POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Étude expérimentale et numérique d'un écoulement non-Newtonien à la suite d'une rupture d'un barrage des résidus de sables bitumineux

ABDELLAH MAHDI

Département des Génies civil, géologique et des mines

Mémoire Présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

Génie Civil

Août 2019

© Abdellah Mahdi, 2019.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé:

Étude expérimentale et numérique d'un écoulement non-Newtonien à la suite d'une rupture d'un barrage des résidus de sables bitumineux

Présenté par : **Abdellah MAHDI**

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

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

Musandji FUAMBA, président

Ahmad SHAKIBAEINIA, membre et directeur de recherche

Elmira HASSANZADEH, membre

DÉDICACE

Je dédie ce travail à :

Mes formidables parents. Aucun hommage ne pourrait être à la hauteur de l'amour Dont ils ne cessent de me combler. Que dieu leur procure bonne santé et longue vie.

Mes frères et sœurs qui m'ont toujours soutenu, qui m'ont toujours encouragé et qui n'ont jamais cessé de croire en moi.

Mon encadreur Pr.Ahmad Shakibaeinia pour les directives et pour les conseils permanents.

A tous mes enseignants et à Polytechnique Montréal qui m'ont donné une très bonne formation.

Mon enseignante du primaire Mme Garache, qui m'a donné l'envie d'aimer la recherche et l'éducation.

Mes chers amis Abdelmalek Chettih, hocine slimani, Maryam safari, Ellodie Mellado, Andrea Mellado, Julia bond, Mohammed Pilvar, Ali Laoual, Chafi mohammed, Cherif ahmad…

RÉSUMÉ

Les défaillances catastrophiques des barrages de résidus miniers dans le monde ont provoqué des dommages importants à l'environnement et aux infrastructures, ainsi qu'à la santé et à la sécurité des personnes. La composition toxique des résidus rend la rupture des barrages des résidus miniers plus catastrophique que celle des barrages ordinaires qui stockent que de l'eau. Au Canada, la région « Lower Athabasca », en Alberta, héberge l'exploitation minière des sables bitumineux avec les plus grands barrages de résidus au monde. Ces barrages de résidus sont situés à proximité des cours d'eau comme la rivière Athabasca et de plusieurs collectivités (comme la ville de Fort McMurray). De nombreuses ruptures catastrophiques de barrages de résidus miniers ont suscité des inquiétudes quant à la sécurité et à l'impact environnemental des barrages de résidus de sables bitumineux. Il y a un grand intérêt à étudier et à prévoir l'impact potentiel d'un barrage de résidus de sables bitumineux sur la partie aval de terrain naturel et des cours d'eau. Cela sera nécessaire pour l'analyse des risques, le plan de mesure d'urgence et la planification des interventions afin d'atténuer les impacts potentiels.

L'étude des ruptures des barrages des résidus est beaucoup plus complexe que la rupture des barrages d'eau. En raison de la présence de sédiments fins et des produits chimiques associés, le matériau évacué à comportement non newtonien rend le l'écoulement de la rupture des matériaux difficile à étudier et à modéliser. Cette étude vise à étudier numériquement et expérimentalement l'écoulement de la rupture des barrages des résidus miniers avec un accent particulier sur les retenues potentielles de la rupture des barrages des résidus de sables bitumineux.

La première partie de l'étude est consacrée à l'étude des conséquences potentielles d'une rupture hypothétique d'un barrage des résidus de sables bitumineux en réalisant des simulations numériques pour simuler l'écoulement terrestre non newtonien des résidus, y compris les conditions d'inondation et de déversement ultérieur dans les cours d'eau avoisinants. Le modèle Flo-2D, qui est un modèle non newtonien avec un modèle rhéologique visco-plastique, est utilisé dans l'étude. Le modèle est d'abord validé en utilisant une rupture historique d'un barrage des résidus miniers (la rupture du mont Polley, 2014) avant son application pour enquêter sur le volume d'inondation, la propagation de l'écoulement et l'hydrogramme en aval d'une rupture hypothétique d'un barrage des résidus de sables bitumineux sélectionnée. Les résultats démontrent l'importance

de prendre en compte le comportement non newtonien des résidus ainsi que la sensibilité aux paramètres rhéologiques (tels que la viscosité et la contrainte de cisaillement critique).

La première partie de l'étude met également en évidence le manque de données pour la paramétrisation et la validation des modèles numériques ainsi que les limitations de ces modèles. Ceci motive la deuxième partie de cette étude dont le but est de modéliser physiquement une configuration de rupture d'un barrage des résidus miniers à petite échelle en 3D afin de (1) faire la lumière sur la physique complexe de l'écoulements de la rupture des barrages des résidus (dans le cas particulier de résidus de sables bitumineux). (2) fournir des données de qualité pour le paramétrage et la validation du modèle numérique. Les expériences sont effectuées pour divers angles de pente, types de matériaux (par exemple, boue de résidus d'argile et de sables bitumineux) et concentrations de solides.

Des tests rhéométriques sont également effectués pour déterminer la contrainte de cisaillement critique et les comportements visqueuse. Une modélisation lagrangienne sans maillage est également réalisée pour étudier les capacités de ces modèles dans la gestion de l'écoulement terrestre de résidus miniers.

ABSTRACT

Catastrophic tailing dam failures around the world has caused major damages to the environment and infrastructure and impacted human health and safety. The toxic composition of tailing materials makes the tailing dam break more disastrous than the water dam breaks. In Canada, the Lower Athabasca region in Alberta host the oil sands mining developments with some world's largest tailing dams. These tailing dams are in proximity of the Athabasca River systems and several communities (such as city Fort-McMurray). Many past catastrophic mining tailings dam breaks has raised concern over safety and environmental impact of oil sands tailing dams. There is a great interest to investigate and predict the potential impact of an oil sands tailing dam on the downstream lands and water. This will be required for hazard analysis, risk management and response planning for mitigation of the potential impacts.

The study of tailing dam breaks is however more complex that the water dam-break. The non-Newtonian behavior tailing material, due to the presence of fine sediments and associated chemicals, makes the post-breach flow of tailing material hard to study and model. This study aims to numerically and experimentally investigate the flow of tailing dam-breach flows with a particular focus on the potential breach oil sands tailing dams.

The first part of the study focuses on investigating the potential consequence of a hypothetical oil sands tailings dam breach by performing numerical simulations of the runout and non-Newtonian overland flow of tailings materials, including the resulting flooding condition and subsequent spill to nearby water bodies. The Flo-2D model, which is non-Newtonian dam-break model with a visco-plastic rheological model, is used for this purpose. The model is first validated using a historical tailings dam breach (i.e. breach of Mount Polley tailings dam 2014) before its application to investigate the flooding volume, extent, and downstream hydrograph of a hypothetical breach from a selected oil-sand tailing dam. The results demonstrate the importance of considering the non-Newtonian behavior of tailings materials and also the sensitivity to the rheological parameters (such as their viscosity and yield stress).

The first part of the study also highlights the lack of data for parameterization and validation of the numerical models as well as the limitations of these models. This motivates the second part of this study whose goal is to perform physical modelling on a 3D small-scale tailing dam-break setup

in order to (1) shed light on the complex physics of tailing dams breach flow (for the particular case of oil sands tailings), (2) provide quality data for parameterization and validation of the numerical model. The experiments are done for various slope angles, material type (i.e., clay and oil sand tailing slurry), and solid concentrations.

Rheometric test is also done to determine the yield stress and the viscous behaviors. Limited mesh-free Lagrangian modelling are also done to investigate the capabilities of these models in dealing with overland flow of tailing materials.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

RÉSUMÉ IV

ABSTRACT VI

TABLE DES MATIÈRES VIII

LISTE DES TABLEAUX X

LISTE DES FIGURES XI

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XV

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 3

2.1 Barrages des résidus miniers 3

2.1.1 Rhéologie des résidus 4

2.1.2 Ruptures des barrages des résidus miniers 9

2.2 Modèles rhéologiques 12

2.2.1 Modèle Newtonien 12

2.2.2 Modèles Non Newtoniens 13

2.3 Modèles Numériques 22

2.3.1 Modèles eulériens 23

2.3.2 Modèles lagrangiens 25

CHAPITRE 3 DÉMARCHE ET MÉTHODOLOGIE 29

3.1 Partie Numérique 30

3.2 Partie expérimentale 31

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: NUMERICAL MODELLING OF OIL-SAND TAILINGS DAM BREACH RUNOUT AND OVERLAND FLOW 33

4.1 Introduction 34
4.2 Study area and data 37
4.2.1 Topography 37
4.2.2 Breach hydrograph 38
4.3 Numerical model 39
4.4 Model Calibration and Validation 42
4.5 Model application and results 47
4.6 Concussion and remarks 51
CHAPITRE 5 ÉTUDE EXPÉRIMENTALE 53
5.1 Test de la rhéométrie 53
5.1.1 Mode préparatoire 53
5.1.2 Résultats 54
5.2 Essaie d'une rupture d'un barrage 55
5.2.1 Propriété de matériel 55
5.2.2 Résultats 58
CHAPITRE 6 MODÉLISATION LAGRANGIENNE (UNE ÉTUDE PRÉLIMINAIRE) 72
6.1 Détection de la géométrie 72
6.2 Optimisations de temps de calcul 74
6.3 Applications 76
6.3.1 Application à grande échelle 76
CHAPITRE 7 DISCUSSION GÉNÉRALE 79
CHAPITRE 8 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS 82
BIBLIOGRAPHIE 84

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1 : Valeurs rhéologiques d'un échantillon de fluide de trois types des barrages des résidus. miniers. [34]..... 8

Tableau 2-2 : Paramètres rhéologiques mesurés pour les coulées de boue lors une rupture d'un barrage évènement de crue dans différents sites au monde.[35] 9

Tableau 2-3 : Ruptures historiques des barrages des résidus miniers dans le monde. [49]..... 11

Tableau 2-4 : La contraire de cisaillement et la viscosité dynamique en fonction de la concentration volumique [16] [17] 21

Tableau 4-1: Outflow volumes (Mm3) from MLSB TFS estimated based on Rico et al. (2008) 39

Tableau 4-2: Percentage of breach volume and time to reach LAR for various viscosity scenarios 51

Tableau 5-1 : Paramètres de modèle Bingham pour l'échantillon de sables bitumineux..... 55

Tableau 5-2 : Expériences réalisées pour les deux matériaux (Sables bitumineux et la boue) 56

LISTE DES FIGURES

Figure 2-1 : Structure d'un barrage des résidus miniers [32] [30]..... 3

Figure 2-2 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation pour différentes concentrations et le temps de malaxage [33] 5

Figure 2-3 : Variation de la viscosité en fonction de la concentration massique des particules [33] 6

Figure 2-4 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration pour différents barrages des résidus dans le monde [33] 6

Figure 2-5 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration massique dans différent types des barrages des résidus miniers [34]..... 6

Figure 2-6 : Tendance de la contrainte de cisaillement critique en fonction de la concentration volumique 7

Figure 2-7 : Ruptures des barrages des résidus miniers. (a) : Barrage de de Kingston à l'état unis (2008) [48]. (b) : Barrage de Mount Polley au Canada (2014) [57] 10

Figure 2-8 : Différents types des écoulements [3] 12

Figure 2-9 : Comparaison entre le modèle Bingham et le modèle newtonien. 14

Figure 2-10 : Représentation graphique du modèle Herschel Buckley [13][14] 16

Figure 2-11 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de déformation selon différent valeur de *N* [15] 17

Figure 2-12 : Valeurs de la viscosité dynamique en fonction de la concentration [16] [17]..... 22

Figure 2-13 : Valeurs de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration [16] [17] 22

Figure 3-1 : Schéma explicatif de la méthodologie suivie dans cette étude. 32

Figure 4-1. Locations of Alberta oil-sands tailings storage facilities (operated by different companies near the Lower Athabasca River (LAR) (Dibike et al., 2018)..... 36

Figure 4-2. Schematic of (a) the oil-sands tailings storage facility, (b) tailings dam after-breach processes 37

Figure 4-3. The study region in the lower Athabasca River, including the MLSB TSF. 38

Figure 4-4. (a) Map of Mount Polley mine site in British Columbia. Satellite image of the site (b) before and (c) after the tailings dam breach (images are from NASA 2014) 44

Figure 4-5. Time evolution of simulated Mount Polley TSF breach overland flow (figures show the flow depth). 45

Figure 4-6. Comparison of simulated and actual inundation area. (a) Difference of NASA aerial photos of the Mount Polley Mine site before and after the dam breach (Image by Effigis), (b) simulated flooding extent. 46

Figure 4-7. (a) Tailings flow hydrograph at breach location and at the confluence of Hazeltine Creek, and Quesnel Lake (i.e. points 1 and 2 in Figure 4), (b) Time series of simulated and measures water level at Quesnel Lake (WSC hydrometric station number 08KH011). 46

Figure 4-8. Time evolution of simulated MLSB TSF hypothetical breach overland flow and flooding condition (figures show the flow depth) 48

Figure 4-9. Breach hydrograph at various points along the flow path 50

Figure 4-10. Breach runout hydrograph at point 3, for various viscosity scenarios 50

Figure 5-1 : Test de la rhéométrie 53

Figure 5-2 : Variation de contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement pour concentration volumique de 30% et 25% 54

Figure 5-3: Analyse expérimentale d'une rupture d'un barrage. (a) : dimension de réservoir. (b) : installation de la caméra pour capturer le profil de l'écoulement. (c) : position de réservoir. 57

Figure 5-4 : Profil et vue en plan de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 20% et une pente horizontale. 58

Figure 5-5 : Profil et vue en plan de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 30% et une pente horizontale. 59

Figure 5-6 : Profil et vue en plan de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 40% et une pente horizontale. 60

Figure 5-7 : Profil de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 20% et une pente de 15% 61

Figure 5-8 : Profil de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 30% et une pente de 15% 62

Figure 5-9 : Profil de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 40% et une pente de 15% 63

Figure 5-10 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 20% et une pente horizontale... 64

Figure 5-11 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 30% et une pente horizontale... 64

Figure 5-12 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 40% et une pente horizontale... 65

Figure 5-13 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 20% et une pente de 15% 65

Figure 5-14 : Profil de l'écoulement une concentration de 30% et une pente de 15%..... 65

Figure 5-15 : Profil de l'écoulement une concentration de 40% et une pente de 15%..... 66

Figure 5-16 : Déplacement horizontal maximal de l'argile et de sable bitumineux en fonction de la concentration dans les deux plans différents. (a) : pente horizontale (Argile). (b) : Pente horizontale (Sable bitum.) (c) : pente de 15% (Argile). (d) : Pente de 15% (Sable bitum.). 67

Figure 5-17: Déplacement horizontal maximal en fonction de la concentration. (a) : pente horizontale. (b) : pente de 15%. 68

Figure 5-18 : Vue en plan de l'écoulement de l'argile sur une pente horizontale. 69

Figure 5-19 : Vue en plan de l'écoulement de Sable bitumineux sur une pente horizontale. 69

Figure 5-20 : Vue en plan de l'écoulement de l'argile sur une pente de 15%. 70

Figure 5-21: Vue en plan de l'écoulement de sable bitumineux pour une pente de 15%..... 70

Figure 5-22 : Variation de la largeur de l'écoulement de l'argile et de sable bitumineux en fonction de la concentration dans les deux plans différents. (a) : pente horizontale (Argile). (b) : Pente horizontale (Sable bitum.) (c) : pente de 15% (Argile). (d) : Pente de 15% (Sable bitum.). 71

Figure 6-1 : Détection de la géométrie simple 72

Figure 6-2 : Détection de la géométrie complexe 73

Figure 6-3 : Conditions aux limites de type « Ghost particules » 74

Figure 6-4 : Barrage Mount Polley (Modélisation de réseau de drainage) 76

Figure 6-5 : Modélisation lagrangienne à grand échelle de réseau de drainage au site Mount Polley (Après 8 minute de simulation) 77

Figure 6-6 : Modélisation lagrangienne à grand échelle de réseau de drainage au site Mount Polley (Après 15 min de simulation) 78

Figure 7-1 : Comparaison entre la discrétisation lagrangienne et eulérienne 80

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

BP	Bingham Plastique
DEM	Digital Elevation Model
FFT	Fluid Fine Tailing
GVP	Général Viscoplastique
HB	Herschel Buckley
MFT	Mature Fine Tailing
PW	Process Water
1D	Une dimension
2D	Deux dimension
3D	Trois dimension

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Depuis longtemps, les ruptures de barrages des résidus miniers représentent une problématique dangereuse dans le milieu naturel à cause des conséquences économiques, naturelles et humaines. La lutte contre ces types de risques nous oblige à faire des études hypothétiques avant la rupture pour prédire les conséquences et pour construire un plan de mesure d'urgence pour protéger la vie humaine et environnementale. À cet effet, plusieurs études ont été proposées et réalisées dans ce cadre à l'aide des modèles numériques classiques et avancés qui servent à faire des simulations numériques sur une zone critique. Le développement des modèles numériques a été fait durant les années par l'amélioration des équations de bases qui servent à comprendre et modéliser le comportement hydrodynamique des écoulements selon le type de barrage.

Cependant, les ruptures de barrages des résidus miniers représentent un nouveau défi pour les ingénieurs à cause du comportement complexe des matériaux stockés dans le réservoir du barrage. Ces matériaux constituent généralement d'un mélange non-Newtonien avec des représentations rhéologiques compliquées par rapport à un écoulement Newtonien (de l'eau). Cette représentation rhéologique nécessite une utilisation bien déterminée des modèles numériques qui sont capables de modéliser le comportement hydrodynamique et l'aspect non-Newtonien de ces types d'écoulement.

Vu que la détermination exacte du modèle rhéologique pour un écoulement non-Newtonien est très difficile, le choix d'un modèle numérique non-Newtonien est aussi très difficile. Pour cela, il faut baser sur des essais expérimentaux qui aideront à déterminer le modèle rhéologique le plus approprié pour un tel type d'écoulement et par la suite le choix du modèle numérique pour faire la simulation sera facile.

Cette étude vise l'analyse d'un type spécifique des résidus miniers qui sont les résidus des sables bitumineux. Pour cela, cette étude est subdivisée en deux parties : la première partie présente une étude numérique où une crue est simulée suite à une rupture hypothétique d'un barrage des résidus des sables bitumineux dans la région d'Alberta avec un modèle numérique non-Newtonien eulérien. Elle vise aussi une étude de sensibilité sur les paramètres rhéologiques qui contrôle le comportement hydrodynamique et le mouvement de ce type d'écoulement. La deuxième partie est la partie expérimentale où un réservoir a été spécialement construit en laboratoire pour cette étude pour déterminer l'effet des paramètres rhéologiques sur le mouvement de l'échantillon de sable

bitumineux, en comparant avec le mouvement d'un autre matériel qui est l'argile. Les résultats expérimentaux pour ces essais ont été pris à l'aide d'une caméra à haute vitesse qui peut capturer le profil de l'écoulement dans un intervalle de temps assez petit.

Ce mémoire est subdivisé en sept chapitres, commençant par une revue de littérature qui vise la rupture des barrages des résidus miniers dans le monde, ensuite sur les modèles rhéologiques qui représentent le système non-Newtonien à simuler et finalement sur les modèles numériques non-Newtoniens qui sont capables de traiter ces types de problèmes.

Le troisième chapitre représente la liaison entre la partie expérimentale et numérique. Le quatrième chapitre est un article soumis qui vise la simulation numérique d'une rupture hypothétique d'un barrage des résidus de sables bitumineux. Dans ce chapitre, la problématique posée, la méthodologie et les résultats de la simulation obtenues ainsi que l'étude de sensibilité sont expliqués. La contribution du premier auteur était de rédiger l'article, faire la revue littérature et d'estimer et d'analyser les résultats (faire la simulation numérique basant sur plusieurs scénarios). Ces tâches ont été réalisé sous la direction et l'encadrement de deuxième auteur avec des corrections et des modifications dans le rapport final. La contribution de troisième auteur était de fournir les données nécessaires pour faire cette étude (Données topographique et hydraulique, revue littérature et une partie d'encadrement. Le cinquième chapitre est une analyse expérimentale sur un échantillon de sables bitumineux de l'argile pour montrer l'effet des paramètres rhéologiques sur le comportement hydrodynamique des deux matériaux. Le sixième chapitre est une discussion générale des résultats des chapitres précédents, pour conclure avec le septième chapitre qui donne des recommandations et perspectives pour améliorer les limitations.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre présente la revue de littérature sur les ruptures des barrages des résidus miniers dans le monde, les modèles rhéologiques et les modèles numériques. La première partie décrit la nature et la structure des barrages des résidus miniers ainsi que les ruptures historiques dans le monde. La deuxième partie vise les principaux modèles rhéologiques développés qui caractérisent les fluides newtoniens et non-newtoniens. Ces modèles rhéologiques ont été implémentés dans des modèles numériques qui servent à modéliser différents types d'écoulements. La dernière partie parle sur les différentes utilisations des modèles numériques selon le type d'écoulement ainsi que sur les modèles lagrangiens avancés qui servent à modéliser des écoulements assez complexes dans des cas spécifiques comme les écoulements dus à une rupture de barrage des résidus miniers.

2.1 Barrages des résidus miniers

Les barrages des résidus miniers font partie du processus d'extraction minérale ou bitumineuse et ils sont formés par des digues sur des terrains morts pour stocker les déchets de l'extraction (Gosselin et al, 2010) [24]. Les compositions chimiques spécifiques de chaque barrage des résidus peuvent varier considérablement selon la qualité minérale utilisée pour l'extraction.

Dans les barrages des résidus bitumineux, les déchets stockés sont formés par un mélange d'eau, de sel, de boue, de résidus bitumineux et d'autres compositions chimiques tels que l'acide

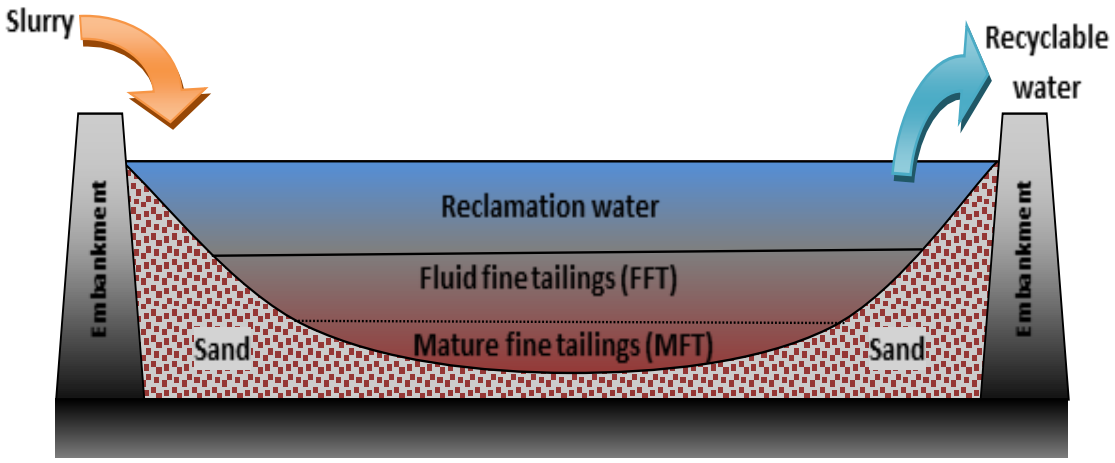


Figure 2-1 : Structure d'un barrage des résidus miniers [32] [30]

naphténique, les polycyclique Aromatique hydrocarbonés, les ions et les métaux. (Kavanagh et al., 2009 [25] ; Frank et al., 2014 [26]; Galarneau et al., 2014 [27] ; Nero et al., 2006 [28] et Allen, 2008 [29])

Au Canada, la province d'Alberta est considérée comme la 3ième plus grande réserve à l'échelle mondiale ayant une surface totale de sable bitumineux de 140,200 km² . Cette réserve est distribuée sur la région « Lower Athabasca, Cold Lake et Peace River » où de nombreux barrages des résidus miniers bitumineux sont formés pour deux objectifs principaux : le recyclage de l'eau dans des zones de rétention pour la réutilisation de cette eau dans le processus d'extraction et la décantation des solides dans des décanteurs (AER, 2015)[30]. Ils sont formés principalement par trois couches : la couche de l'eau à recycler (PW), la couche des particules solides (MFT) et la couche des particules fines (FFT). Selon (Cosia, 2014) [31], la distribution des matériaux dans les trois couches est basée sur la taille des particules, la couche FFT formée par un mélange de liquide-solide où la concentration volumique des particules est >2% contrairement à la couche MFT qui contient une concentration volumique des particules plus de 30%. La Figure 2-1 montre la structure d'un barrage des résidus miniers.

2.1.1 Rhéologie des résidus

Le mélange stocké dans un barrage des résidus miniers forme un fluide qui est considéré non newtonien, l'étude rhéologique de ces types de fluides varie selon plusieurs facteurs comme le type du barrage des résidus, la concentration des solides, le degré de saturation et d'autres paramètres. Dans la littérature, des analyses ont été déjà réalisées pour certains types de barrages pour déterminer le comportement rhéologique du fluide stocké comme la détermination de la viscosité, contrainte de cisaillement et la déformation selon plusieurs approches. Selon l'analyse de Q.D.Nguyen et al.,(1998) [33] qui a été réalisée à l'aide d'expérience en laboratoire, la bauxite, qui a été prise comme échantillon depuis un barrage des résidus à l'Australie et qui stocke un mélange saturé de particules d'aluminium (40-80% des particules en suspension [33]), a montré que la

contrainte de cisaillement a une liaison non-linéaire avec la concentration des particules et le temps de malaxage. Les résultats de ces essais sont illustrés dans la Figure 2-2.

Les résultats de la Figure 2-2 montrent que les résidus du barrage d'aluminium à l'Australie se

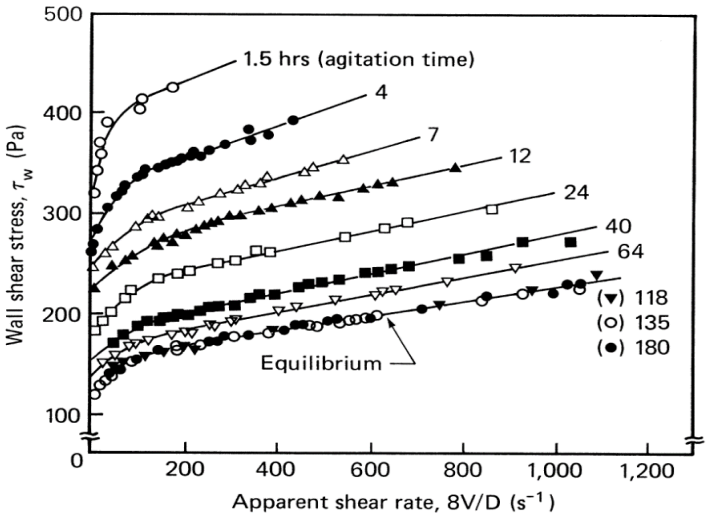


Figure 2-2 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation pour différentes concentrations et le temps de malaxage [33]

comportent selon le modèle rhéologique Herschel Buckley avec n'importe quel degré de concentration.

(Q.D.Nguyen et al.,1998) [33] a pu estimer aussi la variation de la viscosité pour différentes concentrations massiques des particules. La Figure 2-3 montre que pour des concentrations moins faibles, le fluide est moins visqueux contrairement aux concentrations élevées qui engendrent un écoulement très visqueux (viscosité élevée).

Dans les barrages des résidus miniers, la concentration des particules joue un rôle important sur le comportement rhéologique des fluides, cependant, d'autres paramètres peuvent influencer sur ce comportement comme le PH, le diamètre des particules et les liaisons ioniques entre les particules.

Dans cette étude, les paramètres rhéologiques suivants ont été analysés : la concentration volumique, la viscosité et la contrainte de cisaillement critique.

La Figure 2-3 montre d'autres analyses sur les fluides pour différents barrages des résidus dans le monde qui stockent le même type des résidus pour différentes concentrations massiques.

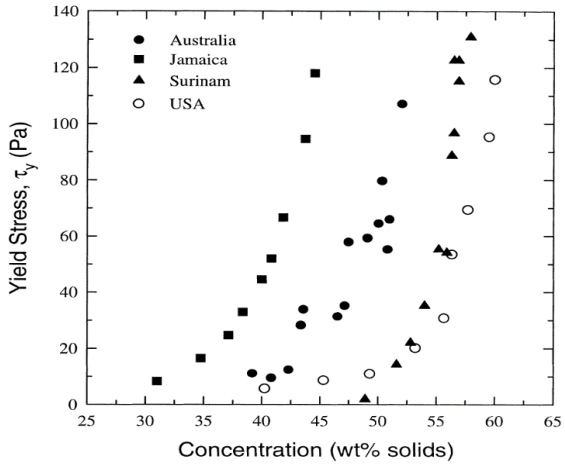


Figure 2-4 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration pour différents barrages des résidus dans le monde [33]

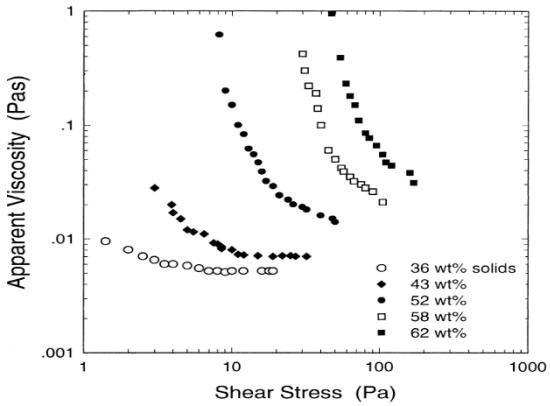


Figure 2-3 : Variation de la viscosité en fonction de la concentration massique des particules [33]

La Figure 2-4 montre l'effet de la concentration sur la contrainte de cisaillement critique où la relation entre les deux est exponentielle. (David V.Boger 2013)[34] a étudié la rhéologie de plusieurs barrages dans le monde.

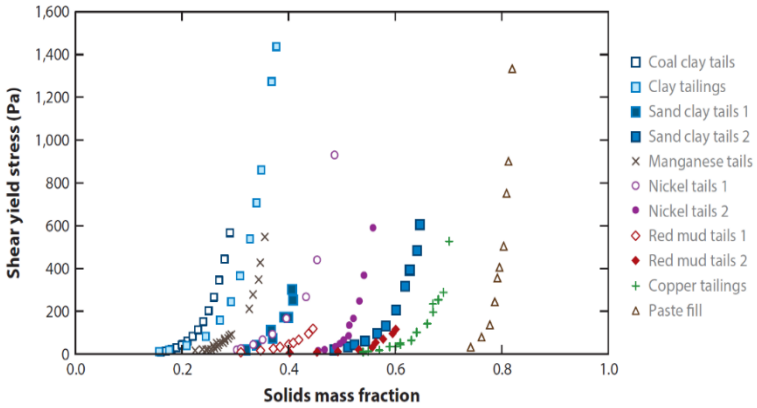


Figure 2-5 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration massique dans différent types des barrages des résidus miniers [34]

La Figure 2-5 montre l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration massique.

Les résultats de la figure précédente ont été prises dans un fichier Excel pour construire une tendance entre la contrainte de cisaillement et la concentration volumique. Celle-ci a été estimée à partir de la concentration massique mentionnée dans la Figure 2-5 par la relation suivante [2] [17] :

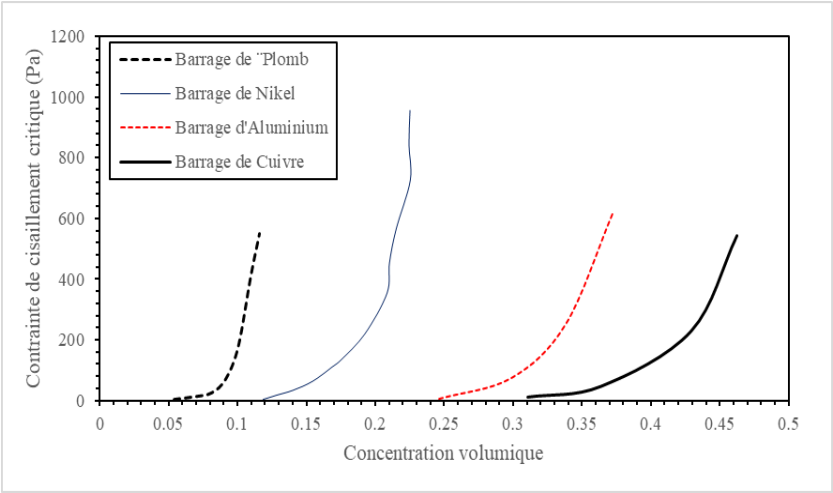


Figure 2-6 : Tendance de la contrainte de cisaillement critique en fonction de la concentration volumique

$$C_v = \frac{C_w \rho}{\rho_s - C_w(\rho_s - \rho)} \tag{1}$$

C_v, C_w, ρ_s et ρ représentent la concentration volumique, la concentration massique, la masse volumique des résidus et la masse volumique de l'eau respectivement.

La Figure 2-6 montre la tendance de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration volumique pour des barrages des résidus d'Aluminium, de Cuivre, de Nikel et de Plomb. Les résidus miniers semblent être très sensibles à la concentration (volumique ou massique) où la relation entre la contrainte de cisaillement critique et la concentration est une relation exponentielle.

Le Tableau 2-1 montre quelques valeurs rhéologiques mesurées dans le laboratoire à l'aide de l'essai d'affaissement au cône d'Abrams[1] « Slump test » pour trois types de barrages des résidus les plus connus dans le monde : barrage des résidus d'or, de charbon, du plombe et du zinc.

Tableau 2-1 : Valeurs rhéologiques d'un échantillon de fluide de trois types des barrages des résidus.

Variable	**Résidus de charbon**	**Résidus de l'or**	**Résidus de Plomb-Zinc**
Densité spécifique	1.450	2.8	4.1
Concentration volumique (%)	36	75	75
Contrainte de cisaillement critique (Pa)	160	275	330

L'analyse de (O'Brien 1986 [16]) permet d'avoir les valeurs des paramètres rhéologiques des résidus en les basant sur la concentration volumique des particules. La Figure 2-12 et la Figure 2-13, qui ont été réalisées en les basant sur des résultats trouvés dans la littérature par O'brien, permettent d'estimer graphiquement ces valeurs pour une concentration donnée.

Le Tableau 2-2 montre quelques paramètres rhéologiques mesurés pour les coulées de boues lors des événements de crue dans différents sites au monde.

[1] Est un essai pour mesurer la consistance des matériaux cohésifs afin de déterminer ses propriétés rhéologiques.

Tableau 2-2 : Paramètres rhéologiques mesurés pour les coulées de boue lors une rupture d'un barrage évènement de crue dans différents sites au monde.[35]

Site	Paramètres rhéologiques	Référence
Jiangiin Ravine, Chine	$\tau = 200 - 300\ Pa$ $\eta = 150\ Pa.s$	Li et al.(1983)
Hunshui Gully, Chine	$\tau = 1.5 - 2.0\ Pa$ $\eta = 0.3 - 0.5\ Pa.s$ $\eta_B = 0.01 - 0.06\ Pa.s$ $\tau_B = 5 - 20\ Pa.s$	Li and Luo (1981) Zhang et al. (1985)
Wrightwood Canyon, USA	$\eta_B = 40 - 100\ Pa.s$ $\eta_n = 40 - 100\ Pa.s$ $\eta_n = 10 - 6000\ Pa.s$ $\eta_n = 210 - 600\ Pa.s$	Morton et Campbell. Sharp and Nobles (1953)
Pine Creek Mt St Helens, USA	$\eta_B = 20 - 320\ Pa.s$ $\tau_B = 400 - 1000\ Pa.s$	Fink et al. (1981)
Mayflower Gulch, USA	$\eta_n = 3000\ Pa.s$	Curry et al. (1966)
τ = Contrainte de cisaillement η = Viscosité η_B = Viscosité de Bingham η_n =Viscosité Newtonien		

2.1.2 Ruptures des barrages des résidus miniers

La rupture des barrages des résidus miniers est un phénomène très fréquent dans l'industrie des mines, plusieurs catastrophes ont été enregistrés dans le monde qui causent l'évacuation partielle ou totale de réservoir de barrage. La Figure 4-2 Figure 4-2 montre les différentes couches dans le

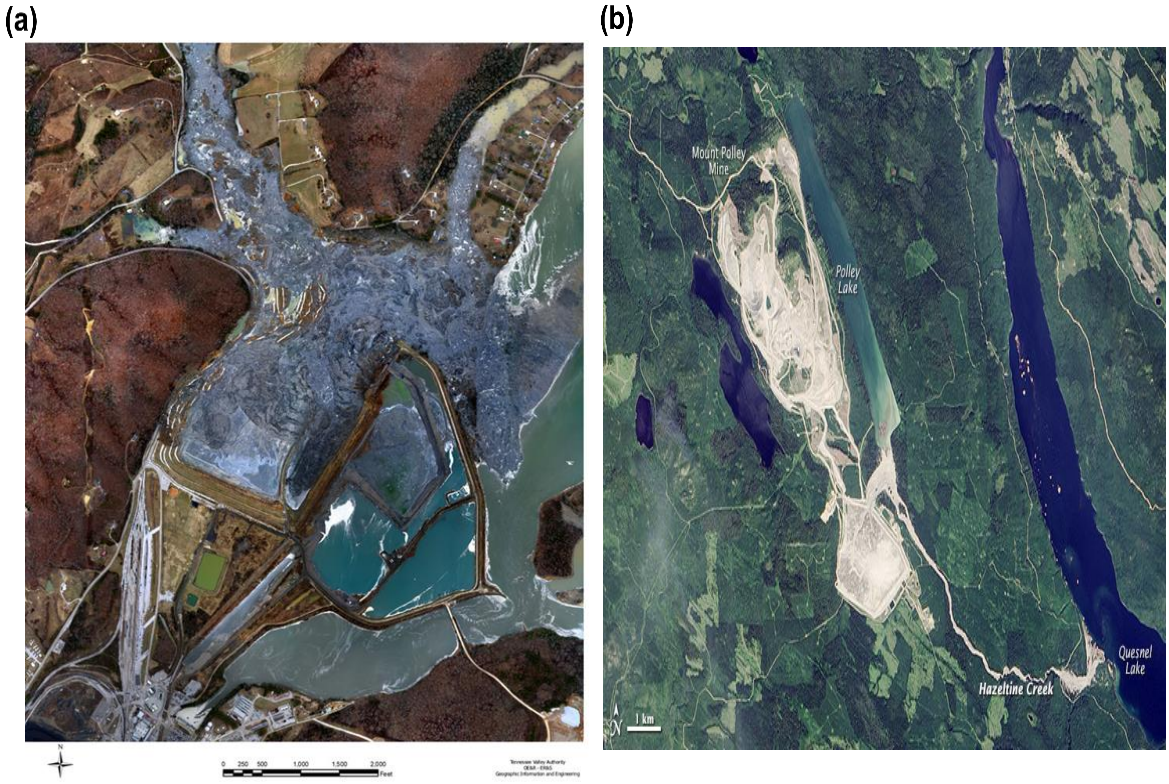


Figure 2-7 : Ruptures des barrages des résidus miniers. (a) : Barrage de de Kingston à l'état unis (2008) [48]. (b) : Barrage de Mount Polley au Canada (2014) [57]

réservoir d'un barrage des résidus miniers qui peuvent être évacués après une rupture. La vitesse de la crue est liée principalement à la viscosité et la contrainte de cisaillement des matériaux stockés.

Plusieurs ruptures ont été enregistrées dans le monde au niveau des barrages des résidus comme la rupture de la mine de Omai (1994, Guyana), Los Frailes (1998, Espagne), Aitik (2000, Suède), Kingston fossil plant (2008, USA), Gemano (2015, Brazil), Tonglvshan (2017, Chine), Brumadinho (2019, Brazil).

Le Tableau 2-3 résume quelque incident au niveau des barrages des résidus miniers. Les industries minières au canada ont été déjà rencontrés par cette incident, par exemple la rupture de la mine de Gullbridge (2012, Newfoundland), Obed Mountain(2013, Alberta) et la rupture du Mount Polley (2014, Colombie britannique).

Tableau 2-3 : Ruptures historiques des barrages des résidus miniers dans le monde. [49]

Nom de barrage	**Volume total du barrage (Mm^3)**	**Volume évacué (Mm^3)**	**Type des résidus évacuée**	**Date de rupture**	**Pays**	**Conséquences**
Padcal No.2	80 [52]	32[50]	Cuivre	1992-01-02	Philippines	Excavation et contamination des zones agricultures [51]
Bento Rodrigues (Samarco)	55	32[53]	Fer [54] [50]	2015-11-05	Brazil	-
Payne Creek Mine	-	6.8	La Boues [55]	1994-10-02	USA	-
Omai	5.2	4.2 [53]	L'or	1994-08-19	Guyana	-
Kingston power plant	-	4.1	-	2008-12-22	USA	Intoxication aquatique : rejet des métaux lourd dans un cours d'eau. Inondation.
Mount Polley	74 [56]	20-25	Cuivre et de l'or [54]	2014-08-04	Canada	Intoxication aquatique.
Sipalay	37[53]	30 [57]	-	1982-11-08	Philippines	Excavation et contamination des zones agricultures [55]

2.2 Modèles rhéologiques

Plusieurs modèles rhéologiques ont été développés pour modéliser les écoulements non-Newtoniens comme les résidus des sables bitumineux, l'expérience de Newtonien [3] permet de distinguer les types d'écoulements selon leurs déformations sous une contrainte de cisaillement, la Figure 2-8 montre les principaux types d'écoulements.

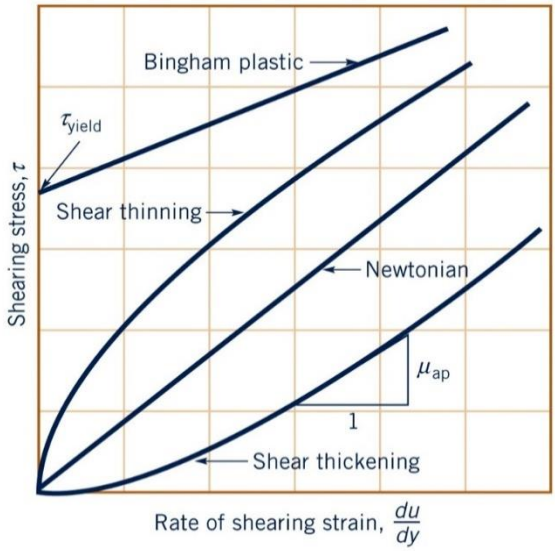


Figure 2-8 : Différents types des écoulements [3]

2.2.1 Modèle Newtonien

Le modèle Newtonien représente le cas le plus simple en comparaison avec les modèles non-Newtoniens, et est représenté par une relation linéaire entre le taux de déformation $\boldsymbol{\varepsilon}$ et la contrainte de cisaillement τ. Dans la Figure 2-8, il est représenté par la droite qui passe par l'origine avec une tendance linéaire. La formulation mathématique de ce modèle est donnée par l'équation suivante :

$$\tau = \mu \frac{du}{dy} \tag{2}$$

où τ, μ et $\frac{du}{dy}$ représentent la contrainte de cisaillement, viscosité dynamique et le gradient de la vitesse respectivement. L'équation (2) peut être généralisée dans les trois dimensions par la formule suivante [4]

$$\tau = 2\mu\mathbf{E} \tag{3}$$

où E représente le tenseur de déformation dans les trois dimensions, il est définie par la relation suivante :

$$\boldsymbol{E} = \frac{1}{2}(\nabla\boldsymbol{u} + \nabla\boldsymbol{u}^T) \tag{4}$$

2.2.2 Modèles Non Newtoniens

Les modèles Non Newtoniens sont les plus pertinents dans la rhéologie des fluides. La relation entre la contrainte de cisaillement et la déformation est non-linéaire, ce qui a permis le développement de plusieurs formules durant les années pour schématiser certains types de ces modèles. Ces modèles ont ouvert un domaine de recherche très large à cause de ses incertitudes liées aux propriétés rhéologiques qui varient d'un fluide à un autre. Les modèles les plus connus et les plus utilisés sont les viscoplastiques où la déformation des fluides ne se réalise qu'après qu'un seuil minimal d'une contrainte de cisaillement connue comme la contrainte de cisaillement critique τ_y soit atteinte. Le modèle viscoplastique englobe principalement les modèles de Bingham et de Herschel- Buckley [4].

2.2.2.1 Modèle Bingham plastique (BP)

Le modèle Bingham plastique représente une fonction linéaire entre la contrainte de cisaillement et le taux de déformation de fluide. La contrainte de cisaillement critique définit le point de départ de la déformation. La Figure 2-9 montre une comparaison graphique entre le modèle Bingham et le modèle newtonien.

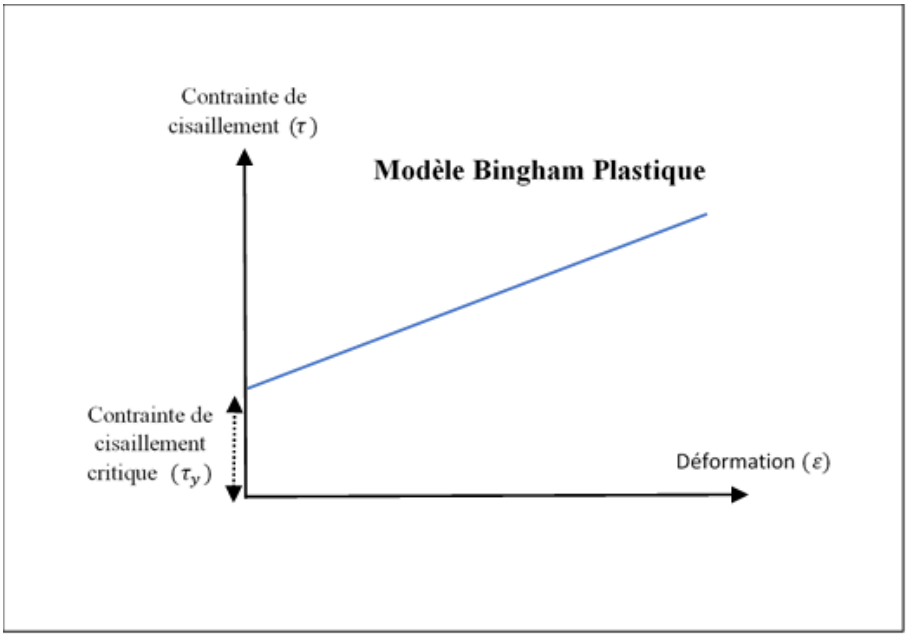


Figure 2-9 : Comparaison entre le modèle Bingham et le modèle newtonien.

Dans le modèle Bingham, la formule de la contrainte de cisaillement est donnée en fonction de la contrainte critique τ_y, le taux de déformation $\boldsymbol{E}$ et le coefficient de consistance μ_0 qui est lié aux propriétés rhéologiques de fluide.

$$\tau = \begin{cases} (\frac{\tau_y}{\|\mathbf{E}\|} + 2\mu_0)\mathbf{E} & |\tau| > \tau_y \\ 0 & |\tau| < \tau_y \end{cases} \tag{5}$$

Pour des contraintes supérieures à la contrainte critique, la viscosité effective est définie comme suit :

$$\mu_{eff} = \left(\frac{\tau_y}{2\|\boldsymbol{E}\|} + \mu_0\right) \tag{6}$$

((T.C. Papanastasiou et al 1987 [8]) ont proposé une formule modifiée pour le modèle Bingham qui introduit d'autres paramètres comme l'exposant de la contrainte *m* et la constante plastique-

viscosité μ_p. Le coefficient m contrôle l'augmentation de la valeur de la viscosité, quand la déformation **E = 0** la valeur de la viscosité spécifique atteint une quantité maximale :

$$\mu_{eff} \rightarrow \mu_{max} = \mu_0 + 0.5m\tau_y \tag{7}$$

La formule modifiée du modèle Bingham pour les contraintes supérieures à la contrainte critique est donnée comme suite [8] :

$$\tau = \left\{\mu_0 + \frac{\tau_y}{|\boldsymbol{E}|}\left(1 - e^{(1-m.|\boldsymbol{E}|)}\right)\right\}\boldsymbol{E} \tag{8}$$

L'équation 8 est plus détaillée que l'équation 5. Elle est utilisée pour modéliser les écoulements cohésifs, granulaires et les écoulements visqueux en général selon leurs propriétés rhéologiques qui seront mesurées à l'aide d'essais expérimentaux effectués dans le laboratoire.

2.2.2.2 Modèle Herschel Buckley (HB)

Le modèle Herschel Buckley a été proposé par Herschel et Buckley en 1926 [9]. Il représente un cas plus généralisé du modèle Bingham et introduit d'autres paramètres supplémentaires qui ont été développés selon certains types de fluides. Le coefficient de comportement du fluide (*N : flow behaviour index)* définit le passage de Bingham à Herschel Buckley. Le modèle représente une relation non-linéaire entre la déformation et la contrainte de cisaillement comme montré dans la Figure 2-10.

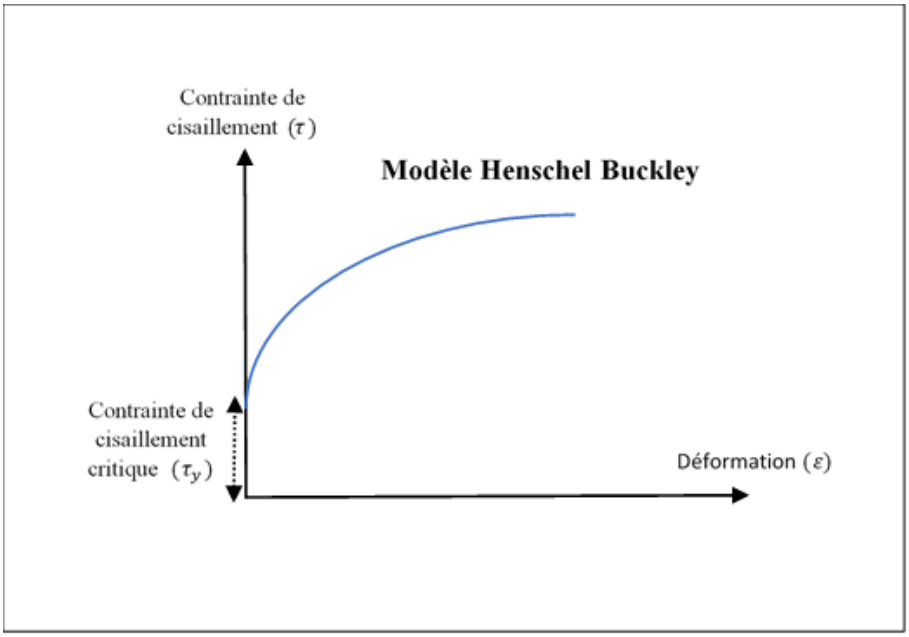


Figure 2-10 : Représentation graphique du modèle Herschel Buckley [13][14]

La formulation de la contrainte de cisaillement est donnée comme suit :

$$\tau = \begin{cases} \left(\dfrac{\tau_y}{\|\mathbf{E}\|} + 2\mu_0 (\|\mathbf{E}\|)^{N-1} \right) \mathbf{E} & |\tau| > \tau_y \\ 0 & |\tau| < \tau_y \end{cases} \tag{9}$$

Par conséquent, l'équation de la viscosité effective est donnée par la formule suivante :

$$\mu_{eff} = \left(\frac{\tau_y}{2\|\mathbf{E}\|} + \mu_0 \|\mathbf{E}\|^{N-1} \right) \tag{10}$$

Le coefficient *N* ou loi de puissance (Loi d'*Ostwald-de Waele)* définit le type de fluide selon sa valeur. Figure 2-11 montre la variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation pour différentes valeurs de *N* :

- $0 < N < 1$, le fluide est pseudoplastique ou rhéofluidifiant
- $N = 1$, le fluide se comporte selon le modèle Bingham Plastique

- *N > 1*, le fluide est rhéoépaississant ou dilatant

$$\mu_{eff} = \left(\frac{\tau_y (1 - e^{-m\|\mathbf{E}\|})}{2\|\mathbf{E}\|} + \mu_0 \|\mathbf{E}\|^{N-1} \right) \tag{11}$$

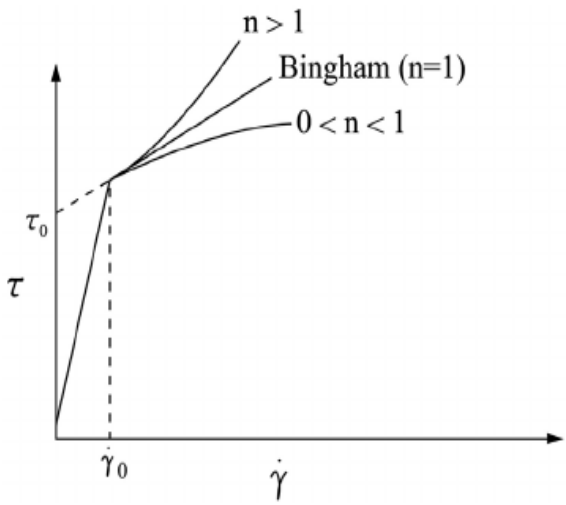


Figure 2-11 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de déformation selon différent valeur de *N* [15]

2.2.2.3 Modèle des fluides viscoplastiques généralisés (GVP)

Le modèle des fluides viscoplastiques généralisés est un modèle semi-empirique proposé par Chen [10] contrairement aux modèles Herschel Buckley et Bingham Plastique qui sont considérés comme des modèles empiriques. La contrainte de cisaillement et la viscosité effective sont données par les formules suivantes :

$$\tau = \begin{cases} \left(\dfrac{\tau_y}{\|\mathbf{E}'\|} + 2\mu_1 (\|\mathbf{E}'\|)^{N_1 - 1} \right) \mathbf{E} + \left(4\mu_2 (\|\mathbf{E}'\|)^{N_2 - 1} \right) \mathbf{E}^2 & |\tau| > \tau_y \\ 0 & |\tau| < \tau_y \end{cases} \tag{12}$$

où les termes μ_1, μ_2 sont les index de comportement de fluide (*behaviour index)* et N_1, N_2 sont les

$$\mu_{eff} = \left(\frac{\tau_y}{2\|\mathbf{E}'\|} + \mu_1 \|\mathbf{E}'\|^{N_1 - 1} \right) + (2\mu_2 \|\mathbf{E}'\|^{N_2 - 1})\mathbf{E} \tag{13}$$

index de consistance. $\mathbf{E}'$ est le taux déviatorique du tenseur de déformation **E** et est calculé par la relation suivante [11] :

$$\mathbf{E}' = \mathbf{E} - \frac{1}{3}(tr\mathbf{E})\mathbf{I} \tag{14}$$

Pour les écoulements incompressibles $tr\mathbf{E} = 0$, par conséquent $\mathbf{E}' = \mathbf{E}$.

La formule de la contrainte de cisaillement critique τ_y a été proposée par Kanatania [12] par la relation suivante :

$$\tau_y = c\cos\varphi + \bar{p}\sin\varphi \tag{15}$$

où $\bar{p}$ est la pression entre les particules et φ est l'angle de repos du fluide. Pour les écoulements sédimentaires cohésifs, la valeur de φ est très petite ce qui implique que $\bar{p}\sin\varphi = 0$ et :

$$\tau_y = c\cos\varphi \tag{16}$$

où c représente la cohésion entre les particules.

2.2.2.4 Modèle quadratique

Dans les modèles numériques eulériens, la représentation hydrodynamique des écoulements non newtoniens est généralement donnée par des modèles rhéologiques simplifiés. Selon les analyses de O'Brien et Julien (1988) [16], Major et Peirson (1990) [18] et Julien et Lan (1991)[19], les écoulements sédimentaires cohésifs se comportent selon le modèle de Bingham pour des concentrations faibles. Le modèle quadratique développé par O'Brien et Julien (1985) [20] pour résumer le comportement des fluides cohésifs pour une concentration élevée de particules, considère que la contrainte de cisaillement totale contrôle le mouvement d'une particule en fonction des cinq facteurs : (1) la cohésion entre les particules ; (2) l'effet visqueux entre les particules ; (3) la pression engendrée par les particules ; (4) la turbulence de l'écoulement et (5)

l'impact des particules. Cette proposition de O'Brien et Julien (1985) [20] a été basée sur les analyses et les résultats de Govier (1957)[21], Savage et McKeown (1983)[23] et Bangnold (1954)[22]. La contrainte de cisaillement pour les écoulements sédimentaires à une concentration élevée (Hyperconcentrated) est donnée par la relation suivante :

$$\tau = \tau_c + \tau_{mc} + \tau_t + \tau_v + \tau_d \tag{17}$$

τ_c : la contrainte de cisaillement cohésive, τ_{mc} : la contrainte de cisaillement de Mohr-Coulomb.

τ_t : contrainte de cisaillement turbulente, τ_v contrainte de cisaillement visqueuse, τ_d : contrainte de cisaillement dispersive.

La contrainte de cisaillement de Mohr-Coulomb τ_{mc} est en fonction de la pression des particules entre eux, elle est donnée par la relation suivante :

$$\tau_{mc} = \bar{p}\tan(\varphi) + c \tag{18}$$

où $\bar{p}$ est la pression entre les particules , φ est l'angle de repos des sédiments et c est la cohésion entre les particules. La contrainte de Mohr-Coulomb est valable que pour les écoulements granulaires, pour les écoulements sédimentaires cohésifs où l'angle de repos est assez faible et où la valeur de τ_{mc} est presque nulle. C'est à dire, pour les écoulements sédimentaires cohésifs, la contrainte de Mohr-Coulomb est donnée comme suit :

$$\tau_{mc} = c \tag{19}$$

L'équation 16 peut être développé comme suite « O'Brien et Julien (1985) » :

$$\tau = \tau_y + \eta\left(\frac{dv}{dy}\right) + C\left(\frac{dv}{dy}\right)^2 \tag{20}$$

Avec

$$\tau_y = \tau_{mc} + \tau_c \tag{21}$$

Le coefficient C est donné par la relation suivante :

$$C = \rho_m l^2 + f\left(\rho_m, C_v\right) d^2{}_s \tag{22}$$

où η représente la viscosité dynamique, C est le coefficient d'inertie de la contrainte de cisaillement qui dépend de la masse volumique de mélange ρ_m, l est la longueur de la couche limite, d_s est le diamètre des particules et C_v est la concentration par volume des particules. Bagnold (1954) [22] a défini la quantité $f(\rho_m, C_v)$ comme suit :

$$f\left(\rho_m, C_v\right) = a_i \rho_m \left[\left(\frac{C_*}{C_v}\right)^{1/3} - 1\right] \tag{23}$$

a_i=0.01 et $C_* =$ la concentration volumique maximale des particules.

À l'aide d'analyses expérimentales, (O'Brien 1986 [16]) a développé une relation qui lie la variation de la contrainte de cisaillement et la viscosité dynamique avec la concentration volumique des particules dans les écoulements cohésifs. Cette approche a été utilisée dans le modèle FLO 2D où le système est considéré monophasique

La formule de la viscosité dynamique et la contrainte de cisaillement est donnée comme suit :

$$\eta = \alpha_1 e^{\beta_1 C_v} \tag{24}$$

$$\tau_y = \alpha_2 e^{\beta_2 C_v} \tag{25}$$

où les coefficients empiriques α et β sont liés aux propriétés des fluides et C_v est la concentration volumique des particules. Tableau 2-4 [16] représente les valeurs de α et β associé aux chaque types d'écoulement.

Tableau 2-4 : La contraire de cisaillement et la viscosité dynamique en fonction de la concentration volumique [16] [17]

Source	$\tau = \alpha e^{\beta.Cv}$ (Dynes/cm^2)		$\eta = \alpha e^{\beta.Cv}$ (Poises)	
	α	β	α	β
Aspen Pit 1	0.181	25.47	0.036	22.1
Aspen Pit 2	2.72	10.4	0.0538	14.5
Natural Soil	0.152	18.7	0.00136	28.4
Mine Fill	0.0473	21.1	0.128	12.0
Watershed	0.0383	19.6	0.000495	27.1
Lida (1938)	-	-	0.0000373	36.6
Dai et al (1980)	2.6	17.48	0.00750	14.39
Kang and Zhang (1980)	1.75	7.82	0.0405	8.29
Qian et al.(1980)	0.00136	21.2	-	-
Chien and Ma (1980)	0.0588	19.1-32.7	-	-
Fei (1981)	0.166	25.6	-	-

La Figure 2-12 et la Figure 2-13 montrent la relation graphique entre la viscosité dynamique et la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration volumique des particules selon différentes analyses dans la littérature :

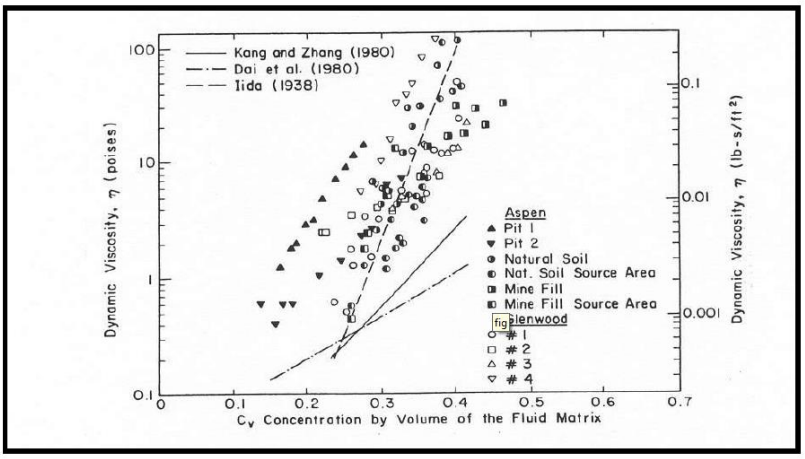


Figure 2-12 : Valeurs de la viscosité dynamique en fonction de la concentration [16] [17]

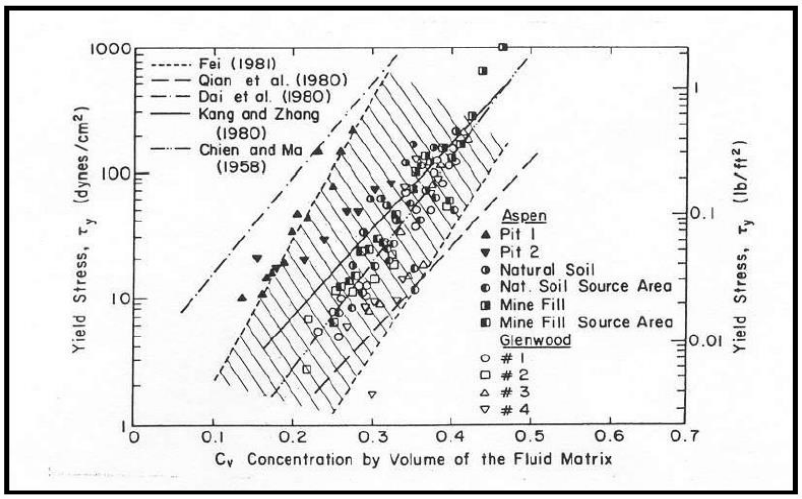


Figure 2-13 : Valeurs de la contrainte de cisaillement en fonction de la concentration [16] [17]

2.3 Modèles Numériques

Les modèles numériques qui servent à modéliser les écoulements ont été développés durant les années pour estimer et interpréter les résultats comme la vitesse de l'écoulements, la profondeur d'eau et la pression de l'écoulements selon leurs représentations rhéologiques des écoulements.

2.3.1 Modèles eulériens

Le modèle est dit eulérien lorsque la résolution numérique des équations aux dérivées partielles qui représentent les équations de base pour le modèle se réalise dans un assemblage de volumes de contrôle appelés maillages. Les valeurs trouvées lors de la résolution numérique sont en fonction de chaque volume de contrôle défini. Les modèles eulériens sont basés généralement sur la résolution numérique des équations de Saint venant qui décrivent les écoulements non permanents.

Depuis le passé, les modèles numériques eulériens ont été développés pour traiter plusieurs situations comme les écoulements non newtoniens. Le modèle HEC-2 développé par le groupe d'ingénierie de « U.S. Army » a permis de simuler la crue en interpolant les limites de la crue sur les lits majeurs entre deux sections en une seule dimension. Néanmoins, ce modèle ne peut pas simuler un système non newtonien où les propriétés rhéologiques sont requises [16]. La version développée (*HEC-river analysis system (RAS))* peut simuler les écoulements permanents et non permanents en deux dimensions peut résoudre les équations d'énergie (Bernoulli) pour estimer la variation de la profondeur et la vitesse de l'écoulement en 1D et peut résoudre les équations de Saint-Venant sur un système de maille en 2D. La limitation de ce modèle est due principalement à l'instabilité de la méthode numérique utilisée pour résoudre les équations de base car il utilise un schéma implicite de différence finie [42]. Le modèle développé par FEMA (Federal Emergency Management Agency) (FAN,1990) est limité car il ne peut pas simuler l'hydrogramme de la crue. Cependant les modèles non newtoniens qui ont été proposés pour simuler les écoulements sédimentaires comme le modèle développé par Schamber et MacArther (1985) assume que les débris réagissent seulement selon le modèle Bingham dans une seule dimension pour évaluer la contrainte de cisaillement. Le modèle développé par Deleon et Jappson (1982) permet seulement de simuler les écoulements newtoniens en supposant que le régime est laminaire.

Au début des années 90, la performance des modèles eulériens a été améliorée. Plusieurs modèles ont été proposés pour traiter certains problèmes durant la simulation. Le modèle (*Two dimensional unsteady flow* TUFLOW) a été développé en deux dimensions. Il estime le changement de la profondeur d'eau et la variation de la vitesse basant sur un schéma numérique de différence finie qui résout les équations de Saint-Venant et permet de simuler les écoulements en considérant l'effet des structures hydrauliques. La série de MIKE (MIKE 11, MIKE 21) peut traiter l'effet de transport

solide lors d'une crue par l'utilisation des équations de transport solide [38] [36]. MIKE 11 résout les équations de Saint venant en 1D contrairement à la version améliorée MIKE 21 qui peut simuler en deux dimensions. Le modèle FLO 3D résout les équations de Navier stockes en trois dimensions pour simuler les écoulements compressibles ou incompressibles, turbulants ou laminaires et peut traiter le phénomène de ressaut hydraulique [39] [36]. Le modèle (*WSPG : Water surface pressure gradient)* est basé sur la résolution numérique de l'équation de Bernoulli entre les sections transversales dans un canal pour estimer la variation de débit dans un canal pour un régime permanent [43]. (Marina Pirulli et al 2017) ont utilisé le modèle RASH-3D pour prédire le comportement non newtonien de la rupture du barrage Stava Valley en Italie. Ce modèle est basé sur la représentation rhéologique de Bingham et le modèle rhéologique turbulent [41]

Le modèle FLO 2D développé par O'brien 2000 peut simuler les écoulements non newtoniens par la résolution des équations de Saint Venant et par la représentation rhéologique du modèle quadratique. Le modèle rhéologique utilisé par FLO 2D a été développé à l'aide d'une analyse expérimentale sur les écoulements cohésifs. Il a été utilisé dans plusieurs études pour simuler ces types d'écoulements sous l'effet d'une inondation ou rupture d'un barrage. (Wu Y et al, 2013) [1] a comparé le modèle DEBRIS-2D avec le modèle FLO 2D pour simuler les écoulements cohésifs et granulaires dus à une crue dans le village Xinfa en Taiwan. Son résultat montre que le modèle FLO 2D est plus valable pour simuler les écoulements cohésifs que les écoulements granulaires. (Cailligaris, C et al 2008) [40] ont utilisé le même modèle pour simuler une crue dans trois différents sites en Italie et a comparé les résultats obtenus par la simulation avec des résultats mesurés. Une autre application du modèle FLO-2D a été effectuée par (Peng, S.H et al, 2013) [41] qui ont utilisé le modèle pour simuler des écoulements cohésifs dus à une pluie torrentielle dans le sud de Taiwan.

En général, chaque modèle eulérien résout certains types des problèmes pour certaines conditions et est applicable selon le type d'évènement posé. C'est pour cette raison que le choix du modèle pour simuler un évènement est un élément très important pour converger vers des résultats corrects et souhaitables.

2.3.2 Modèles lagrangiens

Cette nouvelle approche a été proposée à la fin des années soixante-dix pour résoudre les équations aux dérivées partielles qui modélisent les phénomènes physiques plus compliqués. Ces méthodes ont été améliorées durant les années pour augmenter le niveau de précision des résultats et pour traiter certains problèmes liés à la stabilité lors du calcul numérique. Plusieurs modèles ont été développés en utilisant ces méthodes, comme des modèles commerciaux ou des modèles à source ouverte crées avec des logiciels de programmation tels que C++, Fortran…. Certains modèles lagrangiens combinent plusieurs méthodes pour modéliser des phénomènes composés. Ils combinent soit deux méthodes lagrangiennes ou une méthode eulérienne avec une autre lagrangienne.

Dans cette étude, la méthode lagrangienne utilisée pour faire la simulation numérique est la méthode MPS (Mouving Particules Semi-implicite). Contrairement au modèle FLO 2D et d'autres modèles classiques, la méthode MPS est basé sur la résolution des équations de Navier Stockes qui décrivent le mouvement d'une particule dans un milieu continu :

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho(\nabla.\mathbf{u}) = 0 \tag{26}$$

$$\frac{D\mathbf{u}}{Dt} = -\frac{1}{\rho}\nabla p + \nabla(\mu\nabla^2\mathbf{u}) + \mathbf{F} \tag{27}$$

Où ρ, p, μ et $\mathbf{F}$ représentent la densité de fluide, la pression, la viscosité et la force appliquée au système respectivement. Le modèle utilise la méthode MPS pour approximer les dérivées dans l'équation de Navier-Stokes en utilisant l'approximation Kernel (Monaghan, 1992) [45] qui est définie par la relation générale suivante :

$$A_i(r) = \int A(r')W(r-r',h)dr' \approx \sum A(r_b)W(r-r_b,h) \tag{28}$$

En basant sur l'équation 28, la méthode MPS approxime les termes de l'équation de Navier-Stockes comme suite :

$$n_i = \sum W(r_{ij}, r_e) \tag{29}$$

où n représente le nombre de particules définies par la fonction Kernel W dans une aire ayant un rayon de r_e . L'approximation des nombres de particules est un élément essentiel pour représenter les autres termes. Le gradient de la pression est donné par la relation suivante :

$$\nabla p = \frac{d}{n^0} \sum \frac{p_j - p_i}{r_{ij}} \mathbf{e_{ij}} W(r_{ij}, r_e) \tag{30}$$

où n^0 est le nombre initial de particules, $\boldsymbol{e_{ij}}$ est le vecteur unitaire et d représente le nombre de dimensions. Le gradient et le laplacien du vecteur de vitesse sont approximés par les formules suivantes :

$$\nabla . u = \frac{d}{n^0} \sum \frac{u_j - u_i}{r_{ij}} \mathbf{e_{ij}} W(r_{ij}, r_e) \tag{31}$$

$$\nabla^2 . u = \frac{2d}{\lambda n^0} \sum (u_j - u_i) \mathbf{e_{ij}} W(r_{ij}, r_e) \tag{32}$$

où λ représente le facteur de correction , il est défini par l'équation suivante :

$$\lambda = \frac{\int W(r, r_e) r^2 dv}{\int W(r, r_e) r dv} \tag{33}$$

La fonction Kernel W est la base de l'approche MPS. Il a été déterminé sous plusieurs formes comme la forme polynomiale au deuxième ordre présentée dans l'équation 35 qui a été définie par Koshizuka et al., (1995) [44] et Yoon et al., (1999) [45]. L'équation 35, développée par Koshizuka et al., (1998) [46], représente la fonction Kernel sous la forme de rapport de la distance entre deux particules et le rayon de Kernel. L'équation 36 représente une forme polynomiale à troisième ordre qui a été développée par Shakibaeinia et Jin (2010) [47].

$$W(r,r_e)=\begin{cases}2-(2r/r_e) & 0\le r/r_e<1/2\\ (2r/r_e-2)^2 & 1/2\le r/r_e<1\\ 0 & r/r_e\ge 1\end{cases} \tag{34}$$

$$W(r,r_e)=\begin{cases}(r/r_e) & 0\le r/r_e<1\\ 0 & r/r_e\ge 1\end{cases} \tag{35}$$

$$W(r,r_e)=\begin{cases}(1-r/r_e)^3 & 0\le r/r_e<1\\ 0 & r/r_e\ge 1\end{cases} \tag{36}$$

Pour les écoulements incompressibles, la méthode MPS résout les équations de Navier-Stokes pour déterminer la position, la vitesse et la pression des particules d'un fluide. Le processus de la résolution numérique de la méthode MPS est basé sur la détermination des valeurs numériques des paramètres hydrauliques pour chaque intervalle de temps. Chaque paramètre est composé par une valeur prédite et une autre corrigée :

$$u^{k+1}=u^{*}+u^{'} \tag{37}$$

$$r^{k+1}=r^{*}+r^{'} \tag{38}$$

$$\rho^{k+1}=\rho^{*}+\rho^{'} \tag{39}$$

$$n^{k+1}=n^{*}+n^{'} \tag{40}$$

où u ,r, ρ et n représentent la vitesse , la position, la masse volumique et le densité des particules respectivement. ($k+1$) représente le pas de temps suivant, les symbole (*) et (‘) représentent la valeur prédite et corrigée respectivement. L'équation de Navier-Stokes sera écrite sous la forme suivante :

$$\mathbf{u}^{'} + (\mathbf{u}^{*} - \mathbf{u}^{n}) = \Delta t(-\frac{1}{\rho}\nabla.p) + \Delta t(\nabla(\mu\nabla.\mathbf{u}) + \mathbf{F}) \tag{41}$$

$$\begin{cases} \mathbf{u}^{*} = \mathbf{u}^{k} + \Delta t\left(-(1-\alpha)\frac{1}{\rho}\nabla.p + \Delta t(\nabla(\mu\nabla.\mathbf{u}) + \mathbf{F}\right)^{k} \\ \mathbf{u}^{'} = \Delta t\alpha(\frac{1}{\rho}\nabla.p) \end{cases} \tag{42}$$

L'équation de continuité sera écrite sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \frac{1}{\rho}\left(\frac{\rho^{*} - \rho^{k}}{\Delta t}\right) = -\nabla\mathbf{u}^{*} \\ \frac{1}{\rho}\frac{\rho^{'}}{\Delta t} = -\nabla\mathbf{u}^{'} \end{cases} \tag{43}$$

Après le calcul de la vitesse au pas de temps suivant, la position des particules sera calculée comme suite :

$$\boldsymbol{r}^{k+1} = \boldsymbol{r}^{k} + \Delta t\boldsymbol{u}^{k+1} \tag{44}$$

La représentation non-Newtonienne dans la méthode MPS est définie par le terme de la viscosité dans l'équation 27. La viscosité peut être définie selon le type du modèle rhéologique souhaité comme le modèle Bingham avec les équations 5 et 6, le modèle Herschel Buckley avec les équations 9,10 ou le modèle GPV avec les équations 12 et 13.

Depuis la revue littérature, les méthodes utilisées dans cette étude peuvent améliorer la compréhension des écoulements non-Newtonien pour faire la simulation numérique et pour avoir des résultats corrects. L'importance de la partie expérimentale est de connaitre le modèle rhéologique qui correspond au matériel, par la suite le choix de modèle numérique sera facile.

CHAPITRE 3 DÉMARCHE ET MÉTHODOLOGIE

Malgré que les études réalisées dans la littérature qui visent la modélisation numérique des ruptures des barrages sont assez vastes, l'aspect non-Newtonien des écoulements reste toujours un élément curieux. La difficulté à modéliser les systèmes non-Newtoniens est liée à plusieurs facteurs comme la représentation rhéologique des fluides qui définit le modèle numérique le plus approprié pour faire la simulation. Cette problématique nous oblige à fournir des solutions afin de faciliter la modélisation numérique de ces types d'écoulements. L'objectif général de cette étude est d'étudier l'écoulement lors d'une rupture de barrage des résidus des sables bitumineux où le fluide est considéré comme un système non-Newtonien. L'objectif général de cette étude complète certaines lacunes trouvées dans la revue littérature comme :

- La difficulté de comprendre le comportements hydrodynamique et rhéologique des résidus miniers
- La difficulté de choisir le bon modèle numérique qui peut modéliser les écoulements non-Newtoniens.
- L'amélioration de la précision des résultats de la modélisation numérique lors d'une rupture d'un barrage (Vitesse, profondeur d'eau et la pression de l'écoulement).

La méthodologie suivie dans cette étude pour répondre aux problèmes posés est définie par certains objectifs spécifiques qui sont :

- Application d'un modèle numérique non-Newtonien pour modéliser une rupture hypothétique dans un barrage des résidus des sables bitumineux.
- Analyse expérimentale sur un échantillon des sables bitumineux pour déterminer le comportement hydrodynamique sous différentes conditions.
- Application du modèle lagrangien pour améliorer la précision des résultats.

Cette étude est subdivisée en deux parties, la première partie est la partie numérique où un modèle numérique non-newtonien commercial (FLO 2D) a été appliqué pour simuler l'écoulement dû à une rupture hypothétique dans l'un des grands barrages des résidus des sables bitumineux dans la région « Low Athabasca » en Alberta à l'ouest du Canada. Le modèle a été calibré et validé en utilisant des données réelles d'une rupture historique (la rupture du Mount Polley en Alberta).

À partir des résultats de la simulation numérique, l'écoulement des sables bitumineux semble être très sensible aux paramètres rhéologiques (concentration, viscosité...etc). Pour cette raison, un échantillon de cet écoulement a été analysé dans le laboratoire afin de montrer les effets de ces paramètres rhéologiques sur le comportement hydrodynamique de l'écoulement. Ceci est résumé dans la deuxième partie.

3.1 Partie Numérique

La partie numérique a été présentée dans l'article 01. Elle est basée sur une simulation numérique d'une rupture hypothétique dans le plus grand barrage des résidus des sables bitumineux dans la région Low Athabasca en Alberta. Le barrage visé s'appelle: "The Mildred Lake Settling Basin (MLSB)". Il stocke une quantité de 540 Mm^3 de résidus et se trouve proche de la rivière « Low Athabasca » qui traverse la ville de Fort McMurray avec un débit qui peut atteindre jusqu'à 2000 m^3/s dans les saisons hivernales.

Vu que l'écoulement à modéliser représente un système non-Newtonien, il est très important de choisir un modèle numérique qui peut simuler ces types d'écoulements. Le modèle utilisé s'appelle FLO 2D. Il se base sur la résolution des équations de Saint-Venant pour estimer la variation de la profondeur d'eau et la vitesse d'écoulement sur un système de maillage. La représentation non-Newtonienne du modèle est présentée par une formule développée par (O'brien et al.) qui utilise un modèle rhéologique quadratique pour introduire l'effet de la viscosité, la concentration et la contrainte de cisaillement critique sur la variation de la vitesse et la profondeur d'eau.

Une étude de sensibilité a été faite sur les paramètres rhéologiques (viscosité et la contrainte de cisaillement). Par la suite, l'estimation des hydrographes dans différents points du site a été effectuée en utilisant différents scénarios (faible, moyenne et haute viscosité ainsi que l'écoulement newtonien). La concentration volumique des sables bitumineux a été utilisée pour estimer la quantité évacuée dans la rivière ainsi que la quantité restée dans le terrain naturel. Le post-processeur utilisé pour afficher les résultats du modèle FLO 2D après la simulation s'appelle « Mapper » et est intégré dans le modèle. Les détails et les résultats de cette partie sont affichés dans le chapitre 04.

D’après les résultats numériques obtenus par le modèle numérique, la simulation semble être très sensible aux paramètres rhéologiques tels que la concentration volumique, viscosité et la contrainte de cisaillement. Pour cette raison, un échantillon des sables bitumineux a été étudié dans le laboratoire afin de montrer les effets de ces paramètres rhéologiques sur le comportement hydrodynamique de ces types de fluides et a été comparé avec un échantillon d’argile. La partie expérimentale résume les étapes de cette analyse.

3.2 Partie expérimentale

La deuxième partie de cette étude est présentée en détail dans le chapitre 05. Elle est une analyse expérimentale complémentaire au chapitre 04 où un échantillon de sable bitumineux a été pris avec des concentrations différentes pour l’analyser dans un réservoir sous différentes conditions. Cette expérience représente le cas d’une rupture instantanée d’un barrage. En changeant la concentration du fluide, la pente et le type de fluide (avec l’argile), l’évolution du profil de l’écoulement est estimée en fonction du temps à l’aide d’une caméra à haute vitesse.

Les résultats de cette étude sont le profil de l’écoulement et le déplacement maximal des matériaux (sable bitumineux et l’argile) avec des concentrations différentes (20%, 30% et 40%) pour une pente horizontale (0%) et une pente de 15%.

L’apport méthodologique de cette étude à la vie pratique et à la science et :

- Comprendre et connaitre le comportement hydrodynamique de sables bitumineux dans un évènement critique (comme la rupture d’un barrage des résidus).
- Analyser la rhéologique de sable bitumineux.
- Le bon choix des modèles numériques pour simuler les écoulements non-Newtonien.
- L’application des modèles lagrangiens pour résoudre les limitations des modèles classiques eulériens.

La méthodologie de cette étude est résumée dans le schéma suivant :

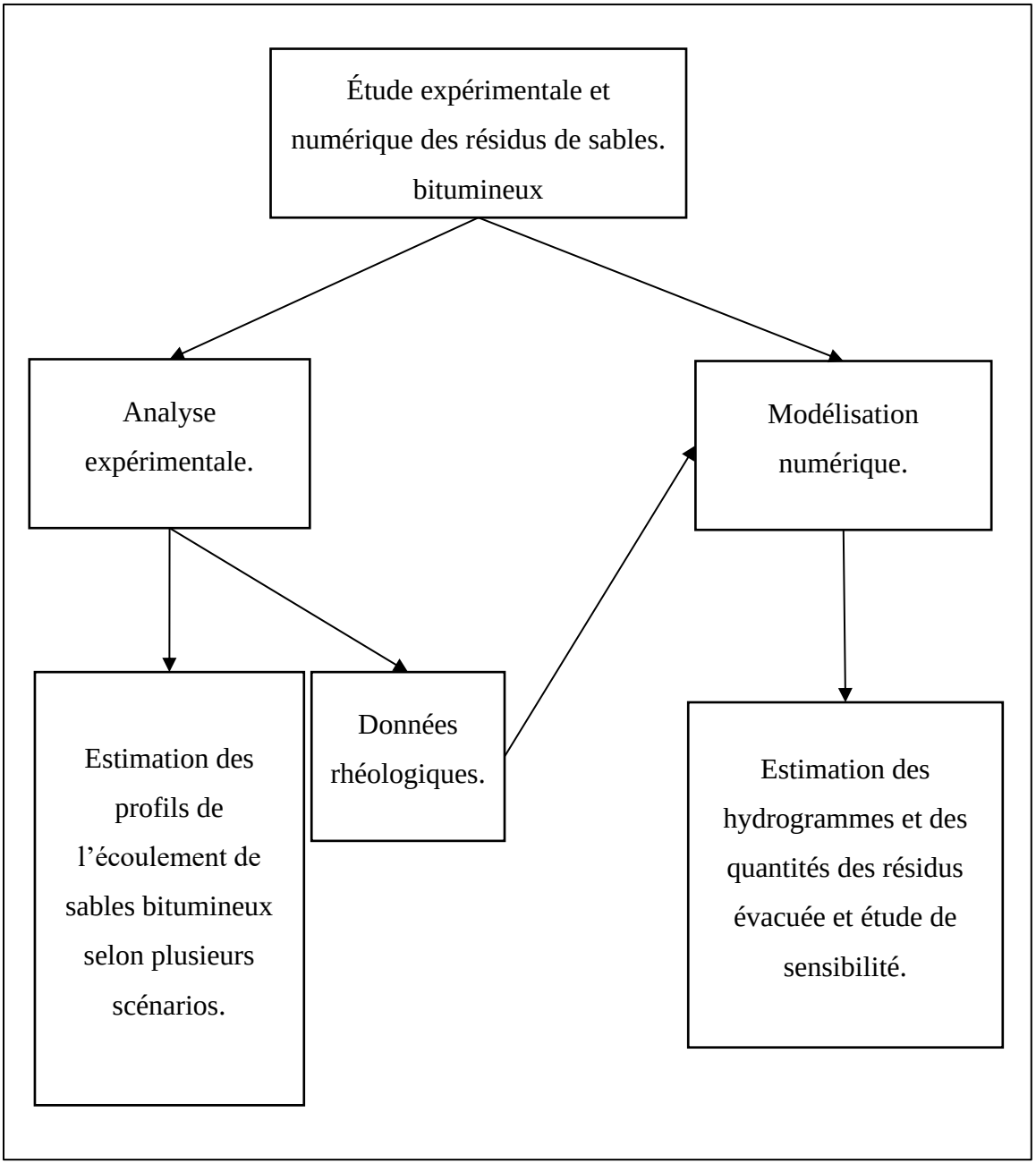


Figure 3-1 : Schéma explicatif de la méthodologie suivie dans cette étude.

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: NUMERICAL MODELLING OF OIL-SAND TAILINGS DAM BREACH RUNOUT AND OVERLAND FLOW

"Science of the total environment"

A. Mahdi[1], A. Shakibaeinia[1], Y. Dibike[2]

[1] *Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Polytechnique Montreal*

[2] *Environment and Climate Change Canada, Watershed Hydrology and Ecology Research Division*

Abstract: Tailings dams, used for containing the residue of mining processes, are very important elements of the Alberta Oil-sands industry in Canada. Potential breach of any of these dams can have catastrophic impact on the environment, economy and human health and safety in the region. Therefore, understanding the after-breach processes is a crucial step in hazard analysis and response planning. This paper presents the result of a study on the potential consequence of a hypothetical oil-sands tailings dam breach by performing numerical simulations of the runout and non-Newtonian overland flow of tailings materials, including the resulting flooding condition and subsequent spill to nearby water bodies. A non-Newtonian dam-breach model with a visco-plastic rheological model is used for this purpose. The model is first validated using a historical tailings dam breach (i.e. breach of Mount Polley tailings dam 2014) before its application to investigate the flooding volume, extent, and downstream hydrograph of a hypothetical breach from a selected oil-sands tailings dam. The validations demonstrate that the model has been able to reproduce flooding extent and the water level variation (due to breach wave) at the downstream lake. The results are also found to be highly sensitive to the rheological parameters of the tailings materials such as their viscosity and yield stress. The study also demonstrated the importance of considering the non-Newtonian behavior of tailings materials as a non-Newtonian fluid (with calibrated viscosity and yield stress) took twice as long flood travel time as a Newtonian fluid (i.e. water) and slightly less spill volume to the downstream river (i.e. Lower Athabasca River).

Keyword: tailings dam breach, oil-sands tailings dams, non-Newtonian modelling, runout and overland flows

4.1 Introduction

Tailings storage facilities (TSFs), including tailings dams, are structures that are used to store the residual of mining processes. Breaches of such tailings dams have been sources of many catastrophes in the mining industry around the world. The breach causes sudden release of tailings materials, a mixture of water and sediments, associated with toxic components. Such breaches can have disastrous impacts on the economy, environment and human health and safety. In the past, the global mining industry has experienced many catastrophic breaches of tailings dams (Bowker et al. 2015, ICOLD 2001), for example in, Omai mine (1994, Guyana), Los Frailes mine (1998, Spain), Aitik mine (2000, Sweden), Kingston fossil plant (2008, USA), Germano mine (2015, Brazil), and Tonglvshan mine (2017, China). The Canadian mining industry has not been exempted from these incidences. Breach of tailings dams in Gullbridge mine (2012, Newfoundland), Obed Mountain Coal Mine, (2013, Alberta), and Mount Polley mine (2014, British Columbia) are a few examples of such incidences. Paulina et al, 2018 have recently documented the historical breaches for different type of tailings dam facilities around the world.

Tailings dams are also key elements of the oil-sands mining industry in Alberta, Canada, covering an area of about 77 Km^2 impounded by some of the world's largest dam/dyke structures (Figure 4-1). They are used as a means of retaining the tailings until a reclamation technology can be developed to remediate them. These dams allow for the fluid fine tailings (FFT) to settle and consolidate forming a layer of mature fine tailings (MFT) at the bottom, and the process water (PW) at the top (Figure 4-2a). Tailings are associated with residual bitumen and toxic chemicals such as salts, naphthenic acids, polycyclic aromatic hydrocarbons, ions and metals (Kavanagh et al. 2009, Frank et al. 2014, Galarneau et al., 2014; Nero et al., 2006; and Allen, 2008). One of the main environmental concerns about the oil-sands tailings dams, is the possible breach and release of tailings material to the nearby lands and waters (Figure 4-2a). Considering the composition and volume of the tailings and the proximity of the tailings dams to the Lower Athabasca River (LAR) system, a breach can have a catastrophic impact to the environment (aquatic and terrestrial), public health, life and property. A recent numerical study by Dibike et al. (2018) showed that a sudden spill of tailings materials into the LAR can have a multi-year impact on the water quality and ecosystem several hundred kilometers downstream. These possible consequences have put pressure on the oil-sands mining industry, government, and stakeholders to provide measures to minimize the potential impact of

unpredictable tailings oil-sands dam failures. Many disastrous historical tailings dam breaches, especially the failure of the Mount Polley tailings dam (British Columbia, 2014) has contributed to such pressure.

While prevention of a tailings dam breach is important, the assessment of the after-breach transport processes of tailings material will be a crucial element in the analysis of hazards, planning the emergency response, and mitigation of the consequences. These processes include the tailings runout, the non-Newtonian overland flow, and the resulted flooding condition (Figure 4-2). Unlike a water dam-breach, our understanding of these after-breach transport processes for tailings dam-breaches is quite limited. That is, despite the larger historical failure rate of tailings dams in comparison with water dams (Martin et al. 2001). This knowledge gap, which is also the common problem of the mining industry (Martin and Akkerman 2015), stems from the complex mechanical behaviour of tailings slurries, which unlike water, behaves as a non-Newtonian system. Conventional dam breach and flood routing models are not reliable for predicting tailings dam breaches as they do not account for the non-Newtonian visco-plastic behaviour of slurries (O'brain et al. 2000).

A limited number of past studies have concentrated on prediction and analysis of tailings failure runout characteristics (e.g., outflow volume, flow hydrograph, peak discharge, runout distance, and inundation area). Some of them (e.g., Rico et al. 2008, and Larrauri and Lall 2018) have concentrated on the prediction of the breach outflow characteristics, based on the statistical analysis of data from the historical tailings breaches. Some others have tried to use Newtonian and non-Newtonian numerical models to predict of runout characteristics. Jeyapalan et al. (1983) used the TFLOW model associated with a Bingham-plastic rheological model for simulation of Gypsum Tailings Dam incident (USA, 1966). Martin et al. (2015) analyzed the breach of three tailings ponds for the purpose of hazard classification. Sauthier et al. (2010) compared two numerical models RASH-3D and DAN-3D for the simulation of the behaviour of slurry flow.

For the specific case of the oil-sands tailings dams, numerous studies in the past have investigated the fate of oil-sands contaminants within the pond structures (e.g., Lévesque 2014), into groundwater (e.g., Frank et al. 2014), and into the atmosphere (e.g., Galarneau et al. 2014 and Small et al. 2015). A number of studies (e.g. Shakibaeinia et al. 2016, 2017) have also focused on the transport of sediments and contaminants within the LAR. However, none of those past studies

has tried to assess the downstream consequences of an unforeseen tailings dam breach and the subsequent release of its effluent into the LAR system. Only most recently, Dibike et al. (2018) made the first attempt to numerically study the impact hypothetical breaches of oil-sands tailings dams, focusing on the transport of the tailings material within Athabasca River. However, they did not consider the runout and overland flow of tailings from the breach location to the river, and simply assumed that the whole breach volume will immediately spill to the LAR.

This paper therefore aims to numerically investigate the non-Newtonian runout and flooding condition resulting from the hypothetical breach of oilsands tailings dams. The study is based on the a 2D depth-averaged numerical model, i.e. FLO-2D (O'brien, 2007), and its mudflow module with capability of non-Newtonian overland flow simulation using a visco-plastic rheological model. FLO-2D is a well-accepted and widely-used model for flood routing, and one of the few models with capability of dealing with non-Newtonian floods for cases such as slurries, debris and mud flow (Agostino et al. 2006, Calligaris et al. 2008, Wu et al. 2013, Peng 2013). The model is first calibrated and validated using a historical tailings dam breach case (i.e. the breach of Mount-Polly mine, 2014), then is applied for study of runout and flooding condition (flood volume, extend, and hydrograph) resulted from the hypothetical breach of an example oil-sands tailings dam. The effect of tailings characteristics and rheological parameters are also investigated through sensitivity analysis.

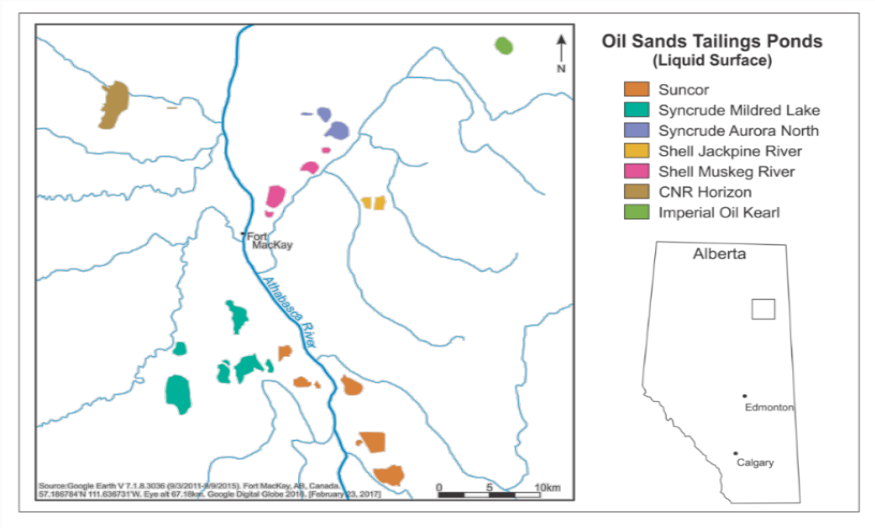


Figure 4-1. Locations of Alberta oil-sands tailings storage facilities (operated by different companies near the Lower Athabasca River (LAR) (Dibike et al., 2018).

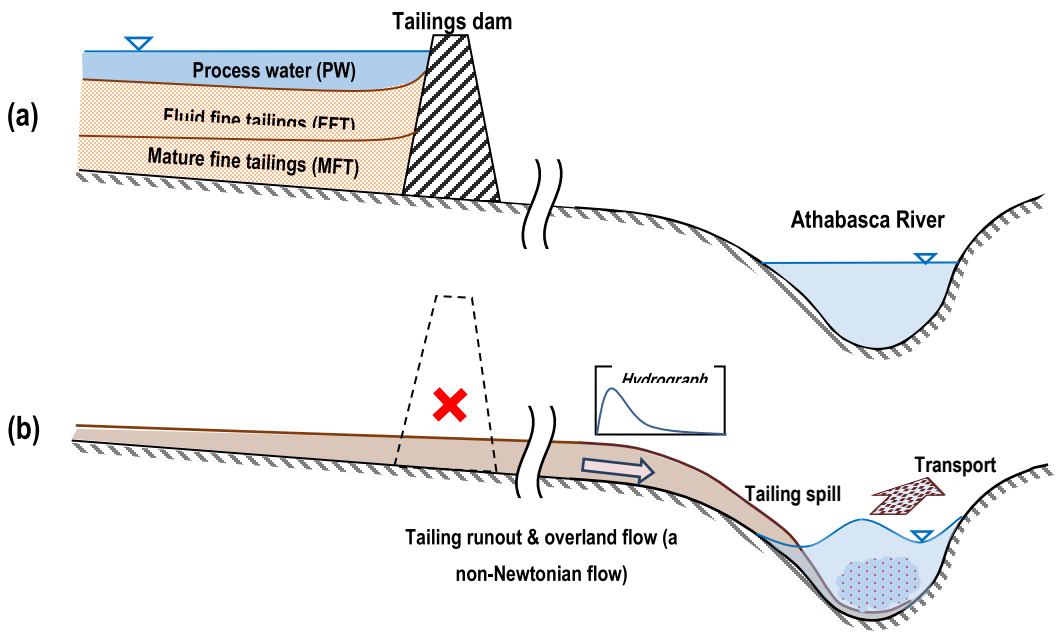


Figure 4-2. Schematic of (a) the oil-sands tailings storage facility, (b) tailings dam after-breach processes

4.2 Study area and data

The focused study area is the low Athabasca oil-sands region located near the lower portion of the Athabasca River (LAR) next to the city of Fort McMurray, Alberta, Canada (Figure 4-3). The Mildred Lake Settling Basin (MLSB) (located 40 km north of Fort McMurray and owned by Syncrude Canada Ltd.) was selected as the example case study. It is used as a primary source of recycled water for one of the mines in the region as well as storage for fluid tailings, flotation and froth tailings, and coke solids. The selection of this TSF is based on its relatively large volume and proximity to the LAR. Syncrude Canada (2010 and 2011) estimated the total volume, FFT volume, and process water volume of MLSB to be 540, 120 and 12 Million m^3 respectively. MLSB is also one of the examples TSFs that was studied by (Dibike et al., 2018).

4.2.1 Topography

Topographic data of the study area has been derived through an optimal combination of the (1) high-resolution (0.5m) surveyed data by Environment Canada using a Geoswath sonar sensor for LAR bathymetry, (2) high-resolution (5m) LIDAR data along the LAR floodplain provided by AESRD, and (3) DEM data of the region (with 20m resolution) from Geobase (2017). The

topographic/drainage analysis of the data shows that the shortest drainage path of MLSB toward LAR is 7.8 km through Beaver River, which has a confluence with LAR at coordinate 57.120530, -111.599691.

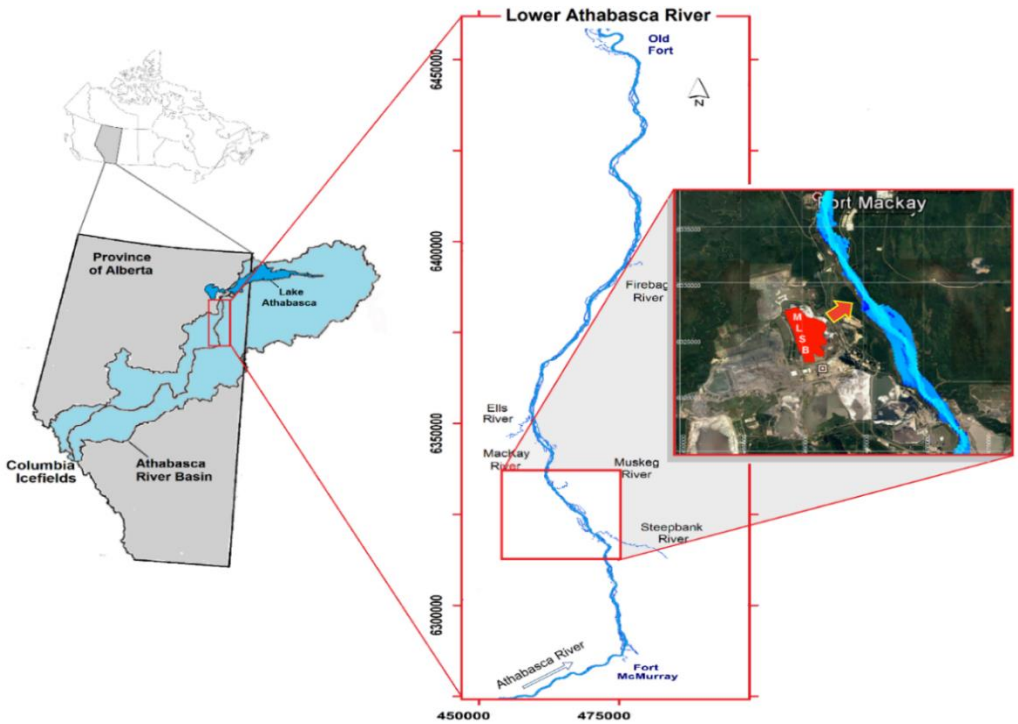


Figure 4-3. The study region in the lower Athabasca River, including the MLSB TSF.

4.2.2 Breach hydrograph

To determine the breach hydrograph, the water and tailings materials are assumed to run out of the tailings dam. Rico et al. (2008) developed serval empirical formula that help to calculate the maximum discharge and volume released through the breach, based on information from 28 past tailings dam failures. The breach outflow total volume and hydrograph peak is given by (Rico et al. 2008):

$$V_F = 0.354 V_T^{1.01} \tag{45}$$

$$Q_{\max} = 40.1 V_T^{0.295} H^{1.24} \tag{46}$$

where: V_F = outflow volume and V_T = total stored volume, Q_{max} is the peak discharge and H is height of water above the base of breach. Based on these relations and several other imperial relationships suggestion by Rico et al. (2008) and Barker and Schaefer (2007) a hydrograph was developed by Dibike et al. (2018) for breach of MLSB TFS. Tableau 4-1**Erreur ! Source du renvoi introuvable.** show the estimated outflow volume based on Rico et al. (2008) empirical equations.

Tableau 4-1: Outflow volumes (Mm3) from MLSB TFS estimated based on Rico et al. (2008)

Total pond volume		540
Outflow	Volume PW	12
	Volume FFT	121
	Mobilized sediments	71
	Total outflow volume	204

4.3 Numerical model

The numerical model used in this study is FLO-2D (O'Brien and Julien, 2000), a commercially available software (distributed by FLO-2D Software Inc.) for two-dimensional flood or single-phase mud-flood simulations. The model is cable of dealing with the overland flow of non-Newtonian materials, unlike the classical Newtonian models. This model has been widely used for the assessment of mud and debris flow since it development in 1993. FLO 2D uses a finite difference algorithm to solve the Saint-Venant equations, which include the continuity and momentum conservation as:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial (uh)}{\partial x} = i \tag{47}$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x} + g\frac{\partial h}{\partial x} + \left(S_f - S_0\right)g = 0 \tag{48}$$

where i is the source/sink term, h is the flow depth and u is the depth-averaged velocity, g is gravitational acceleration, S_0 is bed slop, and S_f is friction slope which is calculates base on the shear stress. To model the debris or mudflow, the shear stress is given by the following equation:

$$\tau = \tau_c + \tau_{mc} + \tau_\upsilon + \tau_t + \tau_d \tag{49}$$

where τ_c is cohesive yield stress; τ_{mc} is Mohr-Coulomb shear; τ_υ is viscous shear stress; τ_t and τ_d are turbulent and dispersive shear stress respectively. The constitutive law for shear stress and strain-rate used is:

$$\tau = \tau_y + \eta \frac{\partial u}{\partial y} + C\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right) \tag{50}$$

where $\tau_y = \tau_c + \tau_{mc}$ is yield stress and η is dynamic viscosity, and C represent the turbulent-dispersion:

$$C = \rho_m l^2 + \frac{\pi}{12}\left(\frac{6}{\pi}\right)^{1/3} \sin^2(\alpha_1)\rho_s(1-e_n{}^2)C_\upsilon{}^{1/3} \tag{51}$$

Where ρ_s density of debris, ρ_m is density of mixture, e_n is energy restitution coefficient, α_1 is averaged impact angle of solid. Based on Equation (6) one can calculate friction slope as (Julien and lan (1991) as:

$$S_f = \underbrace{\frac{\tau_y}{\gamma h}}_{\text{yield stressslope}} + \underbrace{\frac{\eta k u}{8\gamma h^2}}_{\text{viscousslope}} + \underbrace{\frac{\eta_T^2 u^2}{h^{4/3}}}_{\text{turbulenceslope}} \tag{52}$$

where k is a resistance parameter, η_T is turbulent viscosity. The yield stress and dynamic viscosity are given by:

$$\tau_y = \alpha_1 \exp\left(\beta_1 C_v\right) \tag{53}$$

$$\eta = \alpha_2 \exp\left(\beta_2 C_v\right) \tag{54}$$

where C_v is volume concentration of sediments and α and β are the coefficients which depend on the material properties. Here in this study the α and β coefficients are considered as calibration factor within the range suggested by O'Brien and Julien (2000).

FLO-2D uses equations (8), (9) and (10) to predict the non-Newtonian behaviour of the materials. The discharge, and water depth are calculated based on the flow governing equation discretized using a central difference method and solved using Newton-Raphson method (to determine the averaged depth and velocity in each flowing direction). The net discharge is calculated based on the summation of the discharged in eight directions for a grid element and after multiplying the velocity and the cross-sectional flowing area, the net discharge can be determined as:

$$\Delta Q_i^{t+1} = \sum_{i=1}^{8} Q_i^{t+1} \tag{55}$$

where $t+1$ indicate the next time step; i represent the number of flowing directions. The flow depth at next time step can be obtained as

$$\Delta H_i^{t+1} = \frac{\Delta Q_i^{t+1} \Delta t}{A_{surf}} \tag{56}$$

where A_{surf} and Δt are the surface grid area and time step respectively.

The outputs data, including water depth, velocity and impact force as well their maximum values for each time interval, can be converted into ESRI shapefile for displaying in geographic information system (GIS). The poste processing integrated in FLO-2D call mapper which has the possibility also to plot the flow depth and velocity variation in each grid element, as well the water depth profile.

4.4 Model Calibration and Validation

Since the study case is a hypothetical tailings dam breach, it cannot be used for validation purpose. Instead, a historical tailings dam breach (i.e. the Mount Polley incident of 2014) is used for model parametrization and validation. The Mount Polly mine (an open pit copper and gold mine owned by Imperial Metals) is located in the Cariboo region of British Columbia, Canada, adjacent to Hazeltine Creek, Polley Lake and Quesnel Lake(Figure 4-4). In the early morning of August 4th 2014, its tailings dam breach released ~25Mm^3 of tailings and water (10.6 Mm^3 supernatant water, 7.3 Mm^3 tailings solid, 6.5 Mm^3 interstitial water, 0.6 Mm^3 construction materials) (Petticrew et al, 2015). The materials discharged into Polley Lake and flowed along Hazeltine Creek channel into the Quesnel Lake.

The geometry of the Mount Polly mine model is constructed by interpolation of the topographic DEM data on a mesh system with 30 m by 30 m grid resolution. The input data include the breach hydrograph constructed based on the total volume of the breach outflow and the formulation provided in section 2. The calibration is performed for the rheological parameters α and β (used for calculation viscosity and yield stress). The available data for validation of the model are the breach final inundation area and water level at the Quesnel Lake at the Water Survey of Canada (WSC) hydrometric station number 08KH011. Unfortunately, in this case, the data related to the time evolution of inundation area, the travel time, and the volume of the materials discharged into the lakes are not available.

Figure 4-5 shows the time evolution of simulated tailings breach overland flow and flooding condition for the Mount Polley tailings breach. After the breach, a portion of the materials flow to the Polley Lake and the rest flow along the Hazeltine Creek channel and finally reach the Quesnel Lake less than 3 hours after the breach. Comparison of the simulated inundation area with the satellite imagery data in Figure 4-6 shows a similar flow path and inundation area. Wider flow path along the Hazeltine Creek observed in the simulation results is due to the coarse mesh size (30m). Figure 4-7a and Figure 4-7b compares the flood hydrographs at the breach location and the confluence of Hazeltine Creek, and Quesnel Lake. As the figure shows the peak of the hydrograph reaches Quesnel Lake after around 3 hours. The simulation predicts about 87% the total breach volume to reach the Quesnel Lake. To provide a quantified validation, the simulated and measured water level at the Quesnel Lake after the breach event are compared in Figure 4-7b. Simulated and

measured values show a similar trend, with lake water level rise of about 7-11 cm. Note that the numerical results have been achieved with the rheological parameters resulting in a viscosity of η=0.3pa.s and yield stress of τ_y=1.3 pa, which are within the ranged recommended by (O'Brien et al 2001) The analysis shows a large sensitivity of the model results to these parameters as the viscosity controls the flow speed and energy dissipation. For instance, the simulation shows that if a viscosity as small as water viscosity is used, the water level at the measurement station may increase by more than 2 meters.

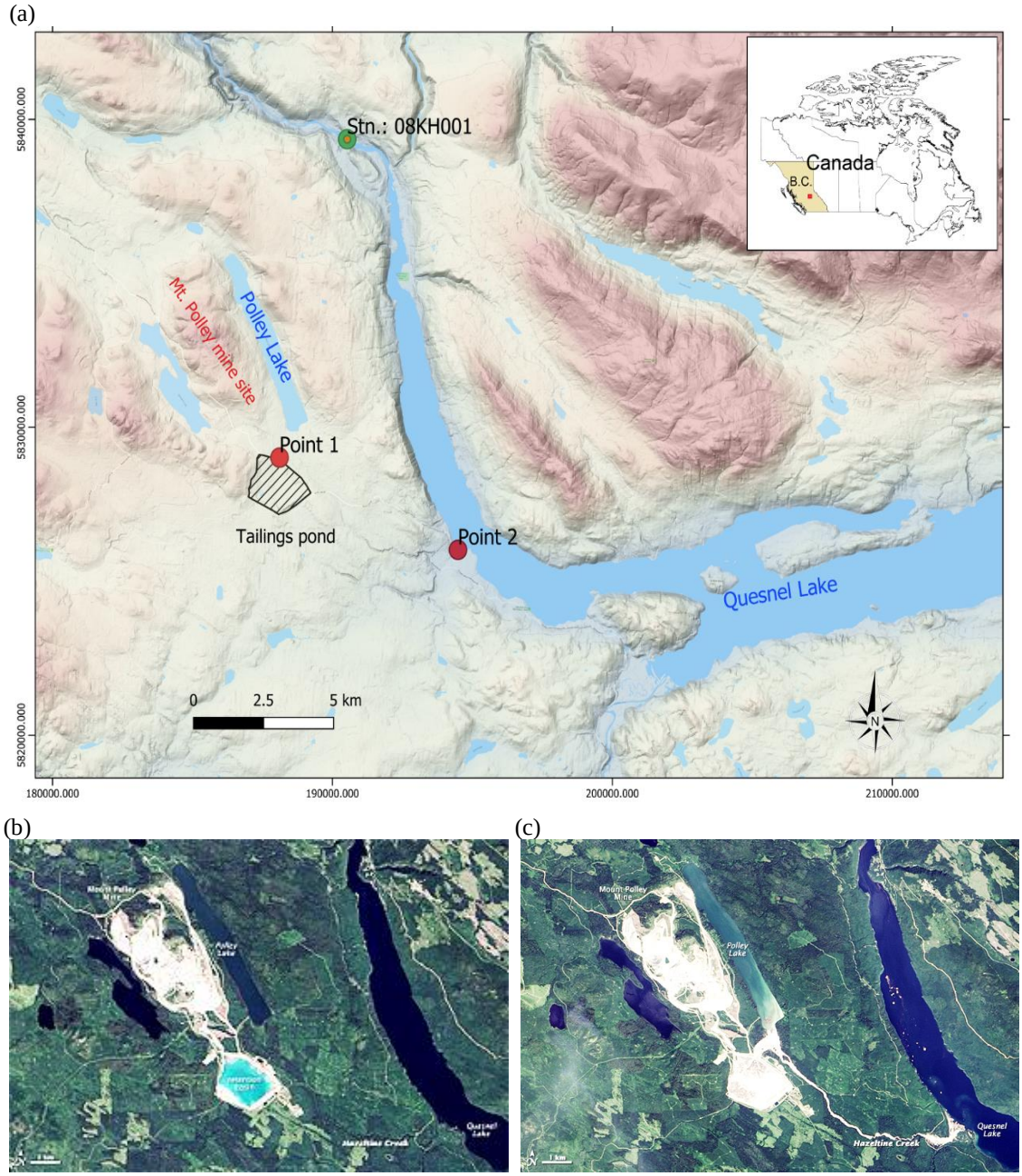
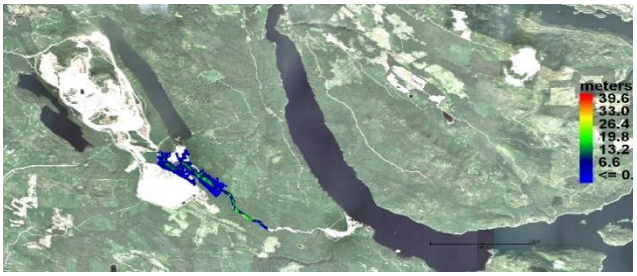


Figure 4-4. (a) Map of Mount Polley mine site in British Columbia. Satellite image of the site (b) before and (c) after the tailings dam breach (images are from NASA 2014)

T=0 h

T=1 h

T=2 h



T=3 h

T=3 h

T=5 h

T=10 h

T= 20 h

Figure 4-5. Time evolution of simulated Mount Polley TSF breach overland flow (figures show the flow depth).

(a) (b)

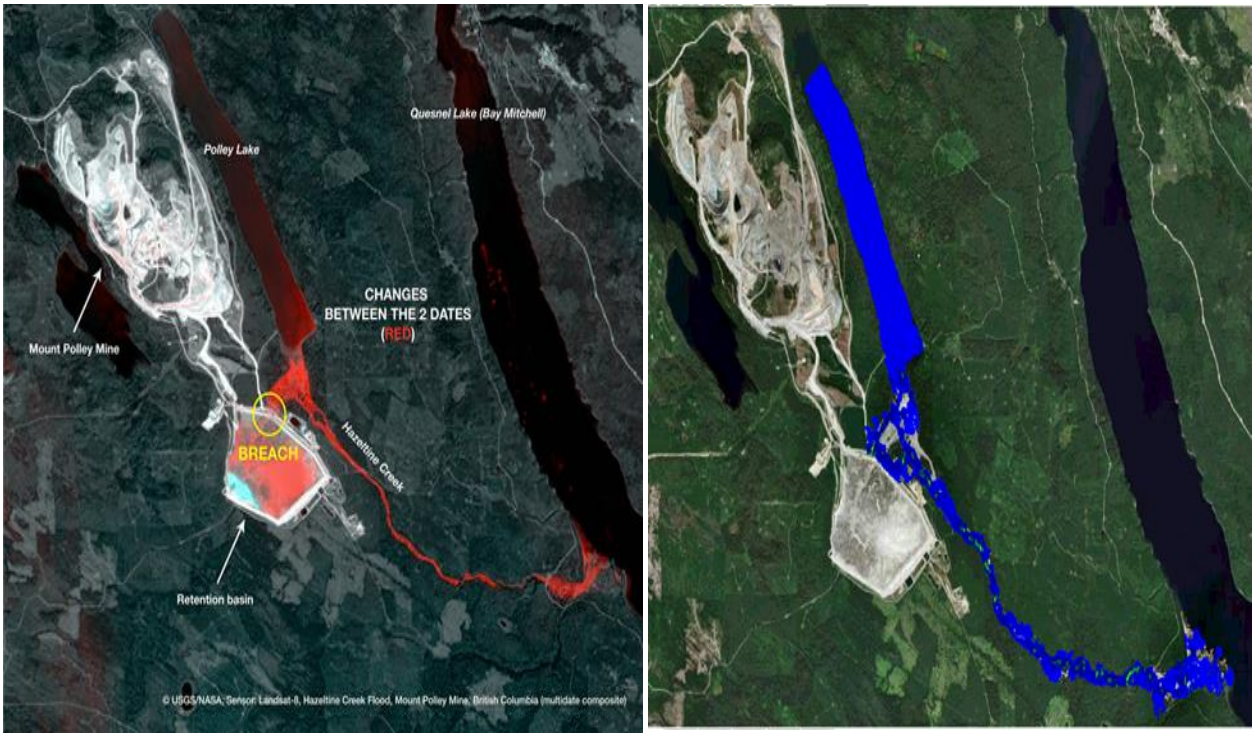


Figure 4-6. Comparison of simulated and actual inundation area. (a) Difference of NASA aerial photos of the Mount Polley Mine site before and after the dam breach (Image by Effigis), (b) simulated flooding extent.

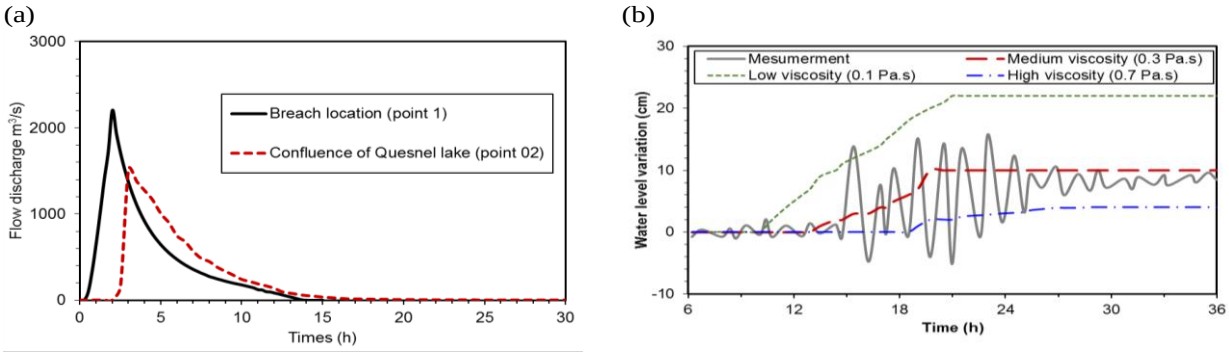


Figure 4-7. (a) Tailings flow hydrograph at breach location and at the confluence of Hazeltine Creek, and Quesnel Lake (i.e. points 1 and 2 in Figure 4), (b) Time series of simulated and measures water level at Quesnel Lake (WSC hydrometric station number 08KH011).

4.5 Model application and results

The topographic data for the lower Athabasca region were interpolated on a mesh system with 30m by 30 m grid resolution. Manning coefficient selected to be 0.04 based on the soil and land cover properties over the region and the model was run for an average flow condition in the Athabasca River. The sediment volume concentration of the runout was computed to be 21%, based on the sediment content in different layers of the tailings pond. The model was simulated for a 25 hours period starting from the breach initiation with simulation step of 0.25h. The material properties and the rheological parameters were assumed to be similar to those of the Mount Polley model, i.e. viscosity of η=0.3 pa.s and yield stress of τ_y=1.3 pa. The rheological analysis of the tailings ponds materials shows high sensitivity of the simulation results to the rheological parameters. Tailings materials behaviour is more complicated than clay or mudflow because of the complex mixture of the fluid. Nguyen and Boger (1998) did an experimental analysis of tailings material of an Aluminum tailings pond in Australia, and the variation of the yield stress show that the tailings materials behave according to Herschel Buckley model. His analyse show also that for tailings ponds (Australia, USA, Surinam and Jamaica tailings ponds) which have a small tailings concentration (<20%) their yield stress may vary in the range of 0.5-2.5 pa but for high concentration the yield stress increase exponentially to reach high values. This is in fact the confirmation of O'Brien's experimental analysis which represents the variation of the yield stress as a function of the concentration by an exponential relationship. Boger et al. (2013) confirm this information through his analyse of 11 type of tailings pond over the word and for low concentration, the behaviour of the tailings material is the same whatever the type of the tailings pond. like the fine-ground debris flow, they behave according to Herschel Buckley rheological model for the concentration more than 70% (Phillips et al,. 1991). The calculation of volume concentration of our tailings materials has been estimated for 21%, the yield stress of 1.3 pa agree with the literature studies and seems acceptable to run our model. The sensitivity analysis is performed to investigate the effect of these parameters. To consider the worst-case scenario, it is assumed that the dam breach happens at a point near the north-west corner of the tailings pond, which has the closest drainage path to the Athabasca River (which is through the Beaver River). The flow discharge of the Beaver River is not taken into the account considering its negligible value compared to a hypothetical tailings breach.

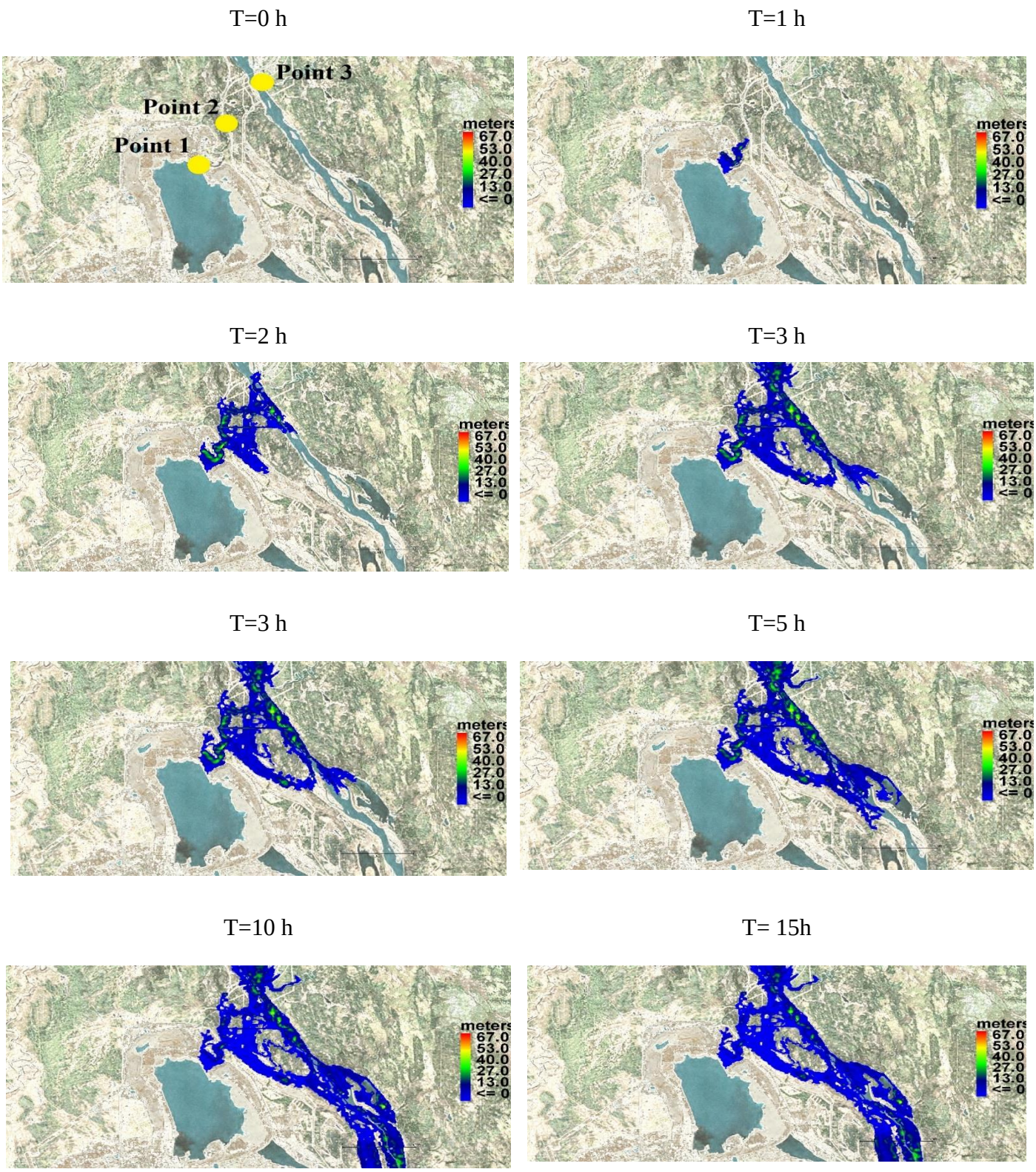


Figure 4-8. Time evolution of simulated MLSB TSF hypothetical breach overland flow and flooding condition (figures show the flow depth)

Figure 4-8 shows the time evolution of simulated runout and flooding condition for the hypothetical breach of the MLSB TFS. As expected, the material flow through the closest drainage path toward the Athabasca River. As time goes on, the inundation area expands and covers the land downstream of the breach. Figure 4-9 shows the breach hydrograph at various point along the drainage path. The points 1, 2 and 3 are located at the breach location, middle of the flow path (Coordinate: 57.112455, -111.627051) and at the Beaver River confluence with the Athabasca River (Coordinate: 57.120464, -111.600813), respectively (see Figure 4-8 for the location of these points). The tailings materials reach points 2 and 3 within the first 1 and 1.5 hours after the breach. About 53.43% of tailings volume is predicted to reach point 3 and spill into the Athabasca River.

Nevertheless, sensitivity analysis shows that these results largely depend on the rheological properties. For instance, changing the viscosity of yielded materials can largely affect the time and volume of materials reaching to the Athabasca River. Figure 4-10 and Figure 4-9 compare the hydrographs, tailings volumes and times of the material spilling into the LAR, for various viscosity scenarios. The reference non-Newtonian model with a medium viscosity was compared to those with lower and higher viscosities, as well as a Newtonian model with a viscosity equivalent to that of water. The results show that decreasing the viscosity will reduce the travel time and increase the volume of tailings materials reaching the LAR. A Newtonian model predicts twice spill volume (to LAR) with a 60% faster travel time compared to a non-Newtonian model with high viscosity. Tableau 4-2 also presents the mass of the tailings materials which has been deposited overland after the tailings runout.

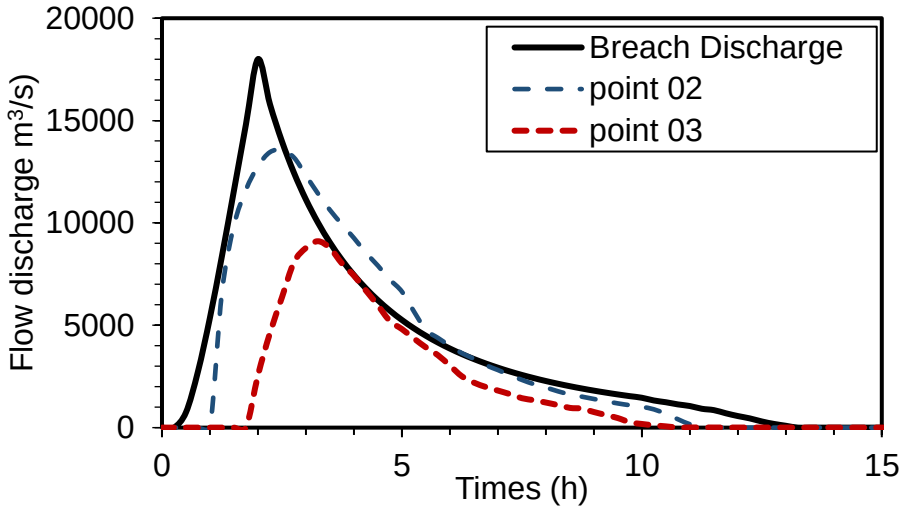


Figure 4-9. Breach hydrograph at various points along the flow path.

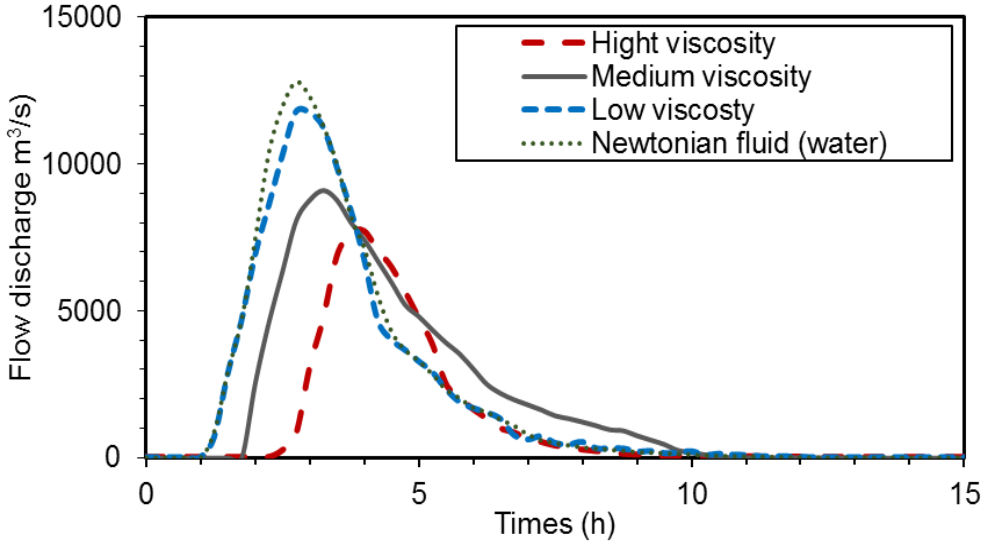


Figure 4-10. Breach runout hydrograph at point 3, for various viscosity scenarios

Tableau 4-2: Percentage of breach volume and time to reach LAR for various viscosity scenarios

Condition	Volume released to LAR		Sediment mass balance		Time to reach LAR (h)
	Total volume Mm^3	% of breach volume	Mass released to LAR (MT)	Overland Mass deposited (MT)	
Newtonian Flow (η=0.001 pa.s)	121	59.31	-	-	0.75 - 1
Low viscosity (η=0.05 pa.s)	115	56.4	62.1	48.06	1 - 1.25
Medium viscosity (η=0.50 pa.s)	109	53.43	57.24	52.92	1.5 - 2
High viscosity (η=2.00 pa.s)	69	33.82	34.56	75.6	2- 2.5

4.6 Concussion and remarks

A non-Newtonian dam-breach runout model was set up based on the FLO-2D software and implemented to study the overland flow and inundation condition resulting from a hypothetical breach of a selected tailings dam in the Athabasca oil-sand region. The MLSB tailings dam was selected as an example for this study considering its large volume and its proximity to the lower Athabasca River (LAR). The simulation model was first calibrated and validated for a historical tailings dam breach (i.e. breach of Mount Polley tailings dam in British Columbia in 2014). After identifying the best rheological parameters through calibration, the validations showed the ability

of the model to predict the flooding extent and path, as well as water level rise in the downstream lake (i.e. Quesnel Lake).

The calibrated and validated model parameters were then applied for simulation of a hypothetical breach runout from the MLSB tailings dam in the lower Athabasca region. A breach was considered at the north-west corner of the tailings dam, which has the closet drainage path to the LAR (through Beaver River). Simulation results predicted about 53.43% of tailings volume resulting from the breach reaches the confluence of LAR with a travel time, through the Beaver River, of about 1.5 hrs. The tailings material mass released to LAR and those deposited overland were 57.24 MT and 52.92MT respectively. The simulation results also showed a large flooding region downstream of tailings dam breach. Sensitivity analysis showed that these results largely depend on the rheological properties of tailings materials (viscosity and yield stress). Therefore, a detailed rheometric analysis of tailings material can provide the data for a more conclusive numerical study.

The applied numerical model for this study, FLO-2D, is one the most widely-used models for dam-breach simulation and one of the few available models that can deal with the non-Newtonian behavior of tailings flow. However, the depth average and single-phase nature of this model (and other similar models) can limit its ability to accurately predict the highly dynamic multiphase nature of flow in an event of tailings dam breach. Furthermore, the simplified rheological relationship of this model may not be able to accurately and fully predict the non-Newtonian behavior of tailings. The ability of this model in predicted of the breach and the resulted hydrograph may be limited. Therefore, further research is suggested on developing a fully dynamic multiphase three-dimensional numerical model, with complex rheological models for simulation of oil-sands tailings breaches. The unknown rheological properties have been a major source of uncertainty in the results of this study. Due to restricted access for sampling of tailings materials, no rheological measurements have been reported in past studies on oil-sands tailings. Therefore, sampling and rheometric testing of oil-sands tailings are recommended for future studies.

CHAPITRE 5 ÉTUDE EXPÉRIMENTALE

La deuxième partie de cette étude est basée sur une analyse expérimentale de deux types de matériaux : argile et sable bitumineux. Les matériaux ont été testés à l'aide d'un essai d'une rupture de barrage dans le but de montrer l'effet de la concentration volumique et la pente du barrage sur le mouvement des résidus. L'échantillon de sable bitumineux utilisé a été pris d'un barrage minier en Alberta avec une concentration de 20%.

Un deuxième essai qui a été réalisé est le test de la rhéométrie où un échantillon de sable bitumineux a été traité à l'aide de cet essai pour déterminer son modèle rhéologique qui définit son comportement non-Newtonien.

5.1 Test de la rhéométrie

5.1.1 Mode préparatoire

Un échantillon de sable bitumineux a été utilisé pour réaliser cette expérience. A l'aide d'un rhéomètre qui peut estimer la variation de la déformation en fonction de la contrainte de cisaillement, le modèle rhéologique a été déterminer.

Figure 5-1 : Test de la rhéométrie

Le rhéomètre a un cylindre qui contient l'échantillon (Figure 5-1), ensuite un lever va faire tourner l'échantillon avec des contraintes très faibles pour estimer la contrainte de cisaillement critique. Le rhéomètre est connecté à l'ordinateur dont les résultats vont être affichés automatiquement après les mesures.

5.1.2 Résultats

L'essai de la rhéométrie a été réalisé pour les échantillons qui ont une concentration de 30% et 25%. La figure suivante montre la variation du taux de cisaillement en fonction de contrainte de cisaillement.

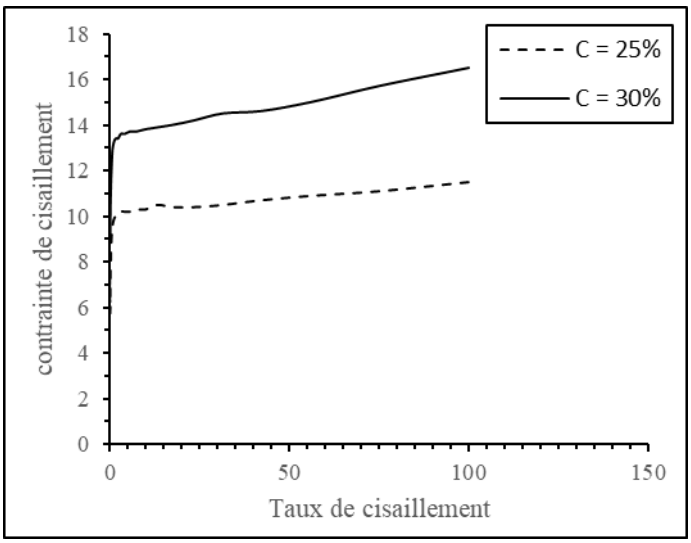


Figure 5-2 : Variation de contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement pour concentration volumique de 30% et 25%

D'après les graphs, l'échantillon de sable bitumineux se comporte selon le modèle Bingham. La concentration contrôle la valeur de la contrainte de cisaillement critique. Si la concentration augmente, la contrainte de cisaillement critique augmente aussi. Les paramètres de modèle Bingham ont été estimé depuis les graphs de la Figure 5-2. Les résultats sont résumés dans le tableau suivant :

Tableau 5-1 : Paramètres de modèle Bingham pour l'échantillon de sables bitumineux

Concentration	30%	25%
Contrainte de cisaillement critique (Pa)	13.2	10.4
Viscosité effective (μ_0)	0.03	0.014
L'index de comportement (N)	1	1

5.2 Essaie d'une rupture d'un barrage

5.2.1 Propriété de matériel

Pour faire ce test, un réservoir a été construit au laboratoire pour le modéliser ensuite. Le réservoir a été construit à partir du plexiglass qui est transparent et permet de tracer le profil des écoulements d'une façon claire. Ces dimensions sont :100 cm de longueur, 50 cm de largeur et 25 cm de hauteur avec pente horizontale et de 15°et une pente horizontale comme démontré dans la figure (x). On a pris pour les scénarios des pentes horizontales et de 15° pour réaliser les essais. Les matériaux utilisés dans cette analyse sont : (1) un échantillon des résidus des sables bitumineux avec différentes concentrations volumiques (20%, 30%, et 40%). (2) un échantillon d'argile avec différentes concentrations (20%, 30%, et 40%). Le pourcentage représente la quantité des solides par rapport à l'eau.

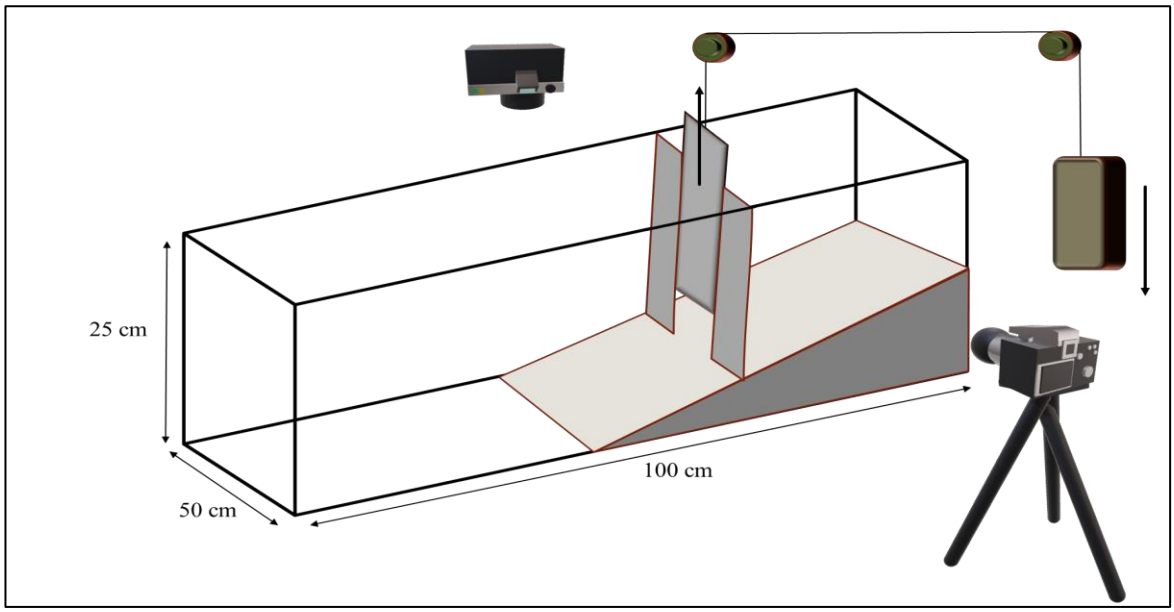
En relâchant une masse attachée à une porte de 15cm de largeur, l'écoulement sort avec une vitesse qui varie selon la concentration. Une caméra à haute vitesse a été placée pour capturer le profil de l'écoulement en fonction de temps (1080 Fram/s) et avec une résolution de (2160 x 2160 Pixels). Une deuxième caméra a été placée en haut pour capturer la vue en plan de l'écoulement avec une vitesse de (240 Fram/s).

Les expériences réalisées sont nommées par des abréviations, le tableau suivant résume toutes les expériences pour les deux matériaux (sables bitumineux et la boue)

Tableau 5-2 : Expériences réalisées pour les deux matériaux (Sables bitumineux et la boue)

Numéro de l'expérience	Abréviation de l'expérience	Pente (%)	Matériel	Concentration volumique (%)
1	0-S-20	0	Sable bitumineux	20
2	0-S-30	0	Sable bitumineux	30
3	0-S-40	0	Sable bitumineux	40
4	0-B-20	0	Boue	20
5	0-B-30	0	Boue	30
6	0-B-40	0	Boue	40
7	15-S-20	15	Sable bitumineux	20
8	15-S-30	15	Sable bitumineux	30
9	15-S-40	15	Sable bitumineux	40
10	15-B-20	15	Boue	20
11	15-B-30	15	Boue	30
12	15-B-40	15	Boue	40

(a)



(b) **(c)**

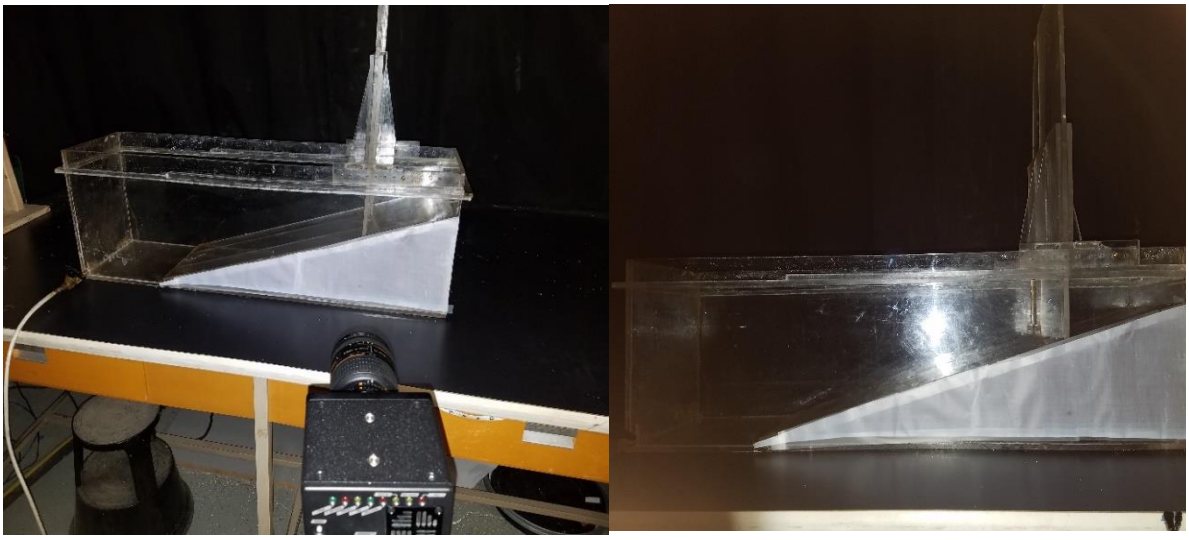


Figure 5-3: Analyse expérimentale d'une rupture d'un barrage. (a) : dimension de réservoir. (b) : installation de la caméra pour capturer le profil de l'écoulement. (c) : position de réservoir.

5.2.2 Résultats

Les résultats de l'essai de la rupture d'un barrage sont présentés dans la Figure 5-10 jusqu'àFigure 5-15. Le profil de l'écoulement a été capturer à l'aide d'une caméra à haute vitesse (1080 Fram/s). Les figures suivantes montrent quelques exemples pour les résultats pris avec la caméra :

(1) Pente horizontale avec 20% de concentration volumique (Sable bitumineux)

t=0.2s t=0.4s t=0.8s

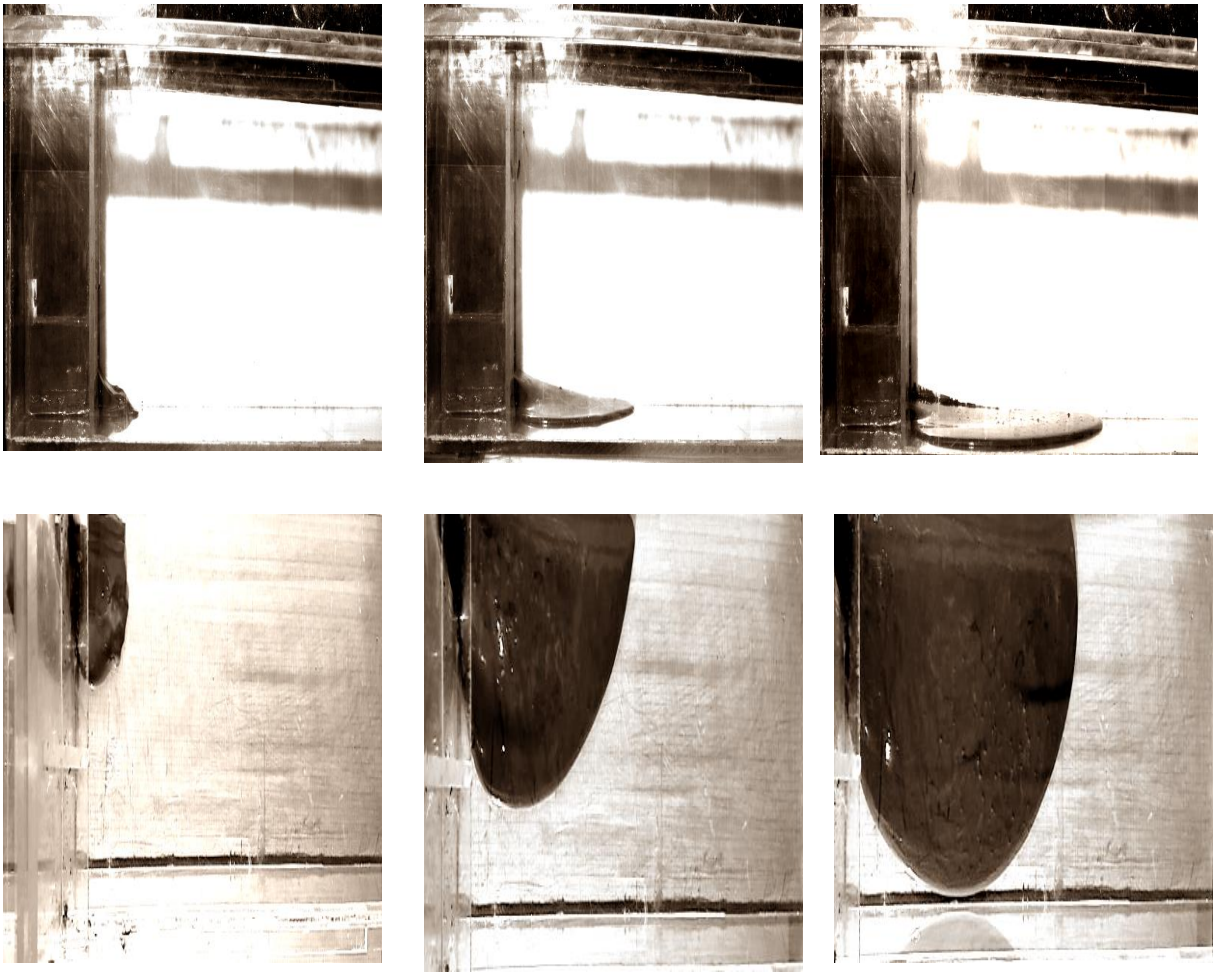


Figure 5-4 : Profil et vue en plan de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 20% et une pente horizontale.

(2) Pente horizontale avec 30% de concentration volumique (Sable bitumineux)

t=0.2s t=0.4s t=0.8s

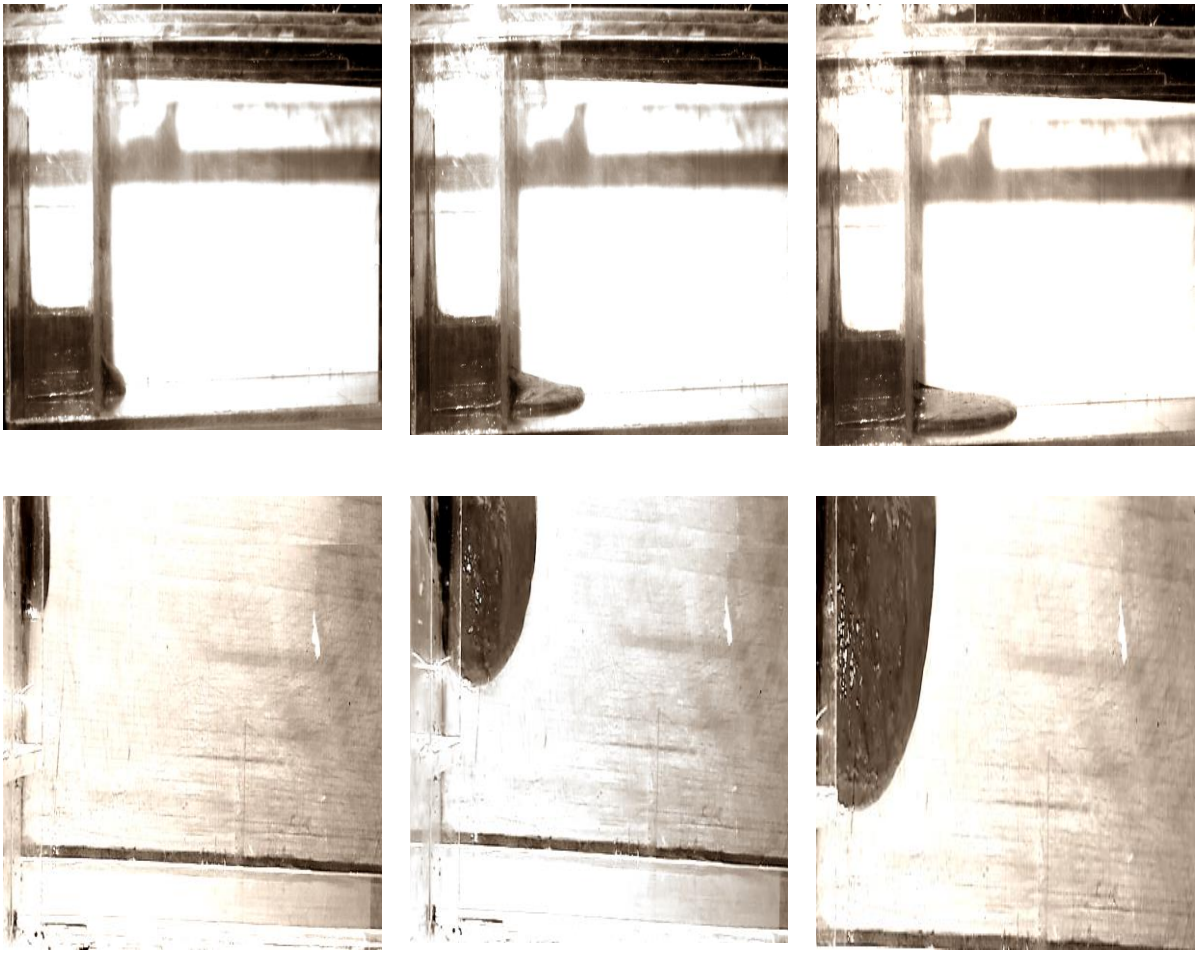


Figure 5-5 : Profil et vue en plan de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 30% et une pente horizontale.

(3) Pente horizontale avec 40% de concentration volumique (Sable bitumineux)

t=0.2s t=0.4s t=0.8s

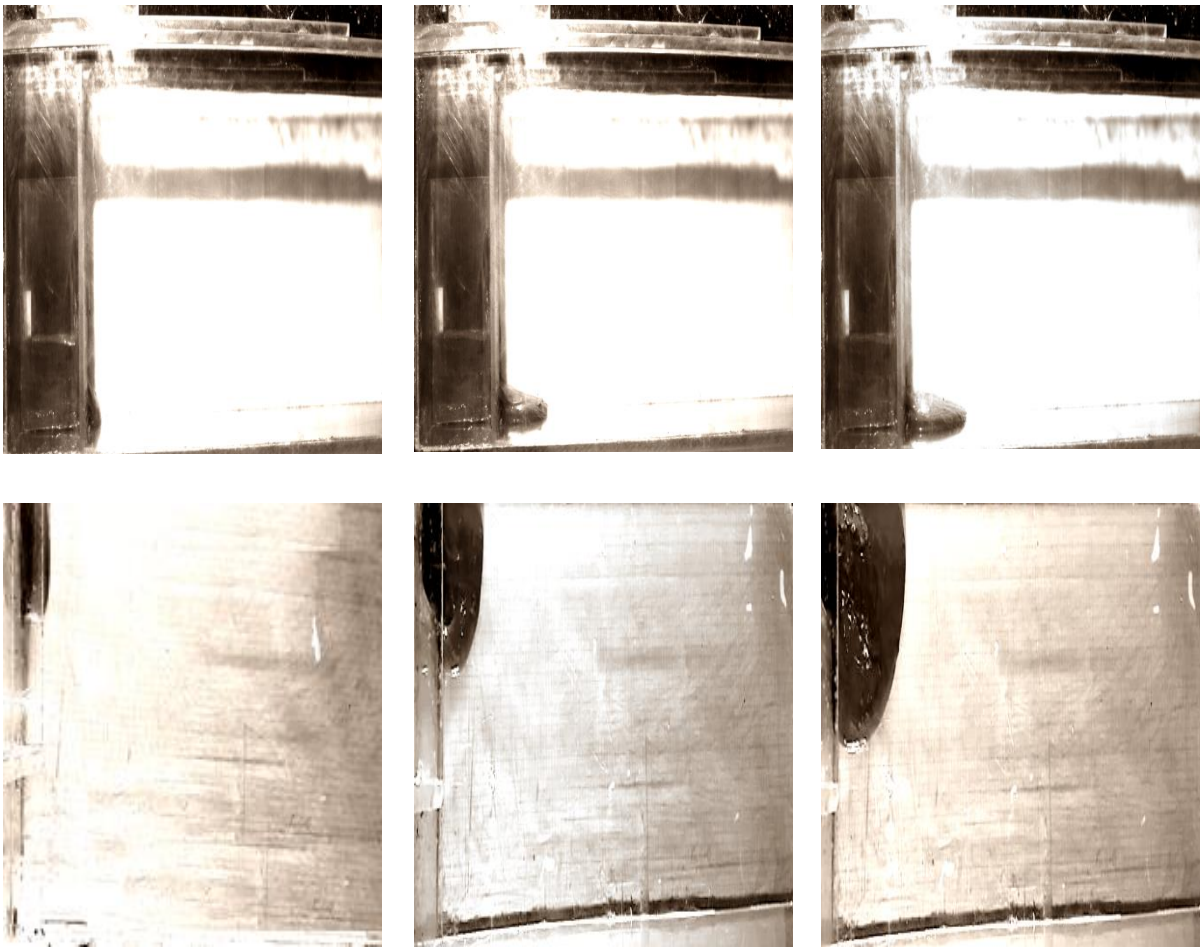


Figure 5-6 : Profil et vue en plan de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 40% et une pente horizontale.

(4) Pente de 15% avec 20% de concentration volumique (Sable bitumineux)

t=0.2s t=0.4s t=0.8s

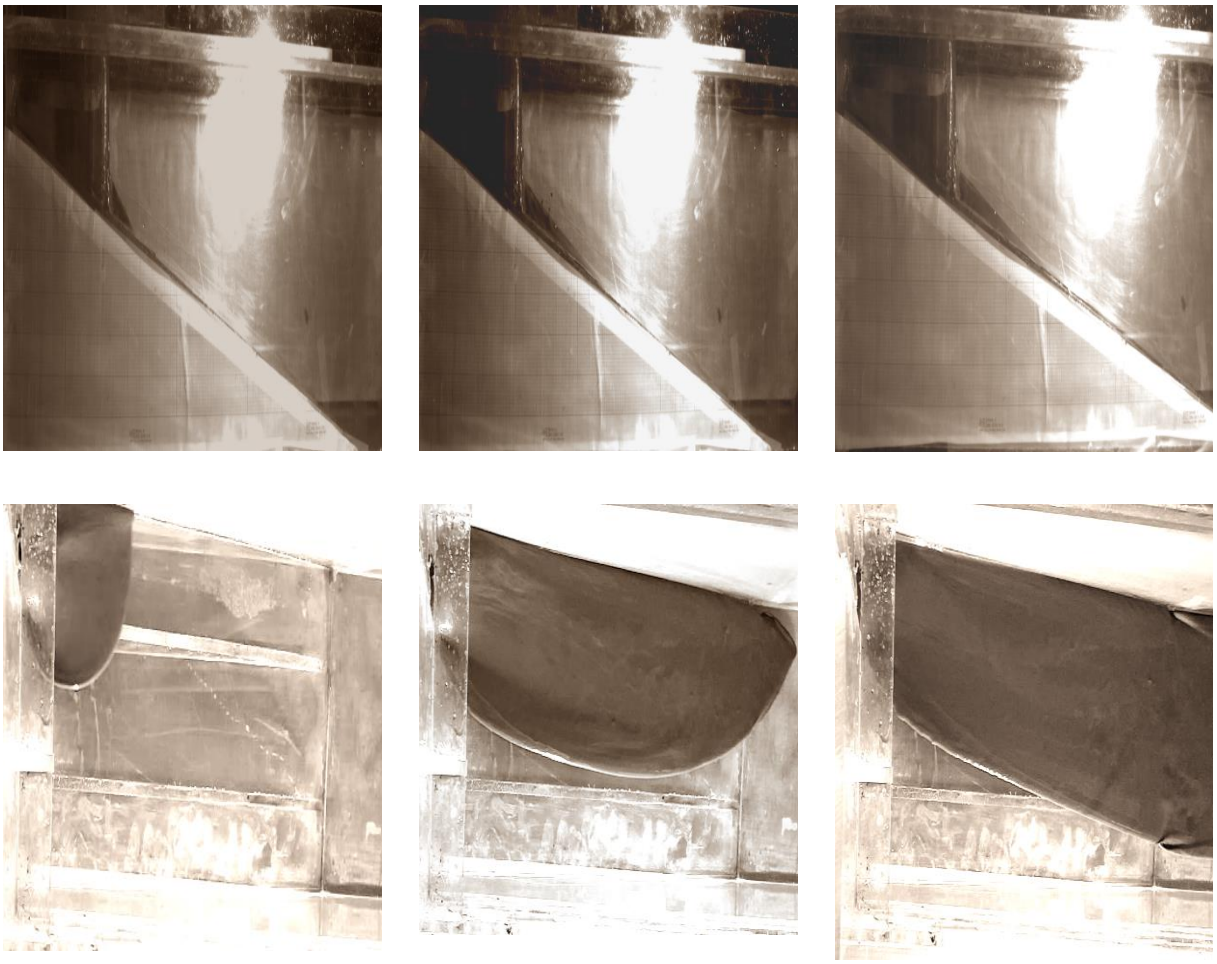


Figure 5-7 : Profil de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 20% et une pente de 15%

(5) Pente de 15% avec 30% de concentration volumique (Sable bitumineux)

t=0.2s t=0.4s t=0.8s

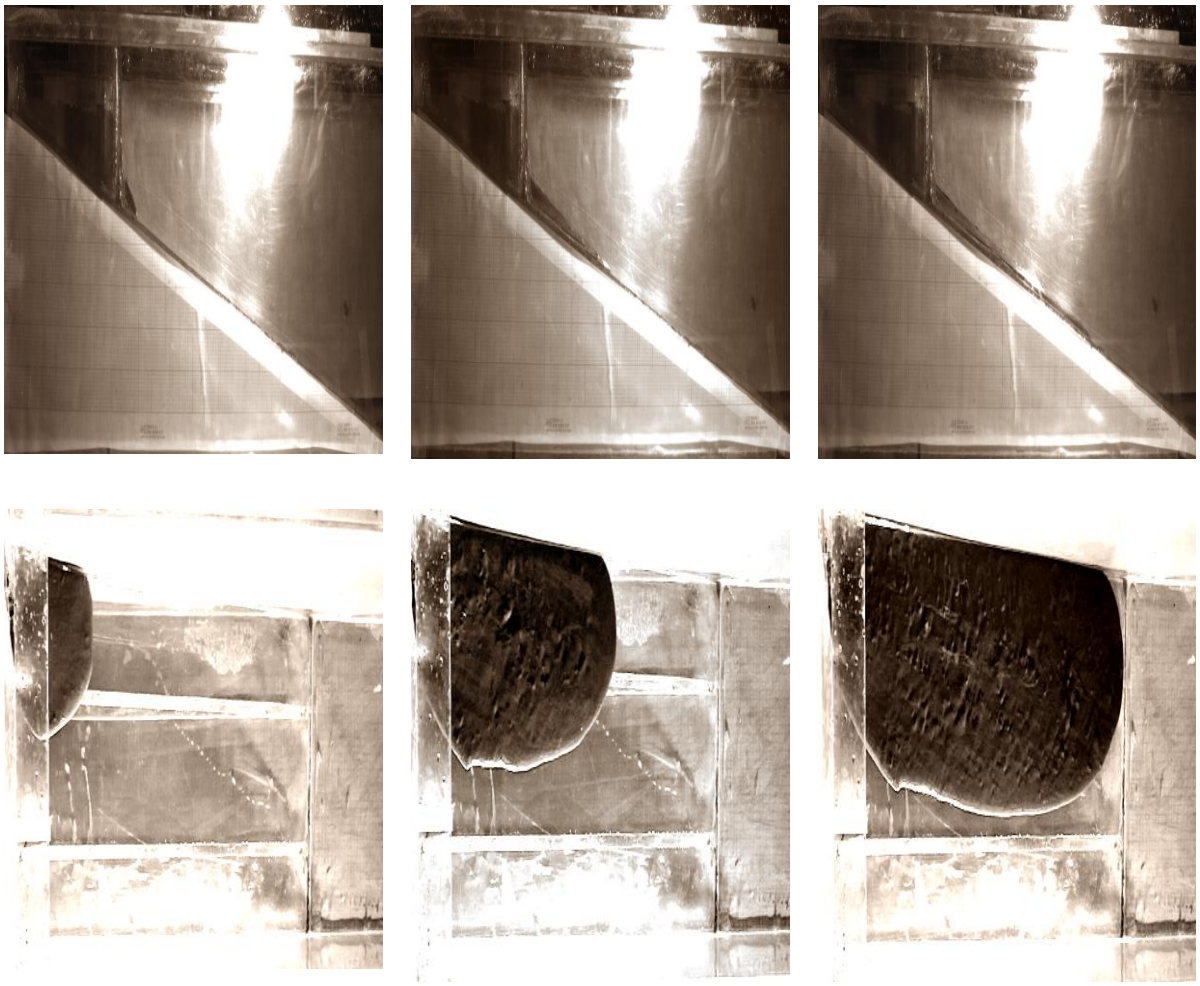


Figure 5-8 : Profil de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 30% et une pente de 15%

(6) Pente de 15% avec 40% de concentration volumique (Sable bitumineux)

t=0.2s t=0.4s t=0.8s

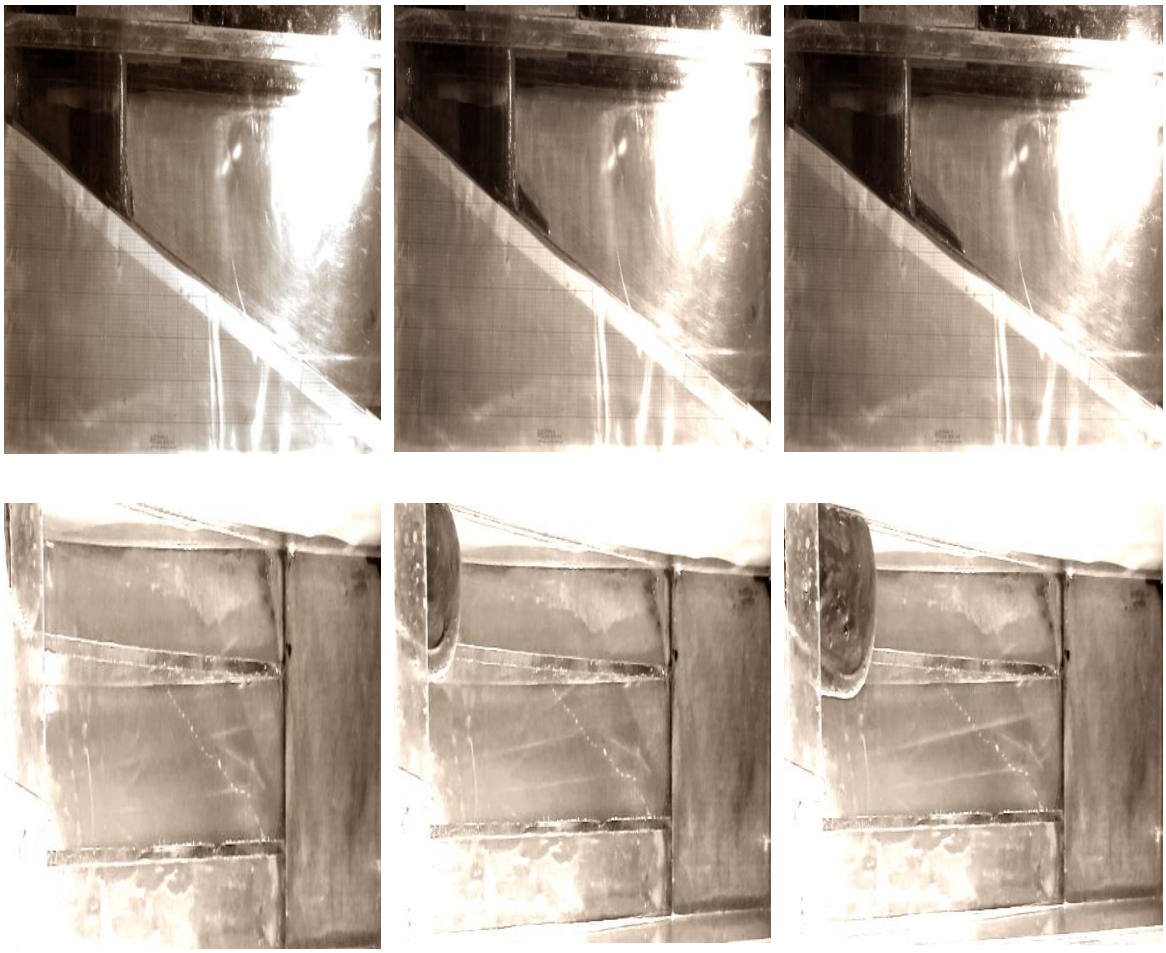


Figure 5-9 : Profil de l'écoulement capturé par la caméra avec une concentration de 40% et une pente de 15%

Les profils sont tracés pour comparer le mouvement des écoulements en fonction de la concentration pour les deux matériaux. La Figure 5-16 présente l'effet de la concentration sur le déplacement maximal du sable bitumineux et de l'argile. Les profils de Figure 5-10 jusqu'à Figure 5-15 sont exprimés en fonction des grandeurs non-dimensionnelles. Les profils dans les figures sont en fonctions de H et L où $H = \frac{X}{X^*}$ et $L = \frac{Y}{Y^*}$ pour chaque intervalle de temps T

X^* : est la largeur initiale de fluide qui est égal à 15 cm. Y^* : est la hauteur initiale de fluide qui est égal à 7 cm. $T = \frac{t}{\sqrt{\frac{Y^*}{g}}}$ où t représente le pas de temps et g représente la gravité.

(1) : Pente horizontale avec 20% de concentration volumique.

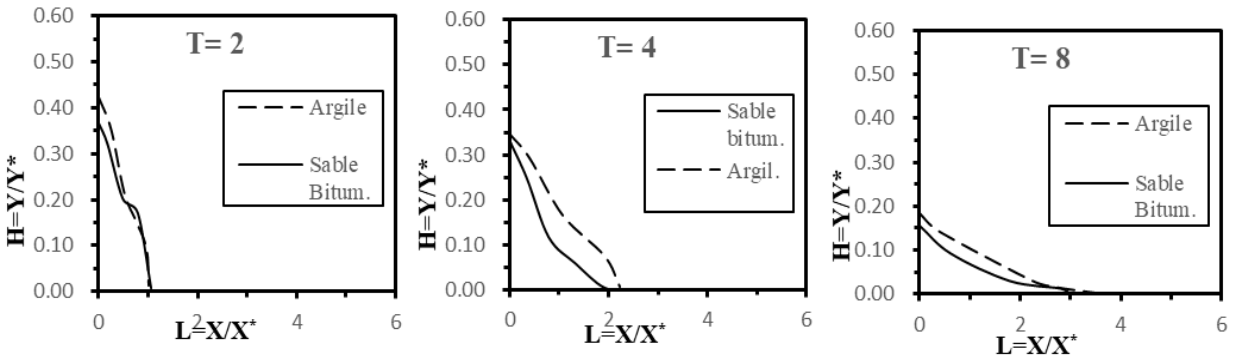


Figure 5-10 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 20% et une pente horizontale

(2) : Pente horizontale avec 30% de concentration volumique.

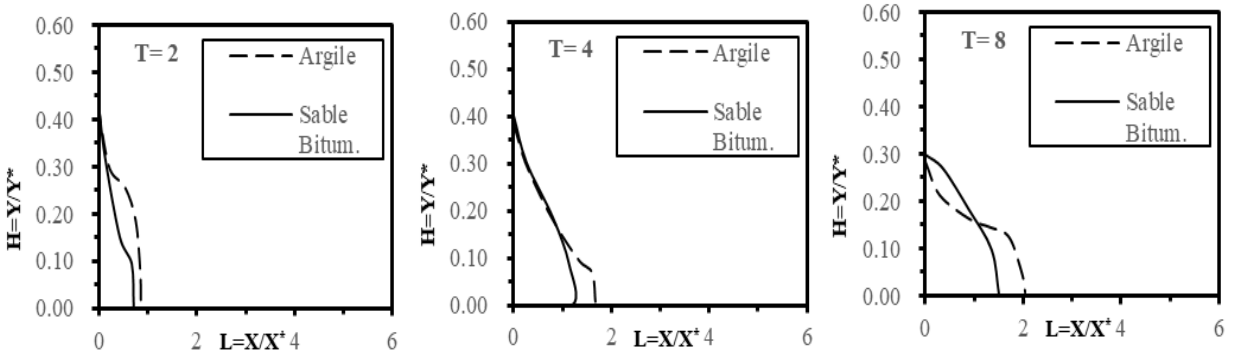


Figure 5-11 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 30% et une pente horizontale

(3) : Pente horizontale avec 40% de concentration volumique.

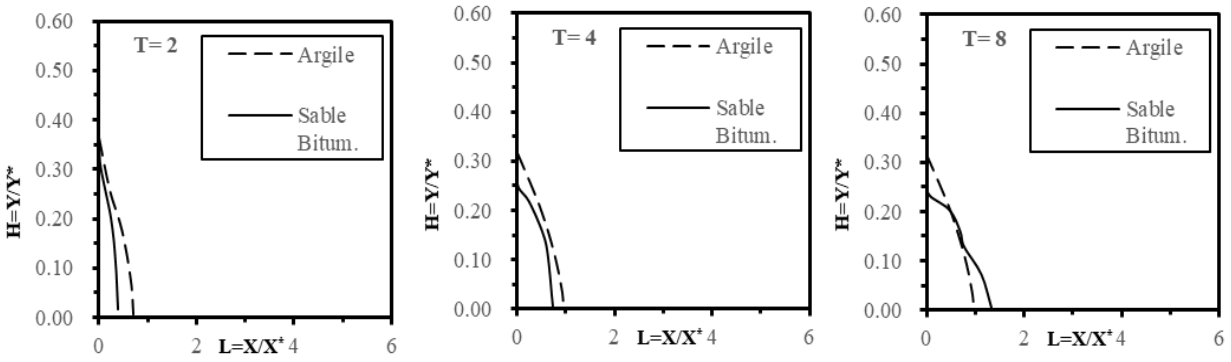


Figure 5-12 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 40% et une pente horizontale

(4) : Pente de 15% avec 20% de concentration volumique.

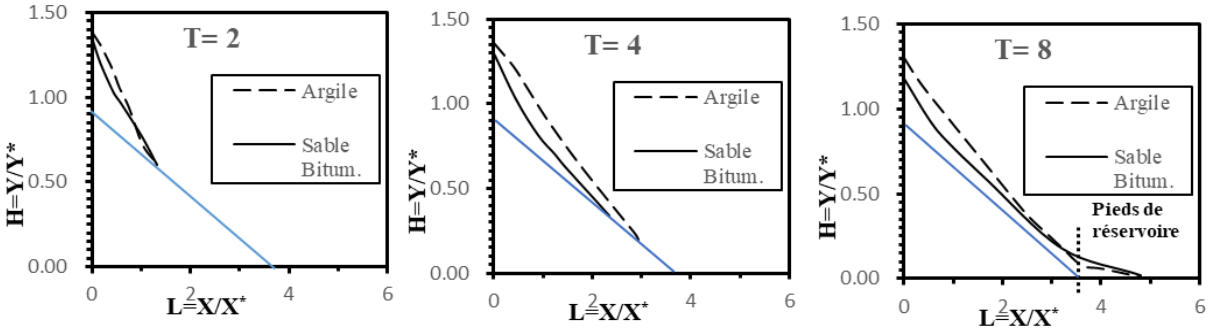


Figure 5-13 : Profil de l'écoulement avec une concentration de 20% et une pente de 15%

(5) : Pente de 15% avec 30% de concentration volumique.

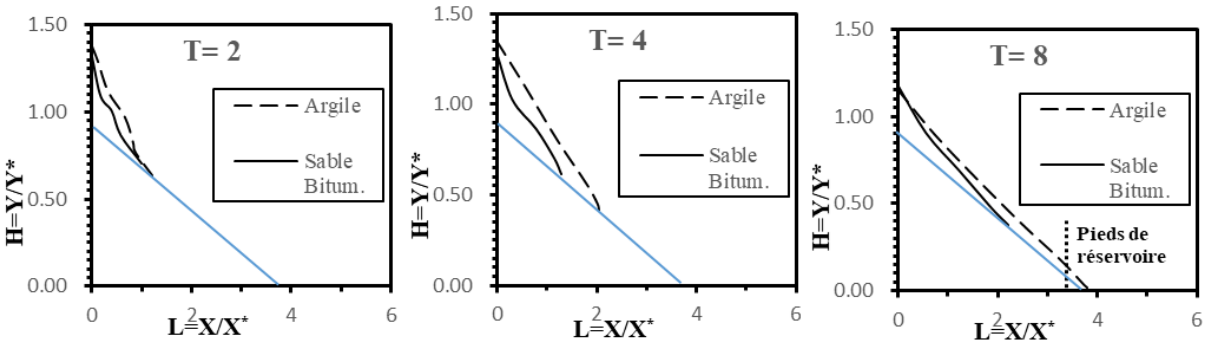


Figure 5-14 : Profil de l'écoulement une concentration de 30% et une pente de 15%

(6) : Pente de 15% avec 40% de concentration volumique.

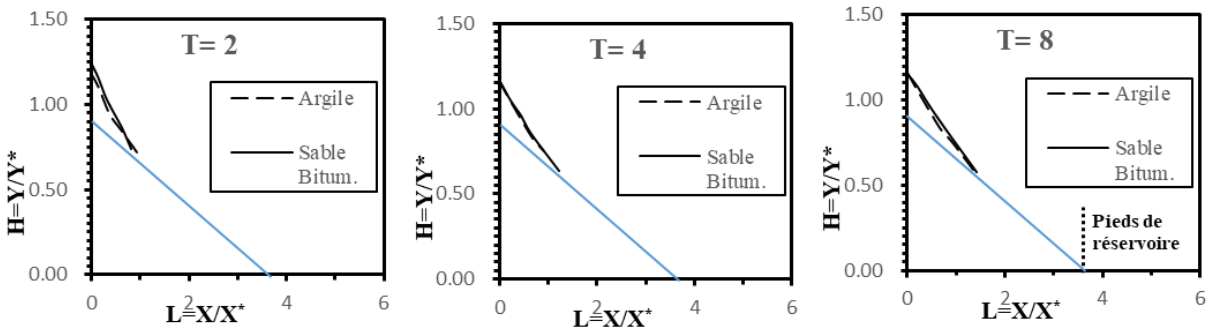


Figure 5-15 : Profil de l'écoulement une concentration de 40% et une pente de 15%

D'après les figures précédentes, le déplacement des deux matériaux (sable bitumineux et la boue) est lié à la concentration et à la pente de réservoir. Pour des concentrations faibles (20%) le mouvement de l'argile est plus rapide par rapport au sable bitumineux. De plus, la hauteur de l'écoulement est assez petite pour le sable bitumineux pour les concentrations faibles contrairement à des concentrations élevées (40%).

Dans la pente de 15%, le déplacement horizontal de l'écoulement est très rapide par rapport au déplacement sur une pente horizontale à cause de la force de la gravité.

Pour différentes concentrations, on a comparé le déplacement horizontal maximal des deux fluides (l'argile et le sable bitumineux) en fonction des termes non-dimensionnels. Les résultats sont illustrés dans la figure suivante :

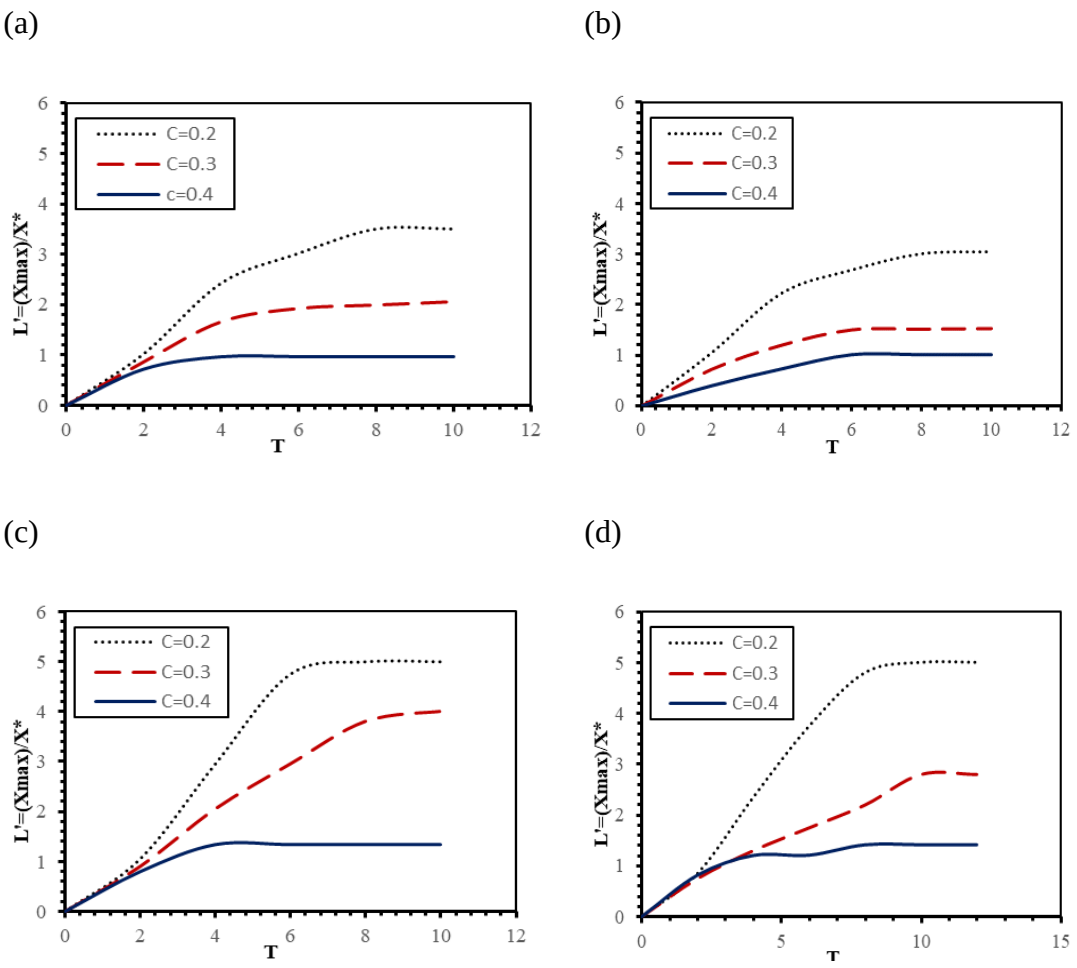


Figure 5-16 : Déplacement horizontal maximal de l'argile et de sable bitumineux en fonction de la concentration dans les deux plans différents. (a) : pente horizontale (Argile). (b) : Pente horizontale (Sable bitum.) (c) : pente de 15% (Argile). (d) : Pente de 15% (Sable bitum.)

La Figure 5-16 montre le déplacement horizontal maximal des deux matériaux en fonction de la concentration. L'effet de la concentration est très important sur le mouvement des matériaux car l'augmentation de la concentration cause une diminution de déplacement maximal en fonction du temps.

Pour des concentrations faibles (20%), la longueur adimensionnelle *L'* à T=10 de l'écoulement qui est exprimé comme le rapport entre la longueur réale et la longueur initiale de l'écoulement est de l'ordre 4 pour la boue et elle est de l'ordre 3 pour le sable bitumineux. Pour des concentrations

moyennes (30%), *L'*=2 pour la boue et 1.5 pour le sable bitumeux et pour la concentration de 40%, *L'*= 1 pour la boue et 1.3 pour le sable bitumeux pour une pente horizontale.

La variation de déplacement horizontal en fonction du temps adimensionnel T donne des courbes en forme S (Figure 5-16). Pour la pente de 15%, la longueur maximale de l'écoulement est plus grande que celle de la pente horizontale. Dans ce cas on peut distinguer trois phases dans ces courbes :

- 1ere phase : augmentation lente dans la courbe ce qu'il veut dire un déplacement lent des matériaux (0<T<1-2).
- 2eme phase : augmentation rapide de la courbe ce qu'il veut dire un déplacement rapide de l'écoulement (2<T<6-8).
- 3^{e}me phase aucune augmentation de la courbe ce qu'il veut dire que l'écoulement ne se déplace plus (T>8).

La figure suivante représente le déplacement maximal horizontal en fonction de la concentration

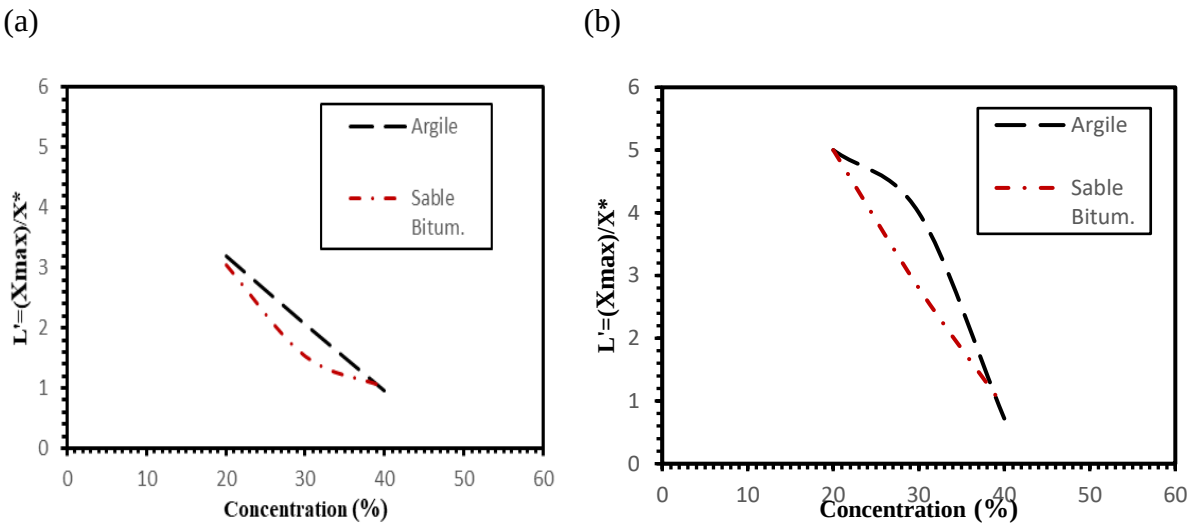


Figure 5-17: Déplacement horizontal maximal en fonction de la concentration. (a) : pente horizontale. (b) : pente de 15%.

La Figure 5-17 montre l'effet de la pente et de la concentration sur le déplacement maximal des matériaux. La relation entre le déplacement horizontale maximal et la concentration est linéaire

pour l'argile et non-linéaire pour le sable bitumineux sur une pente horizontale (0°). Cependant, pour une pente de 15°, les relations sont opposées pour les deux matériaux où la relation est non-linéaire pour l'argile et linaire pour le sable bitumineux.

Les figures suivantes représentent la vue en plan de l'écoulement de l'échantillon de l'argile et de sable bitumineux dans la pente horizontale et de 15%. Les résultats sont présentés en fonction des paramètres non-dimensionnels où *w* représente la largeur de l'écoulement *w** est la largeur de l'ouverture de la porte de réservoir.

(1) : Pente horizontale. (a) :C= 20%. (b) :C= 30%. (c) :C= 40%. (Argile)

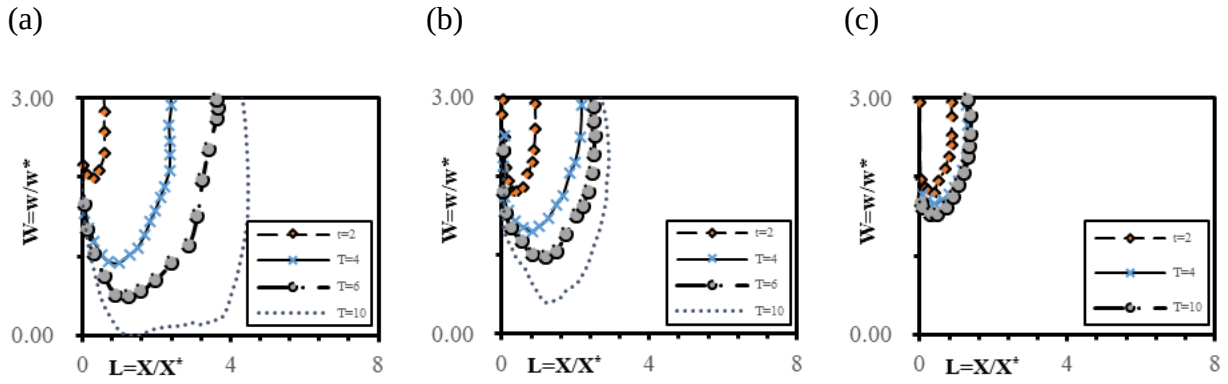


Figure 5-18 : Vue en plan de l'écoulement de l'argile sur une pente horizontale.

(2) : Pente horizontale. (a) :C= 20%. (b) :C= 30%. (c) :C= 40%. (Sable bitumineux)

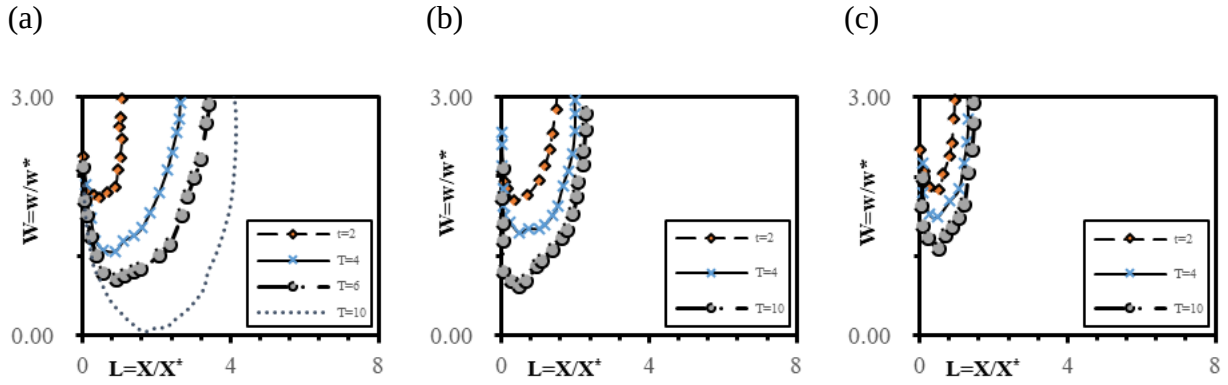


Figure 5-19 : Vue en plan de l'écoulement de Sable bitumineux sur une pente horizontale.

(3) : Pente de 15%. (a) :C= 20%. (b) :C= 30%. (c) :C= 40%. (Argile)

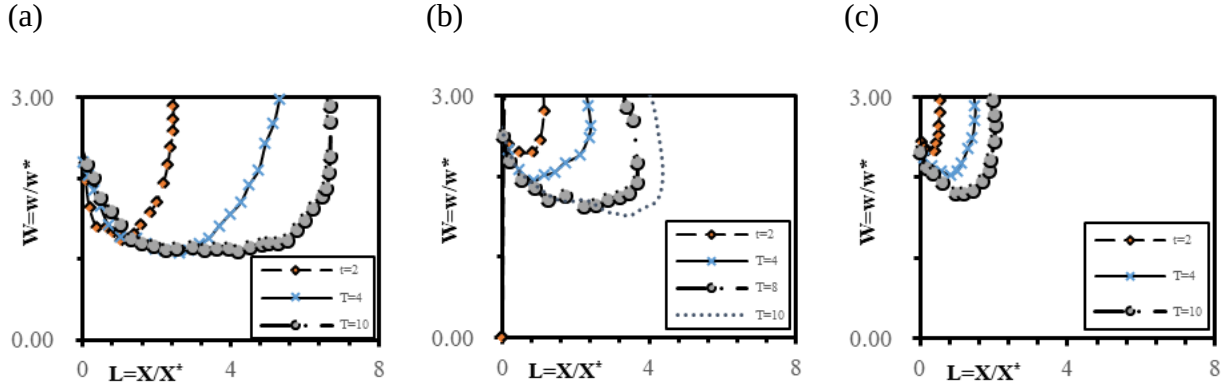


Figure 5-20 : Vue en plan de l'écoulement de l'argile sur une pente de 15%.

(4) : Pente de 15%. (a) :C= 20%. (b) :C= 30%. (c) :C= 40%. (Sable bitumineux)

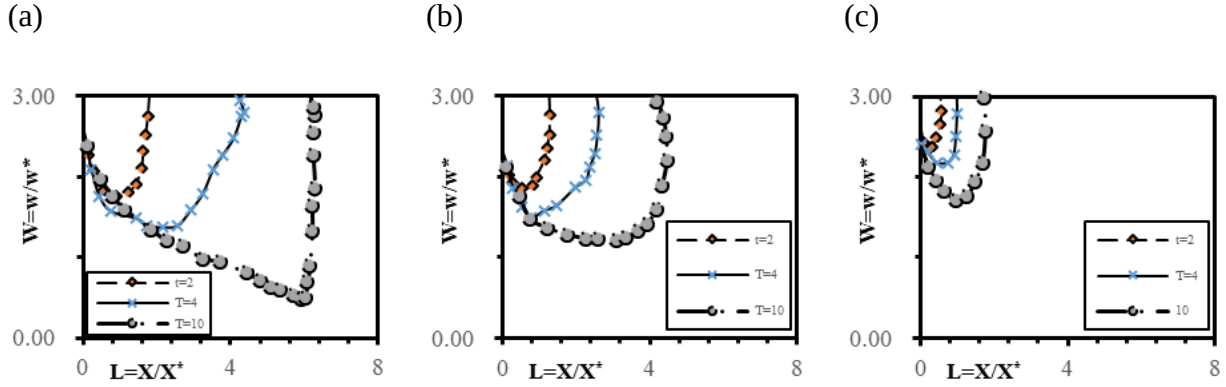


Figure 5-21: Vue en plan de l'écoulement de sable bitumineux pour une pente de 15%.

La Figure 5-21 montre la vue en plan de parcoure de l'écoulement des deux matériaux en fonction de la pente et de la concertation. Sur une pente horizontale, l'augmentation de la concentration démunie la largeur de l'écoulement où on remarque que pour des concentrations faibles (20%), la largeur non-dimensionnelle *W* est de l'ordre 3, mais elle est de l'ordre 1.2 pour une concentration de 40%. Pour une pente de 15%, la largeur de l'écoulement démunie et le déplacement horizontal augmente pour les deux matériaux en fonction du temps. Les figures suivantes représentent l'évolution de la largeur de l'écoulement en fonction de temps pour l'argile et le sable bitumineux sur les pentes horizontales et 15% :

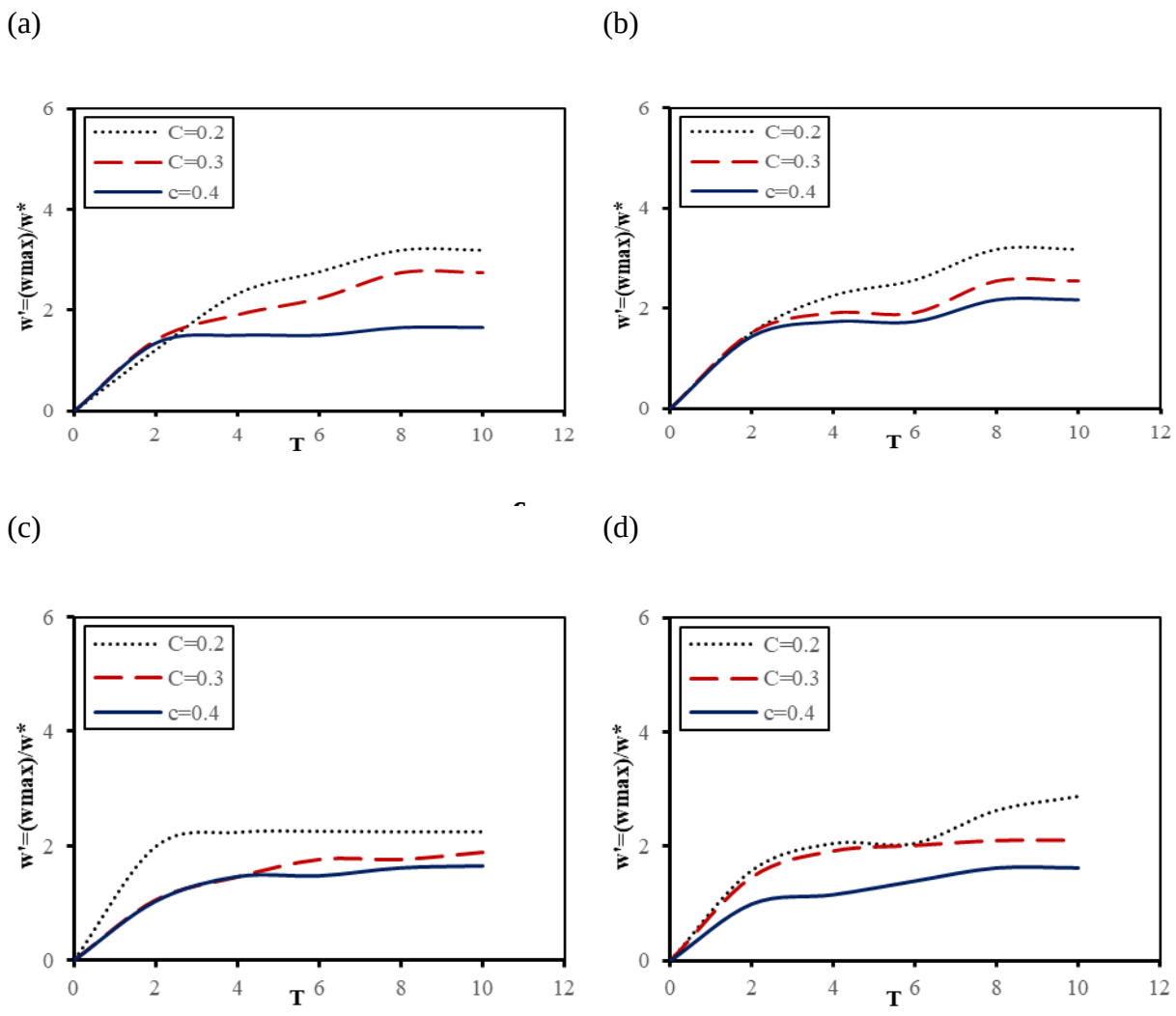


Figure 5-22 : Variation de la largeur de l'écoulement de l'argile et de sable bitumineux en fonction de la concentration dans les deux plans différents. (a) : pente horizontale (Argile). (b) : Pente horizontale (Sable bitum.) (c) : pente de 15% (Argile). (d) : Pente de 15% (Sable bitum.)

En résumant, le test de la rhéométrie a montré que le sable bitumineux réagit selon le modèle rhéologique Bingham plastique. La concentration et la pente jouent un rôle très important sur le déplacement des matériaux et ils contrôlent le déplacement horizontal maximal et vertical.

CHAPITRE 6 MODÉLISATION LAGRANGIENNE (UNE ÉTUDE PRÉLIMINAIRE)

La méthode MPS peut être appliquée pour modéliser les écoulements en trois dimensions. L'originalité de cette partie est d'appliquer la méthode MPS pour modéliser l'écoulement sur une géométrie complexe définie par le MNT (Modèle Numérique de Terrain). Plusieurs défis ont été rencontrés dans cette transformation comme : la détection de la géométrie complexe, la pénétration des particules dans le terrain et le calcul kernel au niveau des bordures du domaine (Conditions aux limites)

6.1 Détection de la géométrie

La détection de la géométrie est basée sur les positions des particules par rapport aux positions des bordures. Autrement dit, si la position d'une particule arrive à une certaine distance limite avec les bordures, sa position va être corrigée en gardant la distance limite entre les deux et les vecteurs vitesse de la particule va prendre le signe négatif pour qu'on puisse avoir une réfection. La Figure 6-1 montre le principe de l'interaction des particules avec le domaine d'étude.

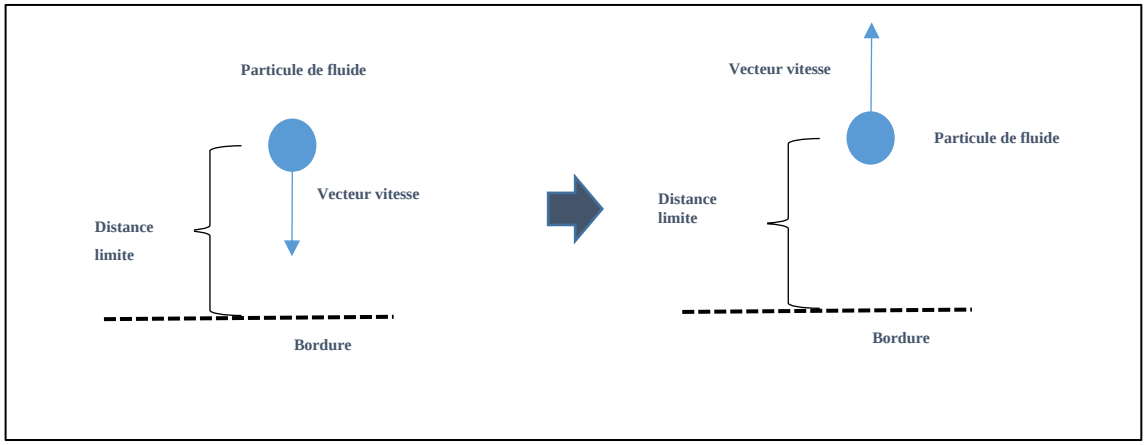


Figure 6-1 : Détection de la géométrie simple

La détection de la géométrie dans un terrain naturel n'est pas assez facile qu'une géométrie simple. Cette détection se fait grâce à la détermination des vecteurs normaux sur la surface de domaine. Une fois que les vecteurs normaux sont déterminés sur la surface de domaine, les vecteurs vitesses pour chaque particule de fluide qui sont proches à la surface vont être corrigées basant sur le vecteur

normal calculé pour cette région La Figure 6-2 résume le mécanisme de détection de la géométrie complexe.

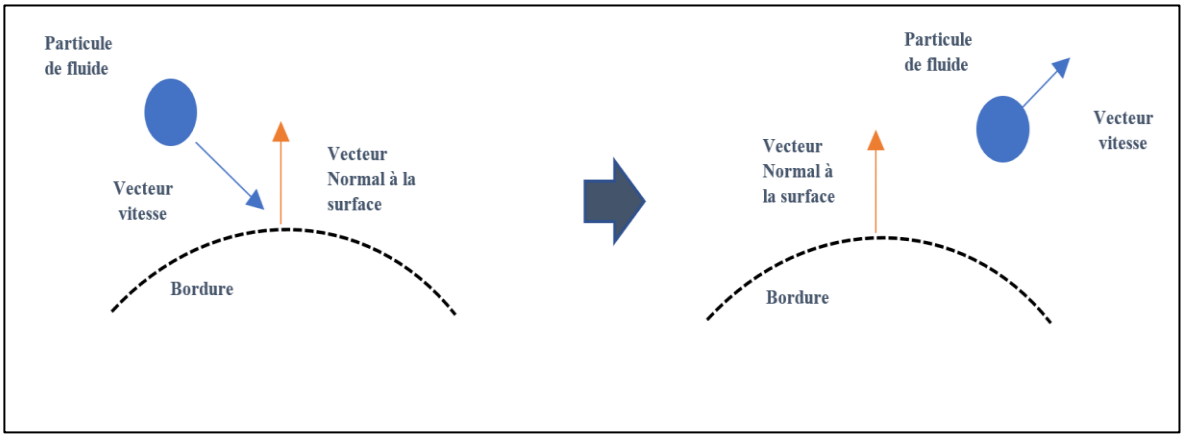


Figure 6-2 : Détection de la géométrie complexe

Les équations suivantes ont été utilisées pour calculer les vecteurs normaux à la surface :

$$\mathbf{n} = \frac{\nabla \mathbf{F}}{|\nabla \mathbf{F}|} \tag{57}$$

$$n_x = \frac{\frac{\partial F_x}{\partial x}}{\sqrt{\frac{\partial F_x}{\partial x}^2 + \frac{\partial F_y}{\partial y}^2 + \frac{\partial F_z}{\partial z}^2}} \tag{58}$$

$$n_y = \frac{\frac{\partial F_y}{\partial y}}{\sqrt{\frac{\partial F_x}{\partial x}^2 + \frac{\partial F_y}{\partial y}^2 + \frac{\partial F_z}{\partial z}^2}} \tag{59}$$

$$n_z = \frac{\frac{\partial F_z}{\partial z}}{\sqrt{\frac{\partial F_x}{\partial x}^2 + \frac{\partial F_y}{\partial y}^2 + \frac{\partial F_z}{\partial z}^2}} \tag{60}$$

n représente le vecteur normal, la fonction *F* prend la valeur 1 si la particule voisine est une particule de fluide et la valeur zéro si la particule voisine est une particule virtuelle (Ghost particule) ou une particule aux conditions limites.

La fonction *F* peut déterminer la direction du vecteur normale selon le signe positive et négative, elle était implémentée dans le code en calculant son gradient pour déterminer la direction et la valeur du vecteur normale pour chaque particule de mur.

6.2 Optimisations de temps de calcul

Les particules virtuelles (Ghost particules) ont été utilisées dans la méthode MPS pour définir les conditions aux limites pour calculer la pression et la vitesse au niveau des bordures du domaine. Ces paramètres sont calculés à l'aide de la fonction kernel qui est déterminée par un rayon

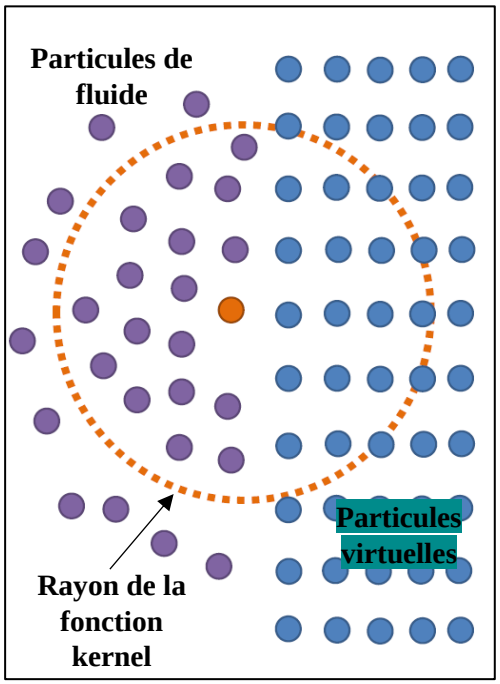


Figure 6-3 : Conditions aux limites de type « Ghost particules »

d'interaction. Pour compléter le manque des particules dans le rayon de l'interaction de la fonction kernel au niveau des bordures, on ajoute trois couches de particules fixes qui sont appelées aussi des particules virtuelles pour calculer correctement les valeurs de la vitesse et la pression. La Figure 6-3 résume le processus de calcul kernel au niveau des bordures.

L'implémentation des particules virtuelles pour modéliser une large surface comme le cas d'une rupture d'un barrage augmente d'une façon très grande le temps de simulation. A cet effet, pour diminuer le temps de calcul, l'une des options est d'éliminer les particules virtuelles.

Vu que le calcul de la pression est lié au calcul de la densité des particules, l'élimination des particules virtuelles va diminuer la densité des particules au niveau des bordures de domaine ce qui va augmenter la pression appliquée aux particules vers la direction des bordures, et par la suite on aura des pénétrations des particules à l'extérieur du domaine.

Pour résoudre ce problème, Rogers & Dalrymple (2008) [58] [59] ont établi une formule pour calculer la force répulsive $\mathbf{f}_{n,ij}$ qui sert à composer l'augmentation de la pression lors de l'absence des particules virtuelles.

$$\mathbf{f}_{n,ij} = R(\psi)P(\xi)\varepsilon(z,u)\mathbf{n} \tag{61}$$

$$R(\psi) = A\frac{1}{\sqrt{\psi/2\,h}}(1-\psi/2\,h) \tag{62}$$

$$A = \frac{1}{h}0.01c^2 \tag{63}$$

$$P(\xi) = \frac{1}{2}(1+\cos(\frac{2\pi\xi}{\Delta b})\Big) \tag{64}$$

$$\varepsilon(z) = \begin{cases} 0.02 & z >= 0 \\ |\,z/h_0\,| + 0.02 & 0 > z > -h_0 \\ 1 & |\,z/h_0\,| > 1 \end{cases} \tag{65}$$

$$\varepsilon(u) = \begin{cases} 0.02 & u >= 0 \\ |20u|/c_0 & |20u| < c_0 \\ 1 & |20u| > c_0 \end{cases} \tag{66}$$

ψ Représente la direction perpendiculaire entre la particule de fluide et le mur. $R(\psi)$ est la fonction répulsive. $\boldsymbol{c}$ est la vitesse de son. b est la distance entre deux particules de mur. $P(\xi)$ est la constante de la fonction répulsive.

6.3 Applications

6.3.1 Application à grande échelle

Après les améliorations et les implémentations des équations mentionnées dans la partie précédente, on a pris comme un exemple d'application de la rupture du barrage Mount Polley. Malheureusement, la modélisation a été réalisée seulement pour une petite région du barrage (Figure 6-6). L'une des causes de cette limitation est la difficulté de représenter tout le domaine avec des particules ce qui limite l'utilisation de la mémoire de l'ordinateur pour commencer la simulation. En éliminant les particules virtuelles et avec l'implémentation de la force répulsive, le modèle a été exécuté pour simuler 15 min seulement avec un nombre des particules de l'ordre 150 000 particules. La taille de chaque particule est de 10 m et le temps total de la simulation est de 72h.

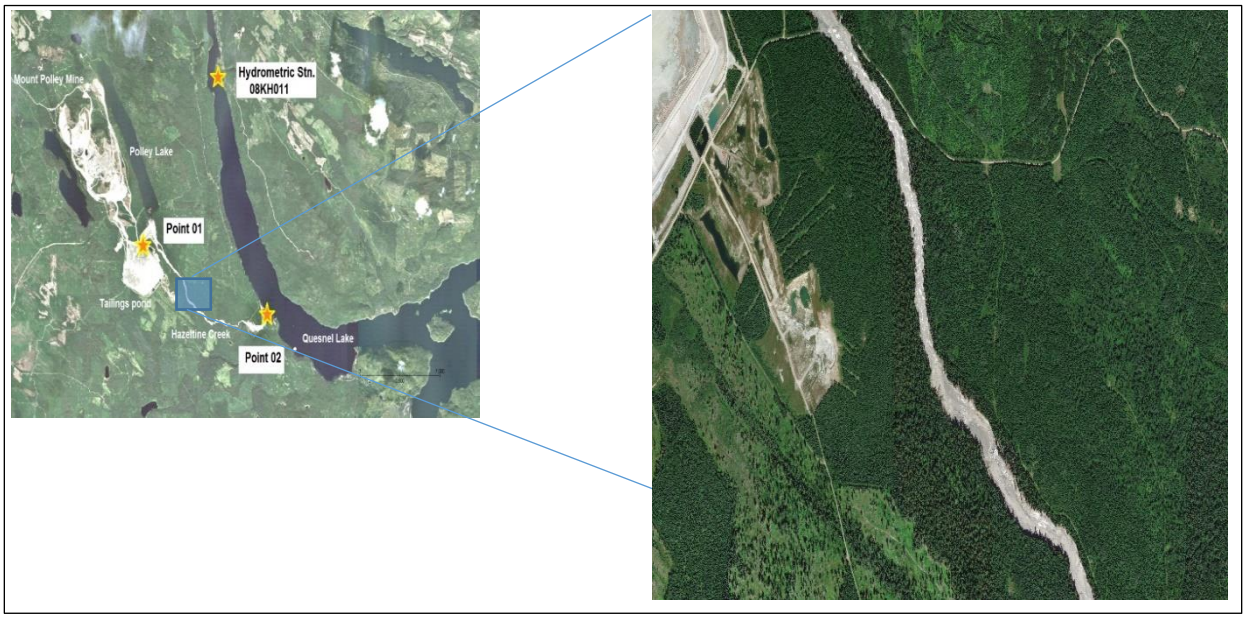
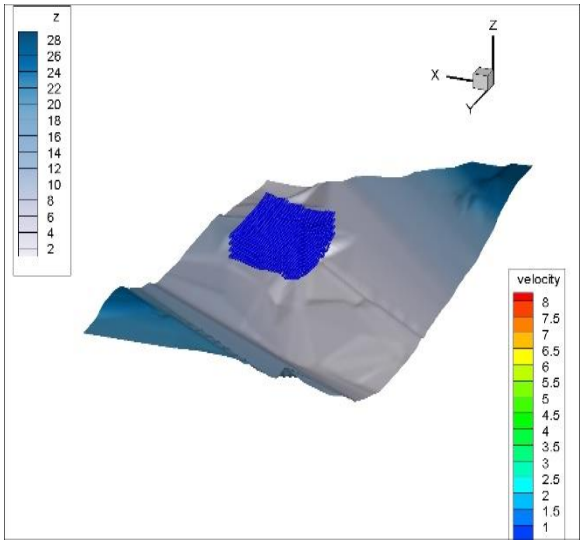


Figure 6-4 : Barrage Mount Polley (Modélisation de réseau de drainage)

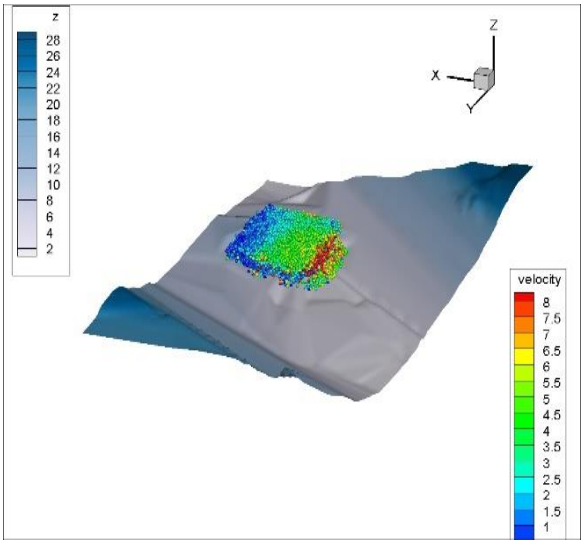
Les paramètres rhéologiques ont été pris exactement comme l'étude réalisée par FLO 2D où le fluide a été considéré avec une viscosité moyenne de η=0.3 pa.s et une contrainte de cisaillement critique τ_y=1.3pa.

Les résultats de la simulation avec la méthode MPS pour la région du Mount Polly sont affichés dans les figures suivantes :

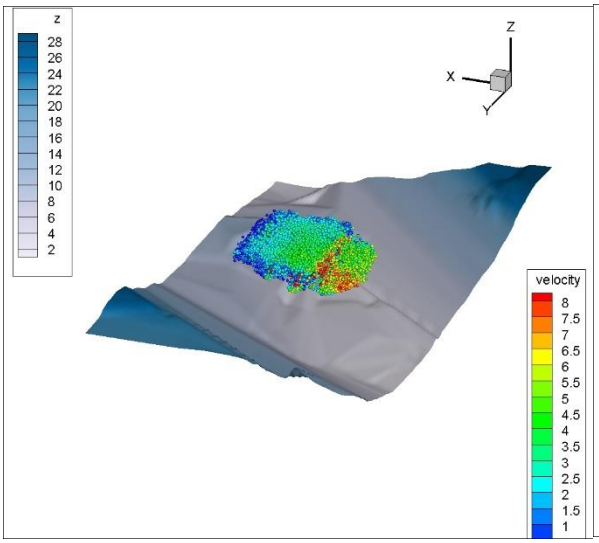
T=0 min



T=2 min



T=5min



T=8 min

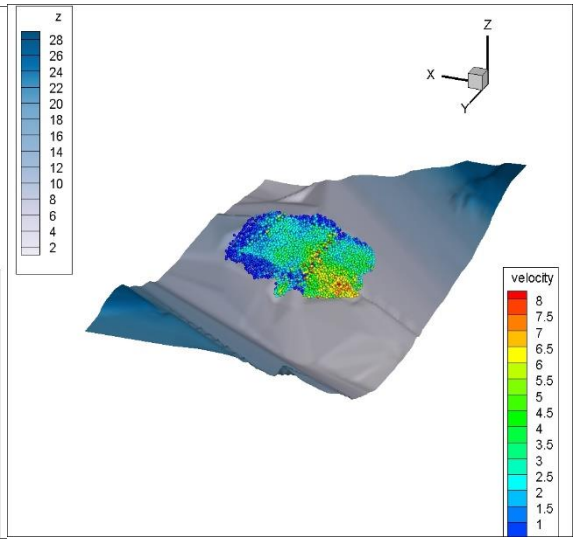
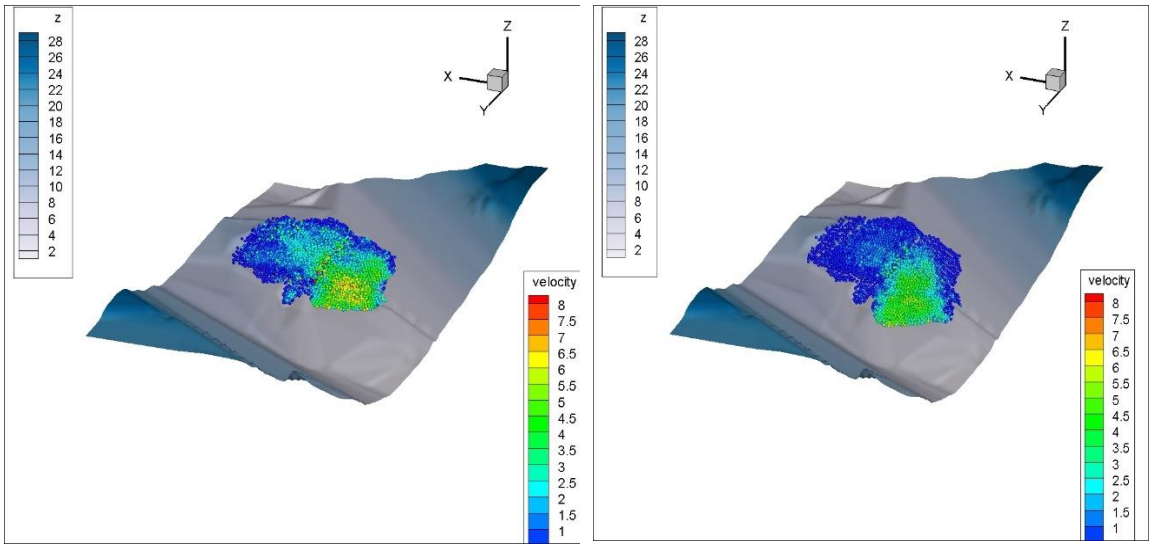


Figure 6-5 : Modélisation lagrangienne à grand échelle de réseau de drainage au site Mount Polley (Après 8 minute de simulation)

T=10 min T=12 min



T=12 min T=15 min

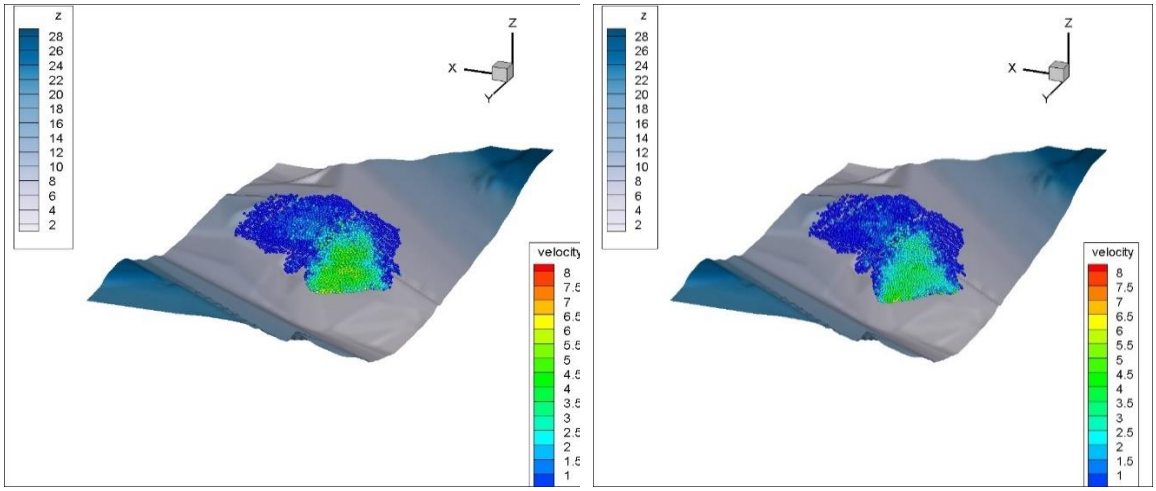


Figure 6-6 : Modélisation lagrangienne à grand échelle de réseau de drainage au site Mount Polley (Après 15 min de simulation)

La modélisation lagrangienne augmente la précision des résultats de la simulation d'une façon considérable telle que la vitesse et la pression de l'écoulement. La modélisation à grand échelle avec la méthode lagrangienne ouvre une perspective pour qu'elle soit efficace comme la puissance des processeurs de l'ordinateur et le parallélisme des GPU pour exécuter rapidement les calculs.

CHAPITRE 7 DISCUSSION GÉNÉRALE

D'après les essais réalisés, le modèle eulérien a montré une faiblesse lors de la représentation de la rhéologie. La discrétisation élémentaire dans la méthode eulérienne qui utilise des maillages empêche de modéliser les systèmes avec de larges déformations (exemples). La méthode numérique utilisée dans FLO 2D pour interpoler les valeurs dans différents points est la méthode Newton-Raphson. Par contre dans la méthode MPS où la discrétisation nodale du système permet de calculer d'une façon exacte la valeur correcte pour chaque particule du système en résolvant l'équation de Navier Stockes qui est plus générale que l'équation de Saint venant, de plus, la méthode MPS peut introduire plusieurs modèles rhéologiques pour prédire d'une façon correcte l'effet non-Newtonien, et le comportement non-Newtonien sera facile à prédire puisque la représentation rhéologique de ce type d'écoulement représente un grand défi pour modéliser. Cependant, le modèle FLO 2D ou d'autres modèles numériques eulériens ont généralement un nombre limité de modèles rhéologiques, ce qui veut dire qu'ils ne sont pas généralisés pour traiter tous les systèmes non-Newtoniens.

Dans la littérature, plusieurs études sur la simulation hydrodynamique des fluides ont été réalisées par des modèles numériques basés sur des méthodes classiques (différence finie, volume fini…etc). Vu que ces méthodes sont basées sur le calcul moyen des grandeurs physiques comme la vitesse ou la profondeur d'eau sur un volume de contrôle bien déterminé pose toujours le problème sur l'incertitude des résultats, sur les méthodes utilisées mais aussi sur les équations de base qui représente le solveur dans un modèle. La majorité des modèles comme FLO 2D, HEC RAS, River Flo2D et d'autres modèles sont basés sur la résolution numérique des équations de Saint-Venant pour déterminer la variation de la vitesse et la profondeur d'eau sur un domaine d'étude. Malgré que ces équations soient largement utilisées, elles ne représentent pas la solution idéale à cause de ses suppositions de base comme la distribution linéaire de la pression, la représentation de ressaut hydraulique et d'autre limitations qui empêchent l'exactitude des résultats. L'une des limitations les plus importantes concernant cette étude est la représentation hydrodynamique des systèmes Non-newtonien qui varient selon des modèles rhéologiques complexes comme Herschel-Buckley. La difficulté de représenter un système Non-newtonien implique une mauvaise simulation dans certaines études comme la rupture d'un barrage des résidus miniers ce qui implique par la suite d'avoir des résultats peu précis.

Une des limitations des modèles eulériens lors de la modélisation des systèmes qui ont une large déformation engendre une rupture dans certaines positions dans le maillage, comme la modélisation des larges ondes (Figure 7-1) ce qui va interrompre la résolution numérique. Les modèles lagrangiens peuvent résoudre cette limitation comme la méthode MPS qui est utilisée dans cette étude est capable de représenter correctement le comportement Non-newtonien avec différents modèles rhéologiques. La déformation large des systèmes peut être modélisée correctement puisque la discrétisation du domaine est nodale et pas élémentaire, et la majorité des modèles lagrangiens sont basées sur la résolution des équations de Navier-Stokes au lieu des équations de Saint-Venant.

La parallélisation des processeurs de l'ordinateur diminue le temps de simulation qui est le problème dans les modèles lagrangiens surtout pour les modélisations à grande échelle.

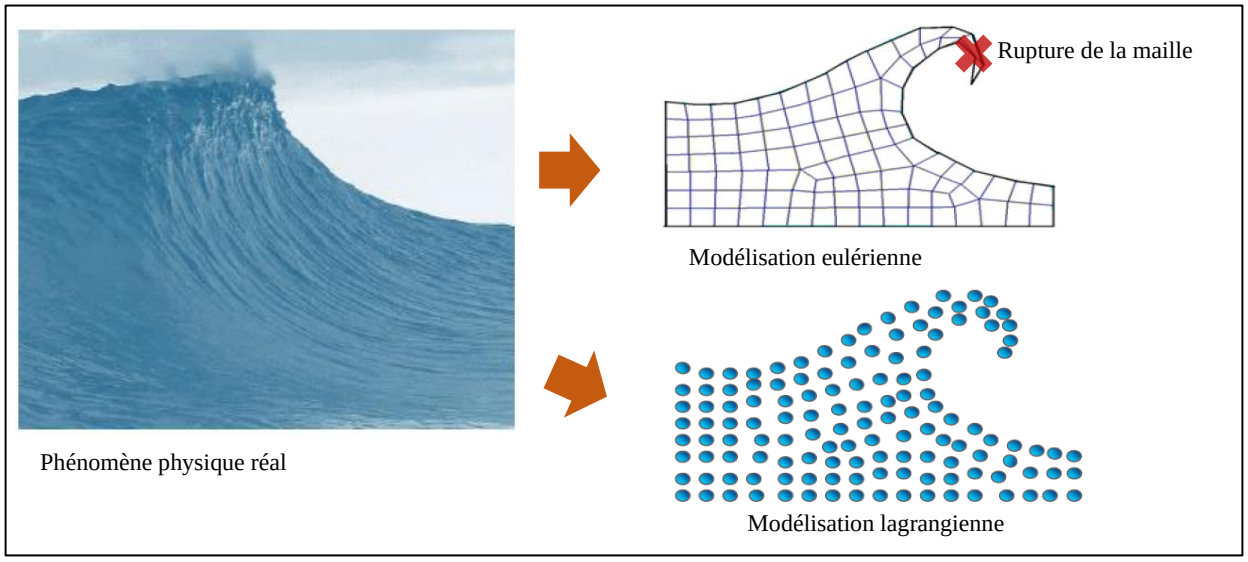


Figure 7-1 : Comparaison entre la discrétisation lagrangienne et eulérienne

sables bitumineux et de l'argile. A 20% de concentration, l'argile se déplace plus rapidement par rapport au sable bitumineux, contrairement à 40% où l'argile devient plus lente. La pente de 15% a augmenté le déplacement horizontal pour les échantillons et a diminué la largeur de l'écoulement. L'effet de la température et de PH n'a pas été testé dans cette étude à cause des paramètres d'entrer utiliser dans le modèle. Bien sûr que la précision sera démunie mais vu que le modèle utilisé dans cette étude a été déjà tester dans plusieurs sites au monde donc on accepte les résultats obtenus.

Le test de la rhéométrie a montré que le sable bitumineux se comporte selon le modèle Bingham. La concentration volumique contrôle la contrainte de cisaillement critique où la diminution de la concentration cause la diminution de la contrainte de cisaillement critique

CHAPITRE 8 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Le modèle Non-Newtonien FLO 2D a été utilisé pour simuler la rupture d'un barrage des résidus miniers pour estimer la zone d'inondation et la variation du débit en fonction de plusieurs scénarios. La région « Low Athabasca » en Alberta était la zone d'étude et la rupture du Mount Polly en Colombie Britannique était l'exemple utilisé pour la validation du modèle. La validation de modèle a montré la capacité de modèle pour modéliser les écoulements Non-newtonien en estimant la zone d'inondation, la variation de la profondeur d'eau et le débit en aval.

Le modèle a été utilisé ensuite pour simuler la rupture du barrage MLSB où la rupture a été supposée au nord-ouest du barrage avec une forme trapézoïdale près d'un réseau de drainage qui est connecté avec la rivière Low Athabasca. Utilisant des formules empiriques, l'hydrogramme de la cure a été calculé pour une durée totale de 15h. La simulation a montré que 47% de volume des résidus a été injecté dans la rivière LAR avec un temps d'arriver de 1.5h. Une quantité de 58 MT des résidus a été injectée dans la rivière et 52 MT a été disposée dans le terrain naturel. L'étude de sensibilité a été réalisée se basant sur le degré de la viscosité du fluide et que la simulation est très sensible aux paramètres rhéologiques (viscosité et la contrainte de cisaillement critique).

L'application de modèle FLO 2D pour simuler les écoulements Non-newtonien est largement utilisée, cependant la représentation rhéologique du modèle n'est pas assez précise pour déterminer le comportement hydrodynamique des écoulements qui dépendent des modèles rhéologiques détaillés. A cet effet, le modèle lagrangien a été développé dans cette étude pour modéliser les écoulements Non-newtonien selon différentes représentations rhéologiques.

Le matériel utilisé dans la partie expérimentale est un fluide non-Newtonien d'un réservoir d'un barrage des sables bitumineux (oil sand). L'analyse expérimentale a montré que l'échantillon des sables bitumineux se déplace plus rapide que l'argile pour des concentrations faibles contrairement aux concertations élevées où l'argile est plus rapide par rapport au sable bitumineux. La pente et la concentration contrôlent le mouvement de l'écoulement de sable bitumineux et de l'argile.

Le taste de la rhéométrie a montré que le modèle Bingham est le modèle rhéologique le plus approprié pour les sables bitumineux, les paramètres de ce modèle ont été déterminer à l'aide des graphs qui montrent la variation de taux de cisaillement en fonction de la contrainte de cisaillement.

La méthode MPS a été utilisé pour modéliser la rupture du Mount Polley sur une large surface. Seulement une portion d'un réseau de drainage qui relie le barrage Mount Polley avec le lac Quesnel a été pris pour lancer le modèle à cause de certaines limitations liées au temps de simulation, la puissance de l'ordinateur et le grand nombre des particules.

Cette étude ouvre une perspective pour développer des moyes numériques et informatiques pour faire les modélisations à grand échelle avec une précision assez élevée en utilisant l'approche lagrangienne.

BIBLIOGRAPHIE

[1] Wu, Y. H., Liu, K. F., & Chen, Y. C. (2013). Comparison between FLO-2D and Debris-2D on the application of assessment of granular debris flow hazards with case study. *Journal of Mountain Science*, *10*(2), 293-304.

[2] O'Brien, J. S., & Julien, P. Y. (1988). Laboratory analysis of mudflow properties. *Journal of hydraulic engineering*, *114*(8), 877-887.

[3] Menson, Yong, Okiishi, Philip M. Gerhart, Andrew I. Gerhart, John I. Hochstein, Fundamentals of Fluid Mechanics Eight Edition (2013).

[4] Shakibaeinia, A., & Jin, Y. C. (2011). A mesh-free particle model for simulation of mobile-bed dam break. *Advances in Water Resources*, *34*(6), 794-807.

[5] *Bingham, E.C. (1916). "An Investigation of the Laws of Plastic Flow". US Bureau of Standards Bulletin. 13: 309–353. doi:10.6028/bulletin.304.*

[6] Bingham Plastic illustration, shear stress versus shear rate/ By Chemical Engineer at English Wikipedia_[Public_domain],_from_Wikimedia_Commons/ https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/7/7f/Bingham2a.jpg

[7] Rodriguez-Paz MX, Bonet J. A corrected smooth particle hydrodynamics method for the simulation of debris flows. Numer Methods Partial Differ Eqns 2003; 20:140–63.

[8] Papanastasiou, T. C. (1987). Flows of materials with yield. *Journal of Rheology*, *31*(5), 385-404.

[9] Astartia G, Marrucci G. Principles of non-Newtonian fluid mechanics. Maidenhead, England: McGraw-Hill; 1974.

[10] Chen CL. Comprehensive review of debris flow modelling concepts in Japan. Geol Soc Am, Rev Eng Geol 1987; VII:13–29.

[11] Chen CL, Ling CH. Granular-flow rheology: role of shear-rate number in transition regime. J Eng Mech ASCE 1996;122(5):469–80.

[12] Kanatani K. A plasticity theory for the kinematics of ideal granular materials.Int J Eng Sci 1982;20:1–13.

[13] Andy Philips, 2012. So You Want to be a Mud Engineer: An Introduction to Drilling Fluids Technology. Edition. CreateSpace Independent Publishing Platform.

[14] Ryen Caenn, 2011. Composition and Properties of Drilling and Completion Fluids, Sixth Edition. 6 Edition. Gulf Professional Publishing.

[15] Jeon, K. H., Ryu, D. W., Kim, H. M., Park, E. S., & Song, J. J. (2010). Numerical Analysis of Grout Flow and Injection Pressure Affected by Joint Roughness and Aperture. *Tunnel and Underground Space*, *20*(2), 82-91

[16] O'brien, J. S., Julien, P. Y., & Fullerton, W. T. (1993). Two-dimensional water flood and mudflow simulation. *Journal of hydraulic engineering*, *119*(2), 244-261

[17] O'brien, J. S. (2007). FLO-2D users manual. *Nutrioso, Arizona, June*.

[18] Major, J. J., & Pierson, T. C. (1990). Rheological analysis of fine-grained natural debris-flow material. In *Proceedings of the International Symposium on Hydraulics/Hydrology of Arid Lands and 1990 National Conference on Hydraulic Engineering* (pp. 225-231).

[19] Julien, P. Y., & Lan, Y. (1991). Rheology of hyperconcentrations. *Journal of Hydraulic Engineering*, *117*(3), 346-353.

[20] O'Brien, J. S., & Julien, P. Y. (1985). Physical properties and mechanics of hyperconcentrated sediment flows. *Proc. ASCE HD Delineation of landslides, flash flood and debris flow Hazards*.

[21] Govier, G. W., Shook, C. A., & Lilge, E. O. (1957). The rheological properties of water suspensions of finely subdivided magnetite, galena and ferrosilicon. *Trans. Can*, *2001*(60), 147-154.

[22] Bagnold, R.A., 1954. Experiments on a gravity-free dispersion of large solid spheres in a Newtonian fluid under shear. Proc. R. Soc., London A 225, 49–63.

[23] Savage, S.B., McKeown, S., 1983. Shear stresses developed during rapid shear of concentrated suspensions of large spherical particles between concentric cylinders. J. Fluid Mech. 127, 453–472.

[24] Gosselin, P., Hrudey, S. E., Naeth, M. A., Plourde, A., Therrien, R., Van Der Kraak, G., & Xu, Z. (2010). Environmental and health impacts of Canada's oil sands industry. *Royal Society of Canada Ottawa, Ontario, Canada*.

[25] Kavanagh, R. J., Burnison, B. K., Frank, R. A., Solomon, K. R., & Van Der Kraak, G. (2009). Detecting oil sands process-affected waters in the Alberta oil sands region using synchronous fluorescence spectroscopy. *Chemosphere*, *76*(1), 120-126.

[26] Frank, R. A., Roy, J. W., Bickerton, G., Rowland, S. J., Headley, J. V., Scarlett, A. G., ... & Hewitt, L. M. (2014). Profiling oil sands mixtures from industrial developments and natural groundwaters for source identification. Environmental science & technology, 48(5), 2660-2670.

[27] Galarneau, E., Hollebone, B. P., Yang, Z., & Schuster, J. (2014). Preliminary measurement-based estimates of PAH emissions from oil sands tailings ponds. *Atmospheric environment*, *97*, 332-335.

[28] Nero, V., Farwell, A., Lister, A., Van Der Kraak, G., Lee, L. E. J., Van Meer, T., ... & Dixon, D. G. (2006). Gill and liver histopathological changes in yellow perch (Perca flavescens) and goldfish (Carassius auratus) exposed to oil sands process-affected water. *Ecotoxicology and environmental safety*, 63(3), 365-377.

[29] Allen, E. W. (2008). Process water treatment in Canada's oil sands industry: I. Target pollutants and treatment objectives. *Journal of Environmental Engineering and Science*, *7*(2), 123-138.

[30] Alberta Energy Regulator (AER, 2015). Mineable Oil Sands Fluid Tailings Volume by Facility as of end of 2013. Retrieved from http://aemeris.alberta.ca/library/Dataset/Details/540

[31] COSIA, "Dedicated Water Technology Development Centre to Improve Water Treatment" http://www.cosia.ca/projects/water/dedicated-water-technology-development-centre-to-improve-water-treatment, accessed May 2013.

[32] Dibike YB., Shakibaeinia A., Droppo, IG., Caron E. (2018). Modelling the Potential Effects of Oil-Sands Tailings Pond Breach on the Water and Sediment Quality of the Lower Athabasca River, Submitted to the *Journal of Science of the Total Environment*

[33] Nguyen, Q. D., & Boger, D. V. (1998). Application of rheology to solving tailings disposal problems. *International Journal of Mineral Processing*, *54*(3-4), 217-233

[34] Boger, D. V. (2013). Rheology of slurries and environmental impacts in the mining industry. *Annual review of chemical and biomolecular engineering*, *4*, 239-257.

[35] Phillips, C. J., & Davies, T. R. (1991). Determining rheological parameters of debris flow material. *Geomorphology*, *4*(2), 101-110.

[36] Rao, P., Hromadka, T. V., Huxley, C., Souders, D., Jordan, N., Yen, C. C., ... & Espinosa, B. (2017). Assessment of computer modeling accuracy in floodplain hydraulics. *International Journal of Modelling and Simulation*, *37*(2), 88-95.

[37] Water Surface Pressure Gradient User's Manual. 2010. Version 14.05. Available from: http://xpsolutions.com/assets/dms/xpwspg_Reference_Manual.pdf.

[38] DHI, MIKE11 & MIKE 21 Flow model. Scientific Documentation. 2012. Available from : http://www.mikepoweredbydhi.com/

[39] Flow Science. FLOW-3D User Manual. 2014. Available from: www.flow3d.com

[40] Peng, S. H., & Lu, S. C. (2013). FLO-2D simulation of mudflow caused by large landslide due to extremely heavy rainfall in southeastern Taiwan during Typhoon Morakot. *Journal of Mountain Science*, *10*(2), 207-218.

[41] Pirulli, M., Barbero, M., Marchelli, M., & Scavia, C. (2017). The failure of the Stava Valley tailings dams (Northern Italy): numerical analysis of the flow dynamics and rheological properties. *Geoenvironmental Disasters*, 4(1), 3.

[42] U.S Army Corps of Engineers (USACE). HEC-RAS river analysis system. User's Manual. Hydrologic Engineering_Centre._Davis,_CA._2015._Version_4.1.0_Available_from: http://www.hec.usace.army.mil/software/hec-ras/

[43] Bowker, L. N., & Chambers, D. M. (2015). The risk, public liability, & economics of tailings storage facility failures. *Earthwork Act*.

[44] Koshizuka, S. (1995). A particle method for incompressible viscous flow with fluid fragmentation. *Comput. Fluid Dyn. J.*, *4*, 29.

[45] Yoon, H. Y., Koshizuka, S., & Oka, Y. (1999). A mesh-free numerical method for direct simulation of gas-liquid phase interface. *Nuclear science and engineering*, *133*(2), 192-200.

[46] Koshizuka, S., Nobe, A., & Oka, Y. (1998). Numerical analysis of breaking waves using the moving particle semi-implicit method. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, *26*(7), 751-769

[47] Shakibaeinia, A., & Jin, Y. C. (2010). A weakly compressible MPS method for modeling of open-boundary free-surface flow. *International journal for numerical methods in fluids*, *63*(10), 1208-1232.

[48]Tennessee_Valley_Authority_(TVA)
http://www.tva.gov/emergency/photo_gallery/pages/123002.htm

[49]https://en.wikipedia.org/wiki/List_of_tailings_dam_failures#cite_note-flavio_luciana_and_others-2

[50] Flávio Fonseca de Carmo, Luciana Hiromi, and others, 2017. "Fundão tailings dam failures: the environment tragedy of the largest technological disaster of Brazilian mining in global context" *Perspectives in Ecology and Conservation* Volume 15, Issue 3, July–September 2017, Pages 145-151

[51] Catholic Bishops Conference of the Philippines and others, September 2012. "The Philex Mine Tailings Spill Of 2012: An Independent Fact Finding Mission Report" , p 18/26. Accessed July 2018.

[52] International Commission on Large Dams (ICOLD), 2001 Tailings Dams Risk of Dangerous Occurrences P 95. Gives storage and released amounts both as 80 million tonnes. Accessed July 2018.

[53] Center for Science in Public Participation, "Tailings Dam Failures, 1915-2016" Accessed June 2018.

[54] United Nations. No date. "Mine Tailings Storage: Safety Is No Accident", pp 6-7. amazonaws.com

[55] Mineral Policy Institute Chronology of major tailings dam failures

[56] Center for Science in Public Participation, "Tailings Dam Failures, 1915-2016" Adam, NASA Earth Observatory, 17 August 2014."Dam Breach at Mount Polley Mine in British Columbia" Both articles accessed June 2018.

[57] Source gives amount as 28 million tonnes. See also the CSP2 table of tailings dam failures, lines 375-6, which gives a conversion factor of 1.6 (volume/mass).

[57] Visible Earth, NASA

[58] Rogers, Benedict D., and Robert A. Dalrymple. "SPH modeling of tsunami waves." *Advanced numerical models for simulating tsunami waves and runup*. 2008. 75-100.

[59] M.G.Gesteira, B.D.Rogers, R.A. Dalrymple, A.J.C.Crespo, M. Narayanaswamy.*User Guide for the SPHysics code 2010.p29*