d'écoulement horizontal, taille des particules, densité des résidus miniers, concentration volumique de la pulpe, viscosité du liquide et rugosité relative des parois.

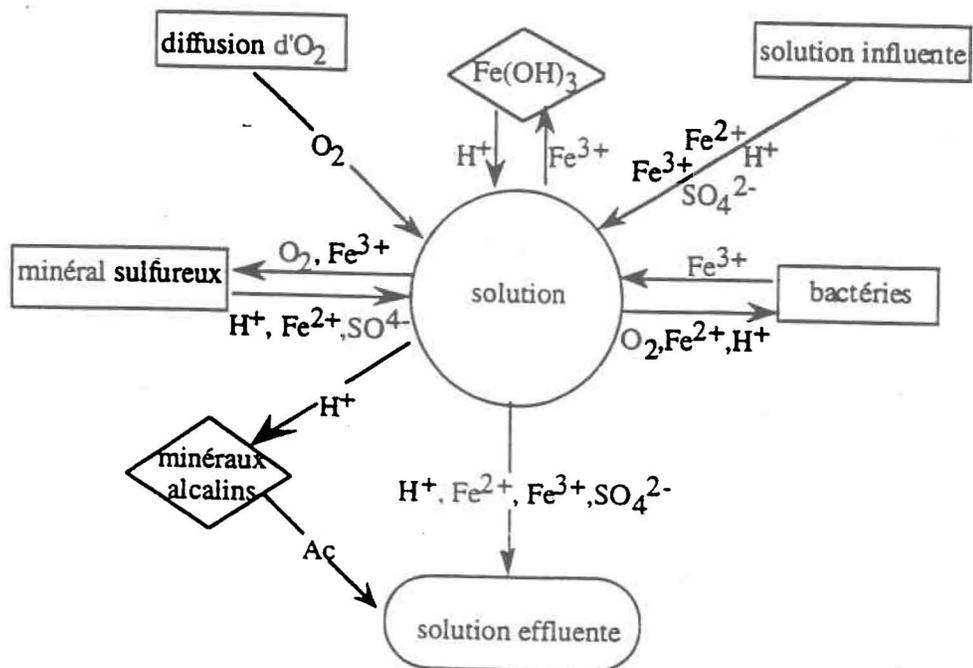
L'analyse de sensibilité a permis d'identifier que la granulométrie des particules et la concentration volumique d'un mélange solide-liquide sont les paramètres ayant la plus grande influence sur le processus d'injection et de sédimentation des résidus miniers. Cette constatation montre qu'il est nécessaire de porter une attention particulière dans le modèle en ce qui a trait à l'effet des concentrations sur la vitesse de sédimentation et sur le

coefficient de diffusion. Il serait également pertinent d'évaluer l'influence des différences de diffusion entre les phases solides et liquides et de l'amortissement de la turbulence par les solides. L'analyse de sensibilité a également permis d'identifier les paramètres qui ont moins d'impact et sur lesquels il est possible d'effectuer certaines simplifications, telle que la viscosité du liquide porteur versus celle du mélange solide-liquide.

Finalement, nous avons déterminé les conditions d'injection optimales en maximisant la fonction de la hauteur critique exprimée en fonction du débit d'injection de la pulpe et de la vitesse critique de sédimentation des particules. La vitesse critique a été obtenue au moyen de l'équation exprimée par Zandi et Govatos (1967) et modifiée par Babcock (1971) en raison du fait qu'elle prend en compte la taille et la concentration des particules solides. L'optimisation de la fonction de la hauteur critique a été présentée sous forme de graphique (Figure 31) illustrant la relation de la vitesse critique de sédimentation en fonction du débit d'injection de la pulpe. Tel que nous pouvions le supposer, la vitesse et la hauteur critiques de sédimentation des particules sont atteintes plus rapidement, pour un débit d'injection et une section de galerie définies, lorsque le diamètre des particules et la concentration volumique du mélange solide-liquide sont faibles que lorsque les valeurs des mêmes paramètres sont élevés.

## **APPENDICE A**

**Modèle conceptuel du drainage minier acide**

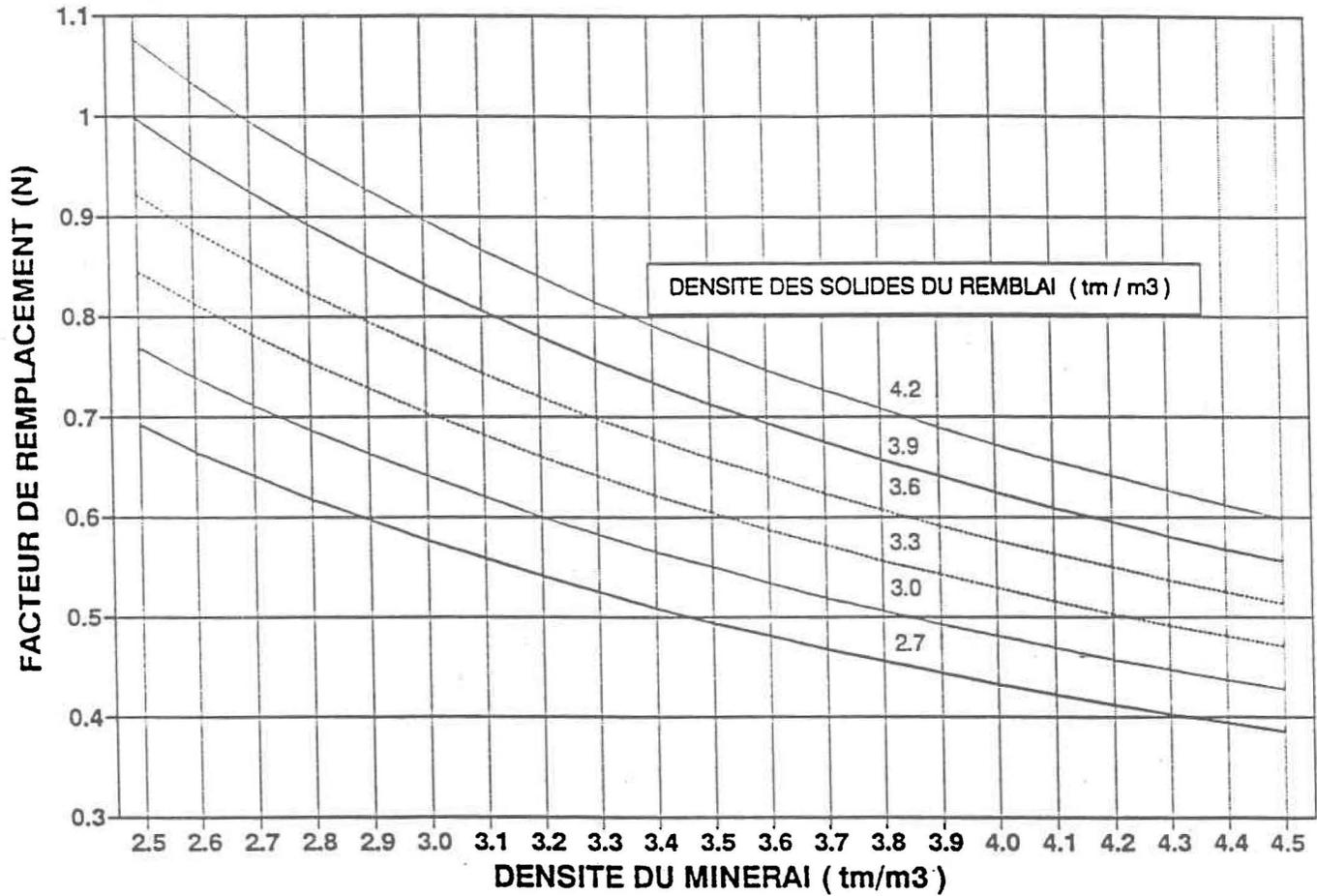


Modèle conceptuel du drainage minier acide (selon Janes *et al.*, 1984).

## **APPENDICE B**

**Facteur de remplacement moyen  
pour des résidus miniers**

**FACTEUR DE REMPLACEMENT MOYEN (R. HYD.)**  
**RESIDUS ou SABLE (tm) = MINERAL (tm)x(N)**

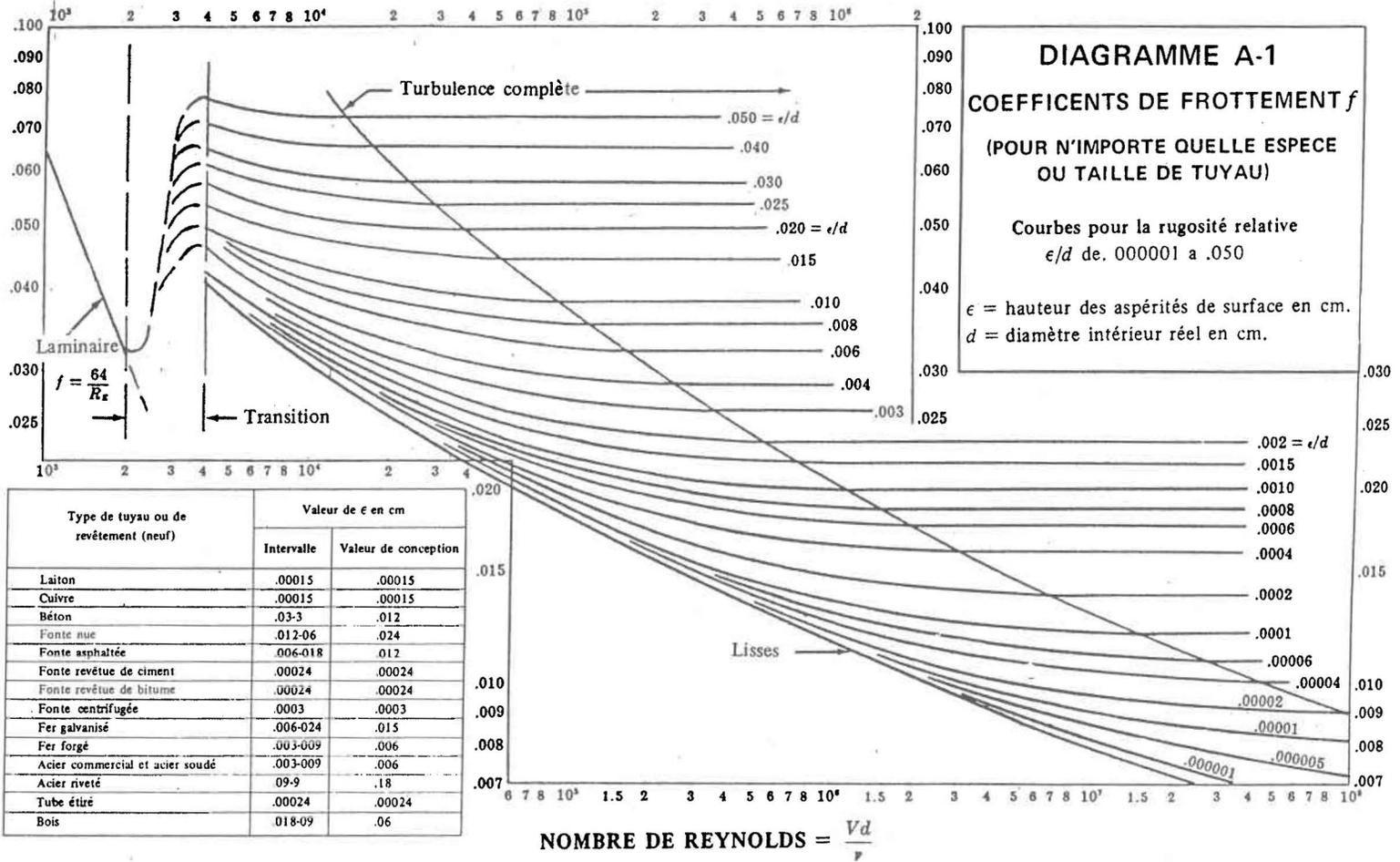


(tiré de Hassani et Bois, 1991)

## **APPENDICE C**

**Abaque de Moody**

COEFFICIENT DE FROTTEMENT  $f$



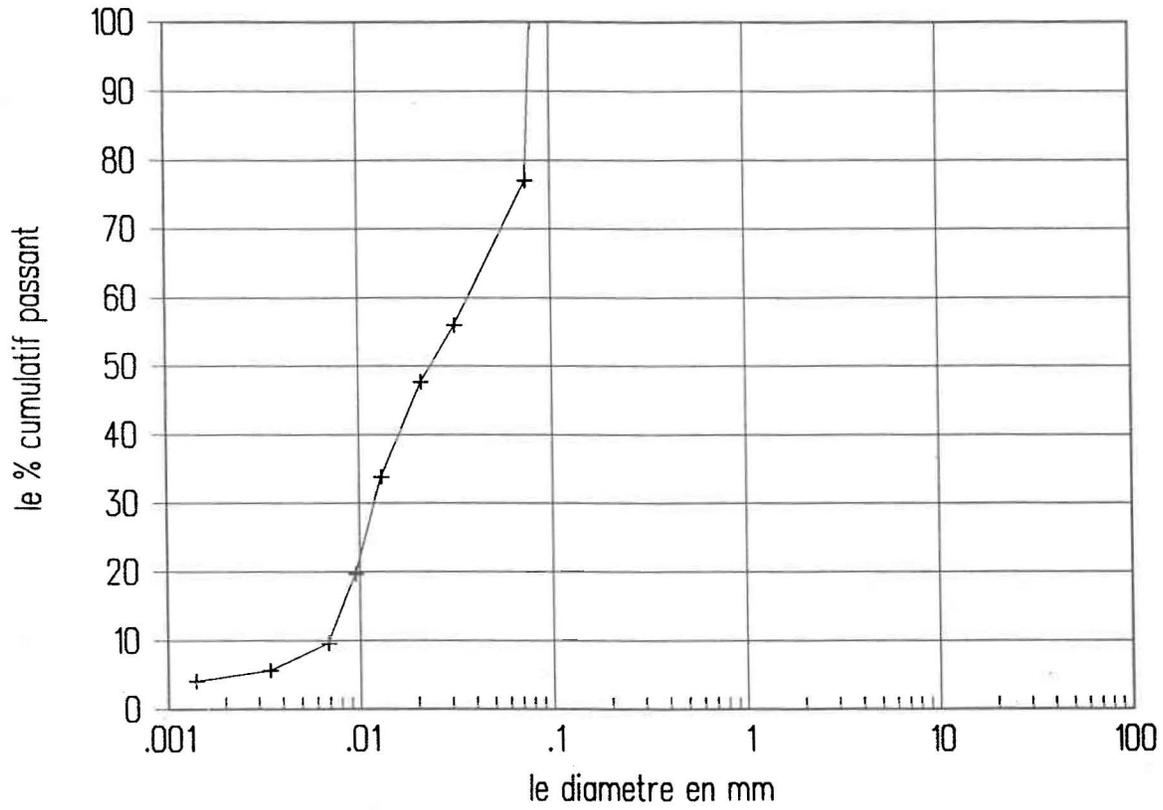
(tiré de Giles, 1991)

## **APPENDICE D**

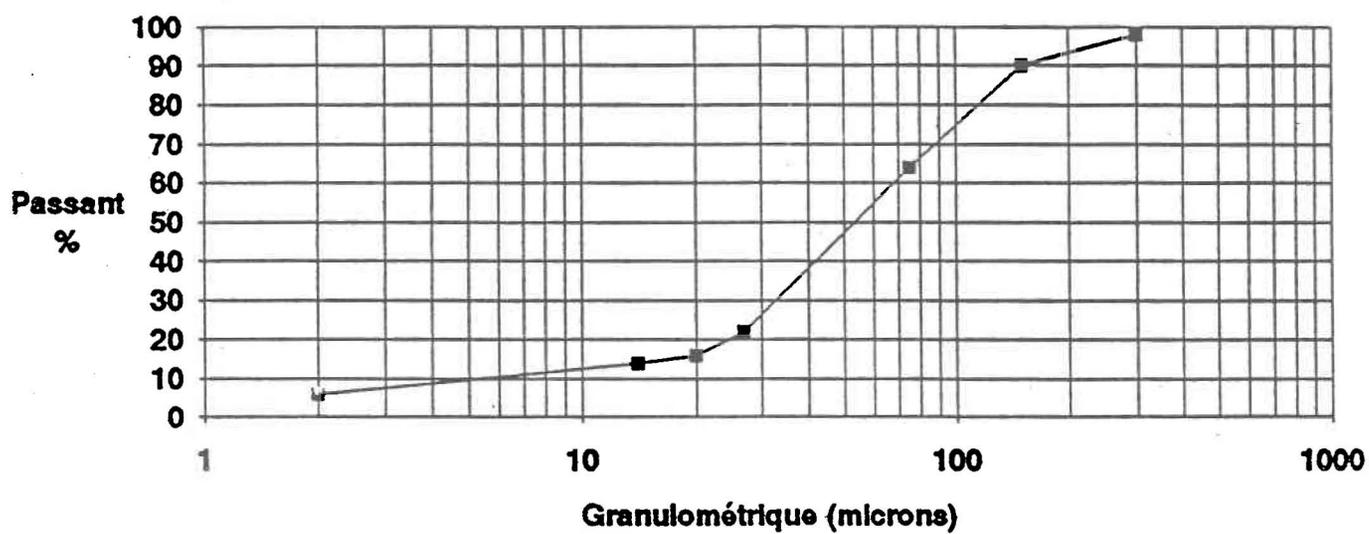
**Courbe granulométrique des résidus de la mine Manitou**

**Courbe granulométrique des résidus de la mine Mobrún**

## essai de sedimentation

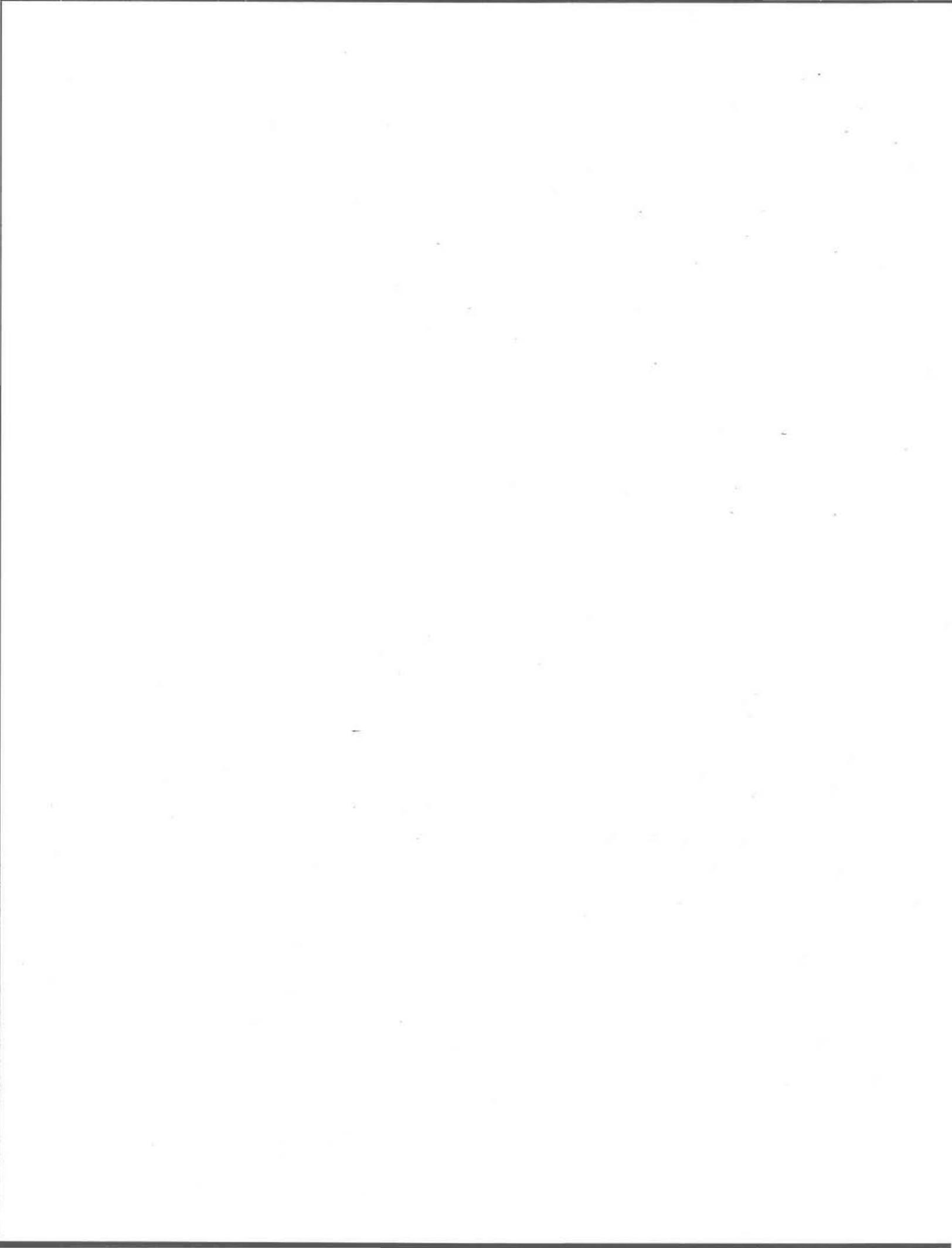


Distribution granulométrique des résidus miniers  
usine de concentration Manitou

**Nouveaux échantillons 1 (Jan 1991)**

Distribution granulométrique des résidus miniers  
mine Mobrun

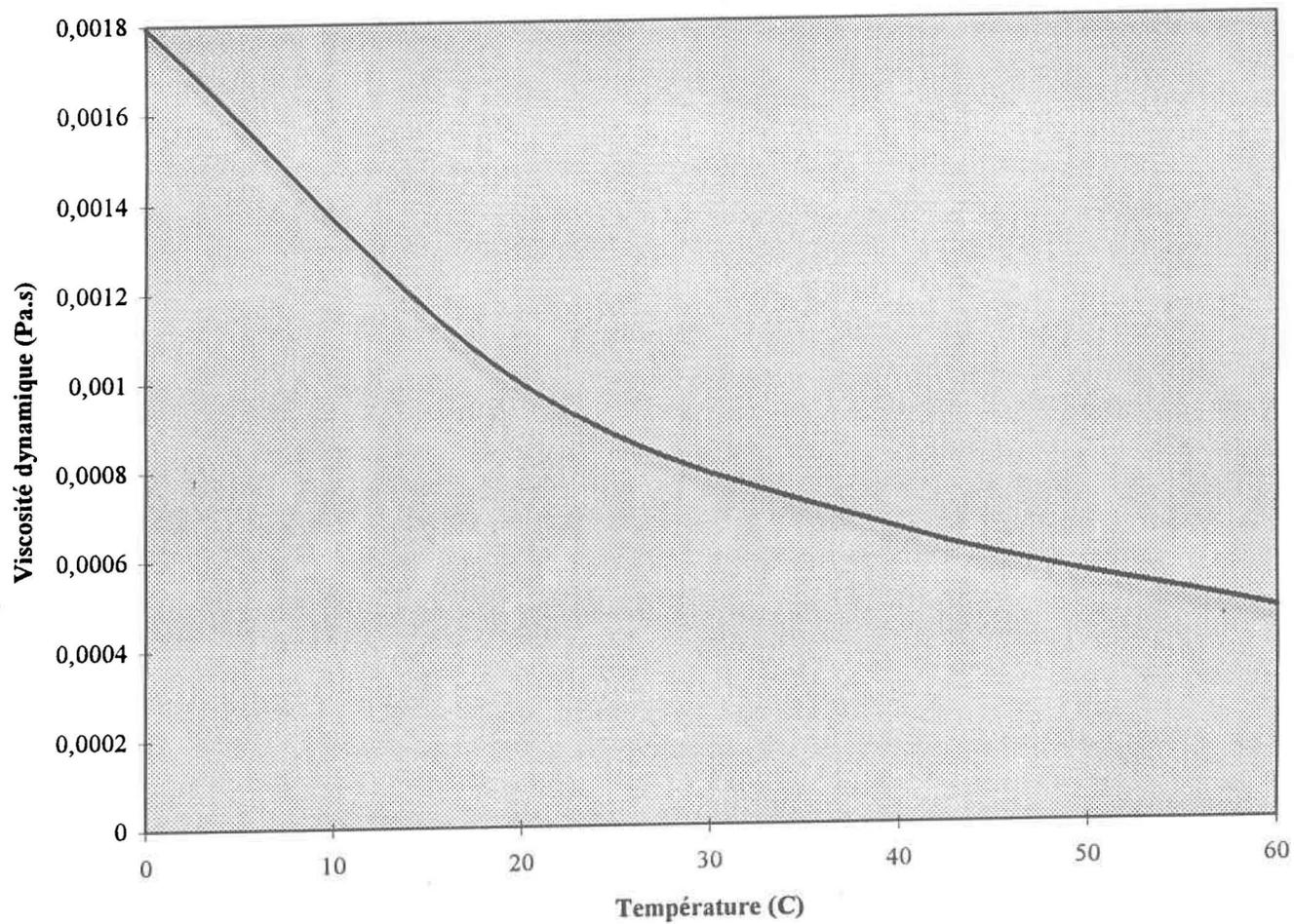
(tiré de Hassani et Bois, 1991)



## **APPENDICE E**

**Viscosité de l'eau en fonction de la température**

**Viscosité dynamique de l'eau à différentes températures  
(d'après des données de Welty *et al.* (1984))**



## **APPENDICE F**

**Détails de calcul**

T = 5°C  
 $\mu$  (Pa.s) = 0,0016

d (m)	$\rho_p$ (kg/m <sup>3</sup> )	Vo (Stokes)	Re <sub>p</sub>	Vo (Allen)	Re <sub>p</sub>	Vo (Newton)	Re <sub>p</sub>
0,00013	3250	1,30E-02	1,05E+00	<b>1,96E-02</b>	<b>1,59E+00</b>	9,32E-02	7,57E+00

T = 10°C  
 $\mu$  (Pa.s) = 0,00135

d (m)	$\rho_p$ (kg/m <sup>3</sup> )	Vo (Stokes)	Re <sub>p</sub>	Vo (Allen)	Re <sub>p</sub>	Vo (Newton)	Re <sub>p</sub>
0,00005	3250	<b>2,27E-03</b>	<b>8,41E-02</b>	6,83E-03	2,53E-01	5,78E-02	2,14E+00
0,00013	3250	1,54E-02	1,48E+00	<b>2,11E-02</b>	<b>2,03E+00</b>	9,32E-02	8,98E+00
0,00018	3251	2,94E-02	3,93E+00	<b>3,10E-02</b>	<b>4,13E+00</b>	1,10E-01	1,46E+01

T = 15°C  
 $\mu$  (Pa.s) = 0,00115

d (m)	$\rho_p$ (kg/m <sup>3</sup> )	Vo (Stokes)	Re <sub>p</sub>	Vo (Allen)	Re <sub>p</sub>	Vo (Newton)	Re <sub>p</sub>
0,00013	3250	1,80E-02	2,04E+00	<b>2,27E-02</b>	<b>2,56E+00</b>	9,32E-02	1,05E+01

T (°C)	$\mu$ (Pa.s)	$V_x$ (m/s)	Re	f		
				$\varepsilon/d = 0$	$\varepsilon/d = 0,025$	$\varepsilon/d = 0,050$
10	0,00135	0,0076	11259		0,0560	
5	0,0016	0,0127	15875		0,0549	
10	0,00135	0,0127	18815	0,0262	0,0546	0,0724
15	0,00115	0,0127	22087		0,0543	
10	0,00135	0,0177	26222		0,0540	

	$u^*$ (m/s)	D			
	$u^* = V_x (f/2)^{0,5}$			$(m^2/s)$	
0,0015	0,0013 0,0021 0,0021 0,0021 0,0029	0,0024	1,94E-04	1,70E-04 2,81E-04 2,80E-04 2,79E-04 3,88E-04	3,22E-04

no figure no simulation	10 1	18 2	20 3	12 4	14 5	9 6
<b>Vx</b>	0,0076	0,0127	0,0127	0,0127	0,0127	0,0127
<b>Vo</b>	2,11E-02	1,96E-02	2,11E-02	2,27E-03	1,72E-02	2,11E-02
<b>D</b>	1,70E-04	2,81E-04	1,94E-04	2,80E-04	2,80E-04	2,80E-04
<b>Peclet</b>						
$\Delta x$	0,045	0,044	0,031	0,044	0,044	0,044
$\Delta y$	0,016	0,029	0,018	0,247	0,033	0,027
<b>Courant</b>						
$\Delta t$ (avec $\Delta X$ )	5,886	3,484	2,406	3,472	3,472	3,472
$\Delta t$ (avec $\Delta X$ )	278,978	177,776	114,010	1529,518	201,861	164,550
<b>Neuman</b>						
$\Delta t$ (avec $\Delta X$ et $\Delta y$ )	6,650	4,95E+00	3,277	112,149	5,365	4,73E+00

no figure no simulation	15 7	13 8	21 9	19 10	11 11	17 12	16 13
<b>Vx</b>	0,0127	0,0127	0,0127	0,0127	0,0177	0,0127	0,0127
<b>Vo</b>	2,47E-02	3,10E-02	2,11E-02	2,27E-02	2,11E-02	2,11E-02	2,11E-02
<b>D</b>	2,80E-04	2,80E-04	3,22E-04	2,79E-04	3,88E-04	2,80E-04	2,80E-04
<b>Peclet</b>							
$\Delta x$	0,044	0,044	0,051	0,044	0,044	0,044	0,044
$\Delta y$	0,023	0,018	0,031	0,025	0,037	0,027	0,027
<b>Courant</b>							
$\Delta t$ (avec $\Delta X$ )	3,472	3,472	3,993	3,460	2,477	3,472	3,472
$\Delta t$ (avec $\Delta X$ )	140,567	112,000	189,233	152,406	117,390	164,550	164,550
<b>Neuman</b>							
$\Delta t$ (avec $\Delta X$ et $\Delta y$ )	4,390	4,055	5,44E+00	4,542	4,220	4,730	4,730

## LISTE DES RÉFÉRENCES

ALLEN, H. S. 1900. Phil. Mag., vol, 50, p. 323.

AMYOT, G. ET S. VÉZINA. 1996. «L'inondation: solution efficace au drainage minier acide du parc Solbec». In Colloque sur le programme de neutralisation des eaux de drainage dans l'environnement minier (Rouyn-Noranda, 29 et 30 octobre 1996). Université du Québec, vol. 2, p.65-87.

AUBERTIN, M., M. AACHIB, B. BUSSIÈRE ET R.P. CHAPUIS. 1996. « Recouvrement multicouches avec effets de barrière capillaire pour contrôler le drainage minier acide: études en laboratoire et *in situ* ». In Colloque sur le programme de neutralisation des eaux de drainage dans l'environnement minier (Rouyn-Noranda, 29 et 30 octobre 1996). Université du Québec, vol. 1, p.1-20.

BABCOCK, H.A. 1971. «Heterogeneous flow of heterogeneous solids». In I. Zandi, (éd.). Advances in solid-liquid flow in pipes and its application. Toronto: Pergamon Press, 1971, p. 125-148.

BAIN, A.G. et S.T. BONNINGTON. 1970. The hydraulic transport of solids by pipeline. Toronto:Pergamon Press, 251 p.

BANTON, O. 1996. Modélisation mathématique, p.221-237. À publier.

BROWN, G.G. ET ASSOCIÉS. 1950. Unit operation. New York: John Wiley & Sons.

BRUMMER, R. et A. MOSS. 1991. « Paste: The fill of the future? (Part I) ». Canadian Mining Journal, novembre-décembre, p 31-35.

- BRUMMER, R., K. AREF ET A. MOSS. 1992.** « Paste: The fill of the future? (Part II) ». Canadian Mining Journal, avril, p 39-43.
- CHANG, F.M. et D.L. RICHARDS. 1971.** « Deposition of sediment in transient flow ». Journal of Hydraulics Division, ASCE, vol. 97, no. 6, p 837-849.
- CHARLES, M.E. ET G.S. STEVENS. 1972.** « The pipeline flow of slurries - transition velocities ». *In* 2nd International conference of hydraulic transport of solids in pipe (Cranfield, Grande-Bretagne, septembre 1972). Cranfield: B.H.R.A. Fluid Engineering Center, article E3.
- DE KOROMPAY, V. 1974.** Review of Hydraulic Transportation System for Mine Backfill. Divisional Report 74/118, Département de l'énergie, mines et ressources du Canada, Ottawa.
- DURAND, R. 1953.** « Basic relationships of the transportation of solids in pipes - Experimental research ». *In* International Association for Hydraulic Research (Minneapolis, Minnesota, 1er au 4 septembre 1953). p.89-103.
- FRANCOEUR, L.-G. 1993.** « Les mines vertes, recyclage des déchets miniers: les chercheurs ont trouvé un filon ». Le Devoir (Montréal), 28 avril, p. B-1 et B-2.
- GERALD, C.F. ET P.O. WHEATLEY. 1989.** Applied numerical analysis. 4ième édition. New york: Addison-Wesley Publishing company, 679 p.
- GIGNAC, C. 1996.** « Qualité des effluents des sites miniers acides après restauration ». *In* Colloque sur le programme de neutralisation des eaux de drainage dans l'environnement minier (Rouyn-Noranda, 29 et 30 octobre 1996). Université du Québec, vol. 2, p.283-296.

**GILES, R.V. 1991.** Mécanique des fluides et hydraulique. 14ième édition. Traduit de l'anglais par M. Lobenberg. Toronto: McGraw-Hill, 272 p.

**GOVIER, G.W. et K. AZIZ. 1972.** The flow of complex mixtures in pipes. Toronto: Van Nostrand Reinhold Company, 792 p.

**GOVIER, G.W. ET M.E. CHARLES. 1961.** « The hydraulics of the pipeline flow of solid-liquid mixtures ». The Engineering Journal, août 1961, p. 50-57.

**HASSANI, F.P. et D. BOIS. 1991.** Le remblayage des mines souterraines du Québec. Entente auxiliaire Canada-Québec sur le développement minéral 1985-1991. vol. 1 et 2.

**JANES D.B., A.S. ROGOWSKI ET H.B. PIONKE. 1984.** « Acide mine drainage reclaimed coal strip mines. Model Description ». Water Resources Research, vol. 20, no. 2, p.233-242.

**LANDRIAULT, D. 1992.** « Inco's backfill experience ». Canadian Mining Journal, octobre, pp39-46.

**LANDRIAULT, D. et W. LIDKEA. 1993.** « Paste fill and high density slurry backfill ». Mines Research, Inco limited, Ontario Division.

**LEWIS, W.K., E.R. GILLILAND ET W.C. BAUER. 1949.** « Characteristics of fluidized particles ». Ind. Eng. Chem., vol. 41, p.1104-1117.

**MANDERSLOOT, W. G. B., K. J. SCOTT ET C. P. GEYER. 1986.** « Sedimentation in the hindered settling regime ». *In* H. S. Muralidhara, (éd.). Advances in solid-liquid separation. Columbus, Ohio: Battelle Press, 1986, 485 p.

MARCOTTE, R. 1996. « Bilan et prospective quant à la restauration des aires d'accumulation de résidus miniers acides au Québec ». *In Colloque sur le programme de neutralisation des eaux de drainage dans l'environnement minier* (Rouyn-Noranda, 29 et 30 octobre 1996). Université du Québec, vol. 2, p.297-310.

MAUDE, A.D. ET R.L. WHITMORE. 1958. « A generalized theory of sedimentation ». *Brit. J. Appl. Phys.*, vol.9, p.477-482.

MCCUEN, R.H. 1973 « The role of sensibility analysis in hydrologic modeling ». *J. Hydrol.*, vol. 18, p. 37-53.

MIDOUX, N. 1985. *Mécanique et rhéologie des fluides en génie chimique*. Paris: Technique et Documentation - Lavoisier, 513 p.

MORRIS, H.M. et J.M. WIGGERT. 1972. *Applied hydraulics in engineering*. 2ième édition. New York: John Wiley & Sons.

NEWITT, D.M., J.F. RICHARDSON, M. ABBOT ET R.B. TURTLE 1955. « Hydraulic conveying of solids in horizontal pipes ». *Transaction institution of chemical engineers*, vol. 33, p 93-113.

PROVENCHER, S. 1996. « Visite de l'usine de remblai en pâte et du parc à résidus de la mine Louvicourt ». *In* Ministère des Ressources naturelles du Québec, (éd.). *La restauration des sites miniers en Abitibi, Excursion minière 1996*.

RAUDKIVI, A.J. 1967. *Loose boundary hydraulics*. Auckland, Nouvelle-Zélande: Pergamon Press, 331 p.

RITCEY, G.M. 1989. *Tailings management, problems and solutions in the mining industry*. New York: Elsevier, p 76-78, 284-287, 880-887.

SAYRE, 1969. « Dispersion of silt particles in open channel flow ». Journal of the hydraulics Division, vol. 95, no. 3, p. 1009-1038.

SELLGREN, A. 1989. « A simulation model for efficient hydraulic fill transport ». In F.P. Hassani, M.J. Scoble et T.R. Yu, (éd.). Innovations in Mining Backfill Technology. Rotterdam: A.A. Balkema, p. 395-401.

SIVE, A.W. et J.H. LAZARUS. 1988. « Computer based mechanistic approach for modelling mixed regime slurry ». In 11th International Conference on the Hydraulic Transport of Solids in Pipes (Stratford-upon-Avon, Grande-Bretagne: 19-21 octobre 1988). Cranfield: B.H.R.A. Fluid Engineering Center.

SKELLAND, A.H.P. 1967. Non-Newtonian Flow and Heat Transfer. New York: John Wiley & Sons.

SPEARING, A.J.S. et N.R. STEWARD. 1992. « Slurry, not paste, will be the fill of the future ». Canadian mining journal, juin, p 31-40.

SPELL, K.E. 1955. « Correlations for use in transport of aqueous suspension of fine solids through pipe ». Transaction institution of chemical engineers, vol. 33, p.79-82.

ST-ARNAUD, L. 1996. « Inondation des parcs à résidus : principes généraux et exemples de cas. Étude du cas Louvicourt ». In Colloque sur le programme de neutralisation des eaux de drainage dans l'environnement minier (Rouyn-Noranda, 29 et 30 octobre 1996). Université du Québec, vol. 2, p.25-43.

ST-ARNAUD, L. 1994. « Water covers for the decommissioning of sulfidic mine tailings impoundments ». In International land reclamation and mine drainage conference and Third international conference on the abatement of acidic drainage (Pittsburgh, 24 au 29

avril 1994). United States department of the interior, Bureau of mines special publication SP 06A-94, vol. 1, p. 279-287.

**STEVENS, G.S. 1971.** « The pipeline flow of slurries: an experimental study, and a model for the pseudohomogeneous flow pattern ». Thèse de doctorat, Université de Toronto.

**SUMER, B. M. 1977.** « Settlement of solid particles in open-channel flow ». Journal of the Hydraulics Division, ASCE, vol. 103, no. 11, p 1323-1337.

**SVAROVSKY, L. 1981.** Solid-liquid separation. 2ième édition. Toronto: Butterworths, 556 p.

**TASSÉ, N., D. GERMAIN, C. DUFOUR ET R. TREMBLAY. 1996.** « Le recouvrement de résidus organiques au parc East Sullivan: au-delà de la barrière d'oxygène ». In Colloque sur le programme de neutralisation des eaux de drainage dans l'environnement minier (Rouyn-Noranda, 29 et 30 octobre 1996). Université du Québec, vol. 1, p. 105-128.

**THOMAS, A.D. 1976.** « Scale-up methods for pipeline transport of slurries ». International Journal of Mineral Processing, vol 3, p. 51-69.

**THOMAS, D.G. 1965.** « Transport characteristics of suspension : Part VIII. A note on the viscosity of newtonian suspensions of uniform spherical particles ». J. Colloid Sci., vol 20, p. 267.

**VANONI, V.A. 1984.** « Fifty years of sedimentation ». Journal of Hydraulic Engineering, vol. 110, no. 8, p. 1022-1057.

**VANONI, V.A. 1946.** « Transportation of suspended sediment by water ». Transactions ASCE, vol. 111, p.67-133.

VAN RIJN, L. 1984. « Sediment transport, part II: suspended load transport ». Journal of hydraulic Engineering, vol. 110, no.1 1, p. 1613-1641.

WASP, E.D., J.P. KENNY, ET R.L. GANDHI. 1979. Solid-liquid flow slurry pipeline transportation. 2ième édition. Houston, Texas: Gulf Publishing Company Book Division, 224 p.

WELTY, J., C.E. WICKS ET R.E. WILSON. 1984. Fundamentals of mementum, heat and mass transfer. 3ième édition. Toronto: John Wiley & Sons, 803 p.

YALIN, M.S. 1977. Mechanics of sediment transport, 2ième édition. Toronto: Pergamon Press.

ZANDI, I. 1971. « Hydraulic transport of bulky materials ». In I. Zandi, (éd.), Advances in solid-liquid flow in pipes and its application. Toronto: Pergamon Press, 1971, p.1-34.

ZANDI, I. ET G. GOVATOS. 1967. « Heterogeneous flow of solids in pipeline ». Journal of hydraulic division, ASCE, vol, 93, no. 3, p.145-159.

