



**Titre:** Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai  
cimenté en pâte en conditions nordiques

**Auteur:** Kayumba Kalonji  
Author:

**Date:** 2016

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Kalonji, K. (2016). Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai  
cimenté en pâte en conditions nordiques [Mémoire de maîtrise, École  
Citation: Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/2148/>

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

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/2148/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:** Mamert Mbonimpa, Tikou Belem, & Mostafa Benzaazoua  
Advisors:

**Programme:** Génie minéral  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES ET DU TRANSPORT DU REMBLAI  
CIMENTÉ EN PÂTE EN CONDITIONS NORDIQUES

KAYUMBA KALONJI  
DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUES ET DES MINES  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

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

AVRIL 2016

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES ET DU TRANSPORT DU REMBLAI  
CIMENTÉ EN PÂTE EN CONDITIONS NORDIQUES

présenté par : KALONJI Kayumba

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

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

M. BUSSIÈRE Bruno, Ph. D., président

M. MBONIMPA Mamert, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. BELEM Tikou, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. BENZA AZOUA Mostafa, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. OUELLET Serge, Ph. D., membre

## DÉDICACE

*Je dédie ce mémoire à toute ma famille, et en particulier à mon défunt et regretté père, Kayumba  
Tshitundu Ngoy Melchias.*

## REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier sincèrement mon Directeur de recherche, le professeur Mamert Mbonimpa, pour sa disponibilité, ses conseils judicieux, sa rigueur et son encadrement qui ont rendu possible la réalisation de ce projet de maîtrise. La direction de ce travail a été co-assurée par les professeurs Belem Tikou et Mostafa Benzaazoua à qui j'exprime ma profonde gratitude pour leurs conseils, recommandations et suivis durant mon parcours.

Je remercie le Fonds de recherche du Québec, Nature et Technologies (FRQNT), les Mines Agnico Eagle Ltd, l'Institut de Recherche en Mines et Environnement (IRME UQAT-Polytechnique Montréal), la Fondation canadienne pour l'innovation (FCI) et tous ses partenaires industriels de l'IRME et le CRSNG (subvention à la découverte) pour leur soutien financier à ce projet.

Je tiens également à remercier tous les professeurs et le personnel de l'IRME.

J'exprime ma reconnaissance aux professeurs Kongolo Mukendi, Augustin Ependa et Guyh Dituba Ngoma pour leurs encouragements et bons conseils.

Mes remerciements s'adressent également à l'équipe de l'URSTM, en particulier à Tony Grondin, Patrick Bernèche, Yvan Poirier, Joël Beauregard et Pierre-Alain Jacques pour leur soutien technique durant mes travaux de laboratoire.

Je tiens aussi à remercier Eric Arpin et Benjamin Aubin qui m'ont grandement aidé pour le branchement électrique de l'instrumentation lors de la réalisation des essais d'écoulement (flow loop test).

Je remercie mes collègues étudiants et particulièrement Drissa Ouattara, Fabrice Beya Kazambua, Gretta Nyameogo, Alex Kalonji Kabambi, Richard Bassole, Ibrahima Hane, El Hadji Babacar Kandji, Amal Sahi et Yaya Coulibaly pour leur support durant le projet.

Je remercie enfin toutes les autres personnes que je n'ai pas citées, mais qui ont contribué, de près ou de loin, à la réussite de ce projet de maîtrise.

Enfin, je remercie aussi mon épouse Ndaya Wamona Judith et ma fille Ingrid Bilonda Kalonji, ma famille et tous les amis.

## RÉSUMÉ

Le projet minier Meliadine (propriété des Mines Agnico Eagle, Ltée) au Nunavut étudie la possibilité de recourir au remblai cimenté en pâte (RCP) pour remblayer les chantiers souterrains vides. Compte tenu de températures très basses en hiver, il faut que le RCP puisse être transporté et distribué aux chantiers souterrains sans être gelé durant le transport en pipelines à un faible coût de pompage. Du fait que les chantiers miniers sont ouverts dans le pergélisol, le RCP doit aussi atteindre la résistance mécanique visée dans des conditions de cure à basse température. L'évolution de cette résistance mécanique devrait dépendre de l'évolution de la température de cure du RCP, incluant la température de déposition du RCP dans le chantier souterrain. La salinité naturelle de l'eau du pergélisol ainsi que celle apportée par l'utilisation de sels de déglacage du minerai représentent un nouvel facteur d'influence non considéré dans les études existantes sur le RCP. Il s'avère pertinent de pouvoir prédire non seulement le comportement rhéologique du RCP en fonction des conditions thermiques au cours de son transport en pipeline, mais aussi l'évolution de la température du RCP le long du pipeline.

Ce projet de recherche avait pour objectif principal de développer des outils d'aide à la conception du système de distribution de RCP dans les mines souterraines situées dans les zones de pergélisol. De façon plus spécifique, les objectifs du projet de recherche consistaient à : 1) étudier l'effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques et thermiques des mélanges de RCP; 2) réaliser des mini-essais d'écoulement en boucle (*mini flow loop tests*) afin de déterminer des pertes de charge et la distribution de la température du fluide le long des pipelines; 3) calibrer un modèle numérique avec les données de tests d'écoulement en boucle et simuler l'écoulement du RCP dans un réseau de distribution à une échelle réelle en tenant compte des échanges thermiques internes et externes, et du comportement rhéologique du RCP.

Les résidus de la Mine Goldex (propriété des Mines Agnico Eagle, Ltée) située en Abitibi (Québec) et du projet de Mine Meliadine ont été utilisés dans l'élaboration de différents mélanges étudiés. Ces résidus ont été d'abord homogénéisés avant de réaliser des caractérisations de base (teneur en eau initiale, granulométrie, densité relative, minéralogie). Le résidu en pâte (RP) sans liant et le RCP sont les deux principaux types de mélanges qui ont été élaborés avec l'eau de robinet à des pourcentages solides  $C_w$  compris entre 71% et 80%. Les ciments GU et HE ont été utilisés pour la préparation des mélanges RCP à des dosages  $B_w$  de 5%. Les mélanges avec l'eau

saline (pour des concentrations en sel de 5, 10 et 20 g/L) de résidu en pâte (RPS) et de remblai cimenté en pâte (RCPS) ont été aussi préparés à des pourcentages solides  $C_w$  de 75% et 76,3%.

Dans un premier temps, les essais d'affaissement au cône standard d'Abrams et au petit cône ont été réalisés à différents pourcentages solides et différentes températures. Les résultats ont permis d'étudier l'effet de la température sur la fluidité et de ressortir des pourcentages solides donnant l'affaissement ciblé de 7 pouces au cône standard d'Abrams. L'effet de la température sur l'affaissement ou la fluidité n'a pas été perçu sur les mélanges de RP (sans liant). Par contre, une perte d'affaissement ou de fluidité des mélanges de RCP a été observée avec l'augmentation de la température. Dans un deuxième temps, l'effet de la température sur les propriétés rhéologiques des mélanges de résidu en pâte sans sel (RP) et avec sel (RPS) et de remblai cimenté en pâte sans et avec sel (RCP et RCPS) a été étudié entre 2 et 45°C à l'aide du rhéomètre AR 2000 (TA Instruments) équipé d'un croisillon. Il est ressorti de ces investigations que les propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement, indice de consistance, viscosité plastique et viscosité à l'infini) de RP et RPS ont tendance à diminuer avec l'augmentation de la température. Cependant, les mélanges de RCP et RCPS ont exhibés un comportement contraire à celui de RP et RPS. En effet, les propriétés rhéologiques de RCP et RCPS ont tendance à augmenter avec l'augmentation de la température. Tous les mélanges étudiés ont exhibés un comportement plastique rhéofluidifiant, proche du comportement de Bingham.

Par la suite, l'effet de la température sur les propriétés thermiques (conductivité thermique, capacité thermique volumique, diffusivité et résistivité thermiques) des mélange frais de RP ( $C_w = 75$  et 76,3%) et de RCP frais ( $C_w = 75$  et 76,3%,  $B_w = 5\%$  GU et HE) a été étudié entre 3 et 40°C à l'aide de la sonde SH-1 de l'analyseur thermique KD 2-Pro (Decagon). Il a été noté que la température n'avait presque pas d'effet sur les propriétés thermiques de ces différents mélanges. De plus, les propriétés thermiques des mélanges de RP sont similaires à celles des mélanges RCP.

Des essais d'écoulement en boucle de l'eau et des mélanges de RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ) et Meliadine ( $C_w = 71\%$ ) et RCP ( $C_w = 71\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE) ont été réalisés dans un circuit (longueur de 27,9 m et diamètre interne de 31,8 mm) instrumenté avec des sondes de température, un débitmètre, et un transducteur différentiel relié aux deux capteurs de pression. Une pompe volumétrique à vis excentrée a été utilisée pour pomper les matériaux dans le circuit en boucle

durant 60 minutes. Il est ressorti de ces essais que la dissipation visqueuse et le frottement interne ont entraîné une augmentation de la température des mélanges avec le temps d'écoulement. De surcroît, les pertes de charge de RP diminuent avec l'augmentation de la température et le temps d'écoulement. Par contre le RCP a exhibé un comportement opposé à celui des mélanges de RP. Une augmentation des pertes de charge de RCP avec l'augmentation de la température et le temps d'écoulement a été observée. Les résultats recueillis lors cette campagne, ont permis de calibrer un modèle numérique d'écoulement du remblai en pâte et d'échange de chaleur avec le module «*non isothermal pipe flow*» de Comsol Multiphysics® 5.2. Le modèle numérique calibré a permis de réaliser une mise en échelle des résultats du mini-essai d'écoulement en boucle aux prototypes réels ayant des diamètres de pipeline plus représentatifs que le petit diamètre du mini-loop utilisé.

Enfin les simulations numériques du RCPS en écoulement dans un système de distribution à l'échelle réelle à l'aide du modèle numérique calibré ont été réalisées pour des températures souterraines externes de  $-5^{\circ}\text{C}$  (température du pergélisol) et  $2^{\circ}\text{C}$  (température d'une mine chauffée), une température de l'air extérieure de  $-50^{\circ}\text{C}$  et une vitesse de l'air de  $1\text{m/s}$  ( $3,6\text{ km/h}$ ) en tenant compte de la thermo-dépendance des propriétés rhéologiques du RCPS. L'effet de la vitesse d'écoulement et du diamètre interne sur la température de déposition, les pertes de charge et les pressions de pompage a été examiné. Il est ressorti de cette étude que l'augmentation de la vitesse d'écoulement du RCPS ou la réduction du diamètre interne du pipeline entraîne une importante dissipation visqueuse, et par conséquent conduit à l'augmentation de la température de déposition du RCPS, des pertes de charge et de la pression de pompage. En ce qui concerne l'effet de la température externe souterraine, il s'est avéré que les températures de déposition du RCPS pour une température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  sont inférieures à celles observées à la température externe de  $2^{\circ}\text{C}$ .

Cette étude a permis de montrer la thermodépendance des propriétés rhéologiques de RCP, de réaliser une mise en échelle des résultats du mini-essai d'écoulement en boucle au prototype réel et de développer un outil de conception du système de distribution du RCP pouvant tenir compte de la thermodépendance des propriétés rhéologiques. Les résultats de la présente étude peuvent être utiles pour l'industrie minière et les firmes de génie conseil en rapport avec le design optimal de systèmes de distribution du remblai minier, particulièrement en conditions nordiques.

## ABSTRACT

The Meliadine mining project (property of Agnico Eagle Mines, Ltd.) in Nunavut is studying the possibility of using cemented paste backfill (CPB) for backfilling the voids in the underground workings. Given very low outside temperatures in winter, it is necessary that the CPB be transported and distributed to the underground workings without being frozen during transportation in pipelines at a low pumping cost. Because the mine workings are open in permafrost, the CPB should also achieve the desired mechanical strength during the time of curing under low temperature conditions. The evolution of this strength should depend on the evolution of the curing temperature of CPB, including the deposition temperature of the CPB in the underground site. The natural salinity of permafrost as well as that provided by the use of salts to deglaze the ore is a new influence factor should also be considered. It is relevant to predict both the rheological behaviour of the CPB based on thermal conditions and the evolution of the temperature of the CPB along the pipeline during its transportation in pipeline (for determining the deposition temperature).

The main objective of this research project was to develop tools to support the design of the CPB distribution system in underground mines located in permafrost zones. More specifically, the objectives of the research were: 1) to study the effect of temperature and salinity on the rheological and thermal properties of CPB; 2) to perform mini flow loop tests to determine the pressure drops and the distribution of the paste temperature along the pipeline; 3) to calibrate a numerical model with the mini flow loop test data and simulate the flow of CPB in a full-scale distribution network taking into account the internal and external heat exchanges and the thermo-rheological behaviour of the CPB.

Mine tailings from the Goldex Mine (property of Agnico Eagle Mines, Ltd) located in Abitibi (Quebec) and the Meliadine mine project were used in the preparation of different mixtures of CPB studied. These tailings were first homogenized before performing basic characterization (initial water content, particle size, relative density, mineralogy). The paste tailings (PT) without binder and CPB are the two main types of mixtures that were prepared with tap water to solid contents  $C_w$  between 71% and 80%. GU and HE cements at a dosage  $B_w$  of 5% were used to prepare the mixtures for CPB. Mixtures with saline water at salt concentrations of 5, 10 and 20

g/L were also prepared at 75 % and 76.3% of solid contents  $C_w$ , i.e paste tailings with salt (PTS) and cemented paste backfills with salt (CPBS)

Initially, slump tests with the standard Abrams cone and the small cone has been carried out for various solid percentages and different temperatures. The results were used to study the effect of temperature on fluidity and highlight the solid percentages giving the targeted slumps of 7-inch with standard Abrams cone. No effect of temperature on the slump was observed on mixtures of PT (without binder). In the opposite, a slump decrease was observed with increasing temperature for CPB. Secondly, the effect of temperature on the rheological properties of mixtures of PT, PTS, CPB and CPBS was studied for temperatures between 2 and 45°C using the rheometer AR 2000 (TA Instruments) equipped with a vane geometry. It emerged from these investigations that the rheological properties (yield stress, consistency index, plastic viscosity and infinity viscosity) of PT and PTS tended to decrease with increasing temperature. However, mixtures of CPB and CPBS exhibited a contrary behaviour to that of PT and PTS. Indeed, the rheological properties of CPB and CPBS increased with increasing temperature. All the studied mixtures have exhibited plastic shear-thinning behaviour, close to the behaviour of Bingham.

Subsequently, the effect of temperature on the thermal properties (conductivity, volumetric heat capacity, diffusivity and resistivity) of fresh mixture of PT ( $C_w = 75$  and 76.3%) and CPB fresh ( $C_w = 75\%$  and 76.3%,  $B_w = 5\%$  of GU and HE) was studied between 3 and 40°C using the SH-1 sensor thermal analyzer KD-2 Pro (for Decagon). It was noted that the temperature has a very negligible an effect on the thermal properties of these different mixtures. In addition, the thermal properties of mixtures of PT were similar to those of CPB's mixtures.

Mini-loop tests of water, PT of Goldex tailings ( $C_w = 74\%$ ) and Meliadine tailings ( $C_w = 71\%$ ), and CPB ( $C_w = 71\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE) were performed in a loop circuit (length of 27.9 mm and internal diameter of 31.8 mm) instrumented with temperature sensors, a flowmeter, and a differential transducer attached to two pressure sensors. A positive displacement pump (with eccentric screw) was used to pump the material into the loop circuit during 60 minutes. It emerged from these tests that the viscous dissipation and internal friction resulted in an increase of the temperature of the mixtures with the flow time. Furthermore, the pressure drop of PT decreased with the increase of the temperature and the flow time. However, the CPB exhibited the opposite behaviour to that of mixtures of PT. An increased CPB pressure drops with the

increase of the temperature and the flow time was observed. The results obtained during this campaign helped to calibrate a numerical flow model of paste backfill and heat exchange with the module "non-isothermal pipe flow" of Comsol 5.2 Multiphysics®. The calibrated numerical model helped scaling up the results of the flow mini-loop test to real prototypes with more representative pipeline diameters than the small diameter of the mini-loop system used.

Finally numerical simulations of CPBS flow in a full-scale distribution system were conducted using the calibrated numerical model for external underground temperatures of  $-5^{\circ}\text{C}$  (permafrost temperature) and  $2^{\circ}\text{C}$  (temperature of a heated mine), a temperature of the outside air of  $-50^{\circ}\text{C}$  and an air velocity of 1 m/s (3.6 km/h) taking into account the temperature dependence of rheological properties of the CPBS. The effect of flow rate and internal pipeline diameter on the CPBS deposition temperature, the pressure drops and the pumping pressure were examined. It emerged from this study that the increase of CPBS flow velocity or reducing the internal diameter of the pipeline resulted in a significant viscous dissipation, and therefore lead to increased deposition temperature of the CPBS, pressure drops and the pumping pressure. Relating to the effect of the external underground temperature, it was found that the temperature deposition of CPBS were lower for an external temperature of  $-5^{\circ}\text{C}$  than of  $2^{\circ}\text{C}$ .

This study allowed showing the temperature dependence of the rheological properties of the CPB and CPBS, achieving full-scaling results of the flow mini-loop test to the real prototype and developing a design tool of CPB and CPBS distribution system that can accommodate the temperature dependence of the rheological properties. The results of this study may be useful for the mining industry and consulting engineering firms in relation to the optimal design of the mining backfill distribution systems, particularly in Nordic conditions.

## TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS .....	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT.....	VIII
TABLE DES MATIÈRES .....	XI
LISTE DES TABLEAUX.....	XVI
LISTE DES FIGURES.....	XX
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XXXIII
LISTE DES ANNEXES.....	XXXVII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Contexte de l'étude.....	1
1.2 Problématique de l'étude.....	3
1.3 Description du projet de recherche et structure du mémoire .....	4
1.4 Originalité et retombées du projet.....	5
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	7
2.1 Technologie, définition et préparation du remblai minier en pâte .....	7
2.2 Caractéristiques géotechniques et thermiques du remblai cimenté en pâte .....	8
2.2.1 Propriétés géotechniques du remblai cimenté en pâte .....	8
2.2.2 Propriétés thermiques du remblai en pâte frais et techniques de mesure.....	13
2.3 Concepts généraux sur la rhéologie .....	18
2.3.1 Types de fluides .....	19
2.3.2 Lois ou modèles de comportement rhéologique .....	21
2.3.3 Détermination expérimentale directe des propriétés d'écoulement .....	24

2.4	Influence de la température et de la salinité sur la rhéologie des suspensions.....	30
2.4.1	Influence de la température sur les propriétés rhéologiques des suspensions sans liant	31
2.4.2	Influence de la température sur les propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires frais	34
2.4.3	Influence de la salinité sur les propriétés rhéologiques des suspensions .....	42
2.5	Concepts généraux sur le transport des fluides .....	44
2.5.1	Théorie et principes physiques de l'écoulement des fluides .....	44
2.5.2	Régimes et modèles d'écoulement des fluides.....	45
2.5.3	Détermination des pertes de charge de transport par des approches rhéologiques ....	48
2.6	Transfert de chaleur dans un fluide en écoulement dans une conduite .....	53
2.6.1	Mode de transfert thermique .....	53
2.6.2	Transfert de chaleur dans un fluide en écoulement dans une conduite .....	55
2.6.3	Effet de la dissipation visqueuse sur le transfert de chaleur .....	61
2.6.4	Effet de la thermo-dépendance des propriétés rhéologiques du fluide sur le transfert de chaleur .....	63
2.7	Conception de systèmes de transport du remblai en pâte.....	64
2.7.1	Principales configurations du système de remblayage minier .....	64
2.7.2	Design basé sur l'essai d'écoulement en boucle ou « <i>flow loop test</i> ».....	67
2.7.3	Design du système de transport par des approches rhéologiques .....	67
2.8	Récapitulatif .....	70
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE GÉNÉRALE ET PROGRAMME EXPÉRIMENTAL ....		72
3.1	Méthodologie générale de l'étude .....	72
3.2	Préparation et caractérisation des matériaux .....	74
3.2.1	Caractérisations physiques .....	75

3.2.2	Caractérisation minéralogique.....	80
3.3	Élaboration des recettes.....	81
3.4	Caractérisation rhéologique du remblai en pâte.....	84
3.4.1	Description de l'essai au cône.....	84
3.4.2	Mesure directe des paramètres rhéologiques au rhéomètre AR 2000.....	85
3.5	Caractérisation thermique du remblai en pâte frais.....	91
3.6	Essais de mini écoulement en boucle (« <i>Mini Flow Loop Tests</i> »).....	93
3.6.1	Circuit d'essai du mini écoulement en boucle et instrumentation.....	93
3.6.2	Protocole d'essai du mini écoulement en boucle du remblai minier en pâte (« <i>Mini Flow Loop Test</i> »).....	99
3.7	Simulations numériques du transport en pipeline avec le logiciel COMSOL Multiphysics® 5.2.....	100
CHAPITRE 4	RÉSULTATS.....	102
4.1	Effet du pourcentage solide et de la température sur les essais d'affaissement au cône d'Abrams.....	102
4.1.1	Résidu en pâte Goldex.....	102
4.1.2	Résidu en pâte Meliadine.....	105
4.1.3	Remblai cimenté en pâte Goldex.....	106
4.1.4	Remblai cimenté en pâte Meliadine.....	109
4.2	Effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques.....	110
4.2.1	Résidu en pâte Goldex.....	111
4.2.2	Résidu en pâte RP Meliadine.....	113
4.2.3	Remblai en pâte cimenté Goldex.....	116
4.2.4	Remblai cimenté en pâte Meliadine.....	125
4.3	Caractérisations thermiques.....	137

4.3.1	Résidu en pâte et remblai cimenté en pâte Goldex .....	138
4.3.2	Résidu en pâte et du remblai cimenté en pâte Meliadine .....	139
4.4	Essais de mini écoulement en boucle ( <i>mini flow loop Tests</i> ).....	140
4.4.1	Eau.....	141
4.4.2	Résidus en pâte Goldex et Meliadine .....	142
4.4.3	Remblai cimenté en pâte Meliadine .....	146
4.5	Calibrage du modèle numérique des essais de mini écoulement en boucle .....	149
4.5.1	Essai d'écoulement en boucle de l'eau .....	151
4.5.2	Essais d'écoulement des résidus en pâte Goldex et Meliadine .....	153
4.5.3	Essai d'écoulement du remblai cimenté en pâte Meliadine .....	156
4.6	Modélisations numériques de l'écoulement du remblai cimenté en pâte dans un réseau de distribution.....	158
4.6.1	Programme des modélisations.....	158
4.6.2	Vitesse d'écoulement de 0,82 m/s.....	161
4.6.3	Vitesse d'écoulement de 1,04 m/s.....	167
4.6.4	Vitesse d'écoulement de 1,2 m/s.....	172
4.6.5	Vitesse d'écoulement de 1,5 m/s.....	176
CHAPITRE 5	DISCUSSION .....	182
5.1	Effet de la température, du type de ciment et de la salinité sur les propriétés rhéologiques du RCP.....	182
5.2	Mise en échelle des résultats des essais de mini écoulement en boucle au prototype réel	184
5.3	Effet de la température externe, de la vitesse d'écoulement et du diamètre interne du pipeline sur la température du RCPS .....	185

5.4	Effet du diamètre interne et de la vitesse d'écoulement sur les pertes de charge dans le réseau de distribution du RCPS.....	187
5.5	Effet du diamètre interne et de la vitesse d'écoulement sur la pression de pompage ..	189
5.6	Effet de l'isolation du pipeline .....	190
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS .....		192
6.1	Conclusions .....	192
6.2	Recommandations .....	195
BIBLIOGRAPHIE .....		197
ANNEXES.....		218

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Formules de calcul des paramètres d'écoulement des fluides non-newtoniens en régime laminaire.....	51
Tableau 2.2 : Formules de calcul des paramètres d'écoulement des fluides non-newtoniens en régime turbulent .....	51
Tableau 3.1 : Paramètres caractéristiques de la distribution granulométrique des résidus Goldex et Meliadine.....	78
Tableau 3.2 : Phases minérales des résidus miniers Goldex et Meliadine .....	81
Tableau 3.3 : Composition en sels de l'eau saline aux concentrations de 5, 10 et 20 g/L. ....	84
Tableau 3.4 : Caractéristiques des capteurs de l'analyseur thermique KD2 Pro (Decagon, 2011).....	92
Tableau 4.1 : Valeurs des propriétés thermiques de RP et RCP Goldex ( $C_w = 75\%$ ) à 5 et 22,5°C .....	138
Tableau 4.2 : Valeurs des propriétés thermiques des mélanges RP et RCP Meliadine ( $C_w=76,3\%$ ; $B_w= 5\%$ HE) à 2, 22, 30 et 40°C.....	139
Tableau 4.3 : Paramètres d'entrée dans la simulation numérique de l'écoulement de différents mélanges dans le circuit du mini <i>Flow loop test</i> .....	150
Tableau 4.4 : Valeurs de $Nu_{int}$ à différents diamètres pour le RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à une température de 10°C.....	161
Tableau 5.1 : Pertes de charge linéaires $\Delta p/L_i$ simulées à différents diamètres pour les mélanges RP Goldex, RP Meliadine et RCP Meliadine. ....	184
Tableau 5.2 : Pressions de pompage pour différents diamètres internes et vitesses d'écoulement .....	189
Tableau A. 1 : Recettes de RP et RCP Goldex.....	217
Tableau A. 2 : Recettes de RP et RCP Meliadine .....	219
Tableau B. 1 : Mélanges de RP, RCP et RCPS Goldex .....	220
Tableau B. 2 : Mélanges de RP, RPS, RCP et RCPS Meliadine .....	220

Tableau D. 1 : Valeurs d'affaissement du RP Goldex à différents pourcentages solides pour des températures de 5, 14 et 20°C. ....	222
Tableau D. 2 : Valeurs d'affaissement du RP Meliadine à différents pourcentages solides (20°C) .....	223
Tableau E. 1 : Valeurs d'affaissement du RPC Goldex à différents pourcentages solides pour des températures de 5, 20, 30 et 38°C. ....	224
Tableau E. 2: Valeurs d'affaissement du RPC Meliadine à différents pourcentages solides pour 3 et 5% de dosage en ciment GU (20°C) .....	224
Tableau E. 3 : Valeurs d'affaissement du RPC Meliadine à différents pourcentages solides pour 3 et 5% de dosage en ciment HE (20°C).....	225
Tableau F. 1 : Propriétés rhéologiques du RP Goldex à $C_w = 74 \%$ , $76,3 \%$ , $77,5 \%$ , $79 \%$ et $80 \%$ .....	226
Tableau F. 2 : Propriétés rhéologiques du RP Meliadine à $C_w = 71\%$ , $73\%$ , $75\%$ , et $76,3\%$ .....	226
Tableau G. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Goldex à 5% de dosage en ciment HE pour $C_w=76,3\%$ , $77,5\%$ , $79\%$ , et $80\%$ .....	227
Tableau G. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_w=76,3\%$ , $B_w=5\%$ GU, concentration en sel de 5g/L) .....	227
Tableau G. 3 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_w=76,3\%$ , $B_w=5\%$ GU, concentration en sel de 10g/L) .....	228
Tableau G. 4 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_w=76,3\%$ , $B_w=5\%$ HE, concentration en sel de 5g/L) .....	228
Tableau G. 5 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_w=76,3\%$ , $B_w=5\%$ HE, concentration en sel de 10g/L) .....	229
Tableau H. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$ GU).....	230
Tableau H. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$ HE).....	230

Tableau I. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ HE et concentration en sel de 10 g/L) .....	231
Tableau I. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ HE et concentration en sel de 20 g/L) .....	231
Tableau I. 3 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ GU et concentration en sel de 10 g/L) .....	232
Tableau I. 4 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ GU et concentration en sel de 20 g/L) .....	232
Tableau J. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ HE et concentration en sel de 5 g/L) .....	233
Tableau J. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ HE et concentration en sel de 10 g/L) .....	233
Tableau J. 3 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ GU et concentration en sel de 5 g/L) .....	234
Tableau J. 4 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$ GU et concentration en sel de 10 g/L) .....	234
Tableau K. 1 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle de l'eau .....	235
Tableau K. 2 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle du RP Goldex .....	235
Tableau K. 3 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle du RP Meliadine.....	236
Tableau K. 4 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle du RPC Meliadine .....	236

## LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 : a) rhéogrammes types de fluides non-newtoniens (Chhabra et Richardson, 2008); b) méthodes de détermination du seuil d'écoulement (ou « <i>yield stress</i> ») sur un rhéogramme type d'un fluide non-newtonien à seuil de cisaillement selon Boger (2009).....	20
Figure 2.2 : a) géométries plan-plan; b) géométrie cône-plan (Barnes et al., 1989).....	26
Figure 2.3 : Géométrie de Couette (cylindres coaxiaux) (Cullen et al., 2002) .....	27
Figure 2.4 : a) Géométrie à croisillon ou « <i>vane</i> » (Cullen et al., 2002) ; b) Allure de la réponse en cisaillement avec le croisillon (Estellé et al., 2011). .....	28
Figure 2.5 : Essai d'affaissement au petit cône d'Abrams .....	29
Figure 2.6 : Effet de la température et du taux de cisaillement sur la viscosité apparente de la suspension de particules de calcaire (He et al., 2006).....	33
Figure 2.7 : Effet de la température sur les contraintes de cisaillement d'une suspension de silt de $C_v = 31,8 \%$ (Coussot et Piau, 1994).....	33
Figure 2.8 : Seuils de cisaillement de la pâte de ciment ( $E/C = 0,45$ ) versus temps d'hydratation à différentes températures, (modifié de Lei et Struble, 1997) .....	35
Figure 2.9 : Effet de la température sur la rhéologie des pâtes de ciment (a) seuil de cisaillement, (b) viscosité plastique (Al-Martini et Nehdi, 2005) .....	36
Figure 2.10 : Seuil de cisaillement de la pâte de ciment à 20°C et 45°C et différents dosages en polycarboxylate ( $E/C = 0,35$ ) (Al-Martini et Nedhi, 2007) .....	37
Figure 2.11 : Viscosité plastique de la pâte de ciment à 20°C et 45°C et différents dosages en polycarboxylate ( $E/C = 0,35$ ) (Al-Martini et Nedhi, 2007) .....	37
Figure 2.12 : Seuil de cisaillement (a) et viscosité plastique (b) de la pâte de ciment ( $E/C = 0,35$ ) à 20°C, 40°C et 45°C et différents dosages au sulfonate de naphthalène (Al-Martini et Nedhi, 2007).....	38
Figure 2.13 : Seuil de cisaillement (a) et viscosité plastique (b) de la pâte de ciment ( $E/C = 0,35$ ) à 20°C, 40°C et 45°C et différents dosages au sulfonate de mélamine (Al-Martini et Nedhi, 2007).....	38

Figure 2.14 : Influence du type et du dosage en électrolyte sur la viscosité de la suspension de particules de charbon (tirée de Roh et al. (1995)).	43
Figure 2.15 : Différents modèles d'écoulement en fonction : a) de la vitesse et gradient de pression; b) de la concentration solide et de la vitesse d'écoulement (Cooke, 2001; Pullum, 2007)....	48
Figure 2.16 : Diagramme de Moody pour les fluides newtoniens et non-newtoniens de Bingham (tiré de Verkerk et Marcus, 1988)	51
Figure 2.17 : Variation du nombre de Nusselt $Nu$ avec le nombre adimensionnel $\Psi$ pour les fluides de Herschel Bulkley et Bingham (tirée d'Alves et al., 2015).	60
Figure 2.18 : Effet de la variation des propriétés rhéologiques d'un fluide non-newtonien sur le nombre de Nusselt (flux de chaleur constant), $X^+$ est l'inverse du nombre de Graetz (éq. (2-74) tirée de Soares et al. (1999))	63
Figure 2.19 : Configurations de systèmes de remblayage hydraulique (tirée de Belem et Benzaazoua, 2008).	65
Figure 2.20 : Modes d'opération du remblai par gravité, adaptée de Cooke (2001) (Senapati et Mishra, 2012)	65
Figure 2.21 : Procédure de conception du système de remblayage hydraulique (Cooke, 2001) ...	69
Figure 3.1 : Schéma descriptif de la méthodologie générale	73
Figure 3.2 : Granulomètre à diffraction laser Mastersize 2000 utilisé	76
Figure 3.3 : Courbes granulométriques des résidus Goldex et Meliadine	77
Figure 3.4 : Pycnomètre à hélium AccuPyc 1330 de Micromeritics	79
Figure 3.5 : Malaxeur Hobart utilisé dans la préparation de recettes du remblai en pâte (Laboratoire URSTM).	82
Figure 3.6 : Malaxeur manuel utilisé pour les mélanges d'essais rhéologiques.	83
Figure 3.7 : Illustration de l'essai d'affaissement au cône d'Abrams (Clayton et al., 2003)	85
Figure 3.8 : (a) Rhéomètre AR 2000 (TA Instruments) et (b) croisillon utilisés	87
Figure 3.9 : Procédures de cisaillement utilisées lors des essais rhéologiques : a) boucle et b) avec pré-cisaillement.	89

Figure 3.10 : Analyseur thermique KD2 Pro et le capteur SH-1 .....	91
Figure 3.11 : Mesure des propriétés thermiques du remblai en pâte à l'aide du capteur SH-1 de l'analyseur thermique KD2 Pro.....	93
Figure 3.12 : Montage du circuit du mini essai d'écoulement en boucle.....	94
Figure 3.13 : Schéma du circuit du mini essai d'écoulement en boucle (« <i>mini flow loop test</i> »)...	95
Figure 3.14 : Transmetteur de pression différentielle « <i>Model 266DRH Differential Standard static pressure</i> » équipé de deux capteurs de pression (forte et basse pression) montés sur le circuit de pompage en boucle. ....	95
Figure 3.15 : a. Capteurs de température RTD; b. Multimètres de lecture montés sur le circuit de pompage en boucle.....	96
Figure 3.16 : Thermocouples de type K fixés sur la paroi de la conduite en acier et connectés au thermomètre numérique 6802 II.....	97
Figure 3.17 : Débitmètre électromagnétique de type « <i>Process Master FEP315</i> » monté sur le circuit d'essai de pompage. ....	98
Figure 3.18 : Essai d'affaissement au cône d'Abrams du remblai en pâte lors du mini essai d'écoulement en boucle.....	100
Figure 4.1 : Variation de l'affaissement au cône standard CS en fonction du pourcentage solide $C_w$ du résidu en pâte Goldex à 5, 14 et 20°C .....	103
Figure 4.2 : Variation de l'affaissement au petit cône en fonction du pourcentage solide $C_w$ du résidu en pâte Goldex à 5, 14 et 20°C .....	103
Figure 4.3 : Relations entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du résidu en pâte Goldex à 5, 14 et 20°C.....	104
Figure 4.4: Relation généralisée entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du résidu en pâte Goldex.....	104
Figure 4.5 : Variation de l'affaissement au cône standard CS et au petit cône PC en fonction du pourcentage solide $C_w$ du résidu en pâte RP Meliadine à 20°C .....	105

Figure 4.6 : Relation entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du résidu en pâte RP Meliadine à 20°C. ....	106
Figure 4.7 : Variation de l'affaissement au cône standard CS en fonction du pourcentage solide $C_w$ du remblai cimenté en pâte Goldex à 5, 20, 30 et 38°C. ....	107
Figure 4.8 : Variation de l'affaissement au petit cône PC en fonction du pourcentage solide $C_w$ du remblai cimenté en pâte Goldex à 5, 20, 30 et 38°C. ....	107
Figure 4.9 : Relations entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du remblai cimenté en pâte Goldex à 5, 20, 30 et 38°C. ....	108
Figure 4.10 : Relation généralisée entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du remblai en pâte Goldex .....	108
Figure 4.11 : Variation de l'affaissement au petit cône PC en fonction du pourcentage solide $C_w$ des mélanges RP et RCP Meliadine (à 3 et 5% de dosage en ciment GU) .....	109
Figure 4.12 : Variation de l'affaissement au petit cône PC en fonction du pourcentage solide $C_w$ des mélanges de RP et RCP Meliadine (à 3 et 5% de dosage en ciment HE).....	110
Figure 4.13 : Rhéogrammes des mélanges de résidu en pâte RP Goldex à différents pourcentages solides $C_w$ à 20°C.....	111
Figure 4.14 : Courbes de viscosité dynamique des résidus en pâte Goldex à différents pourcentages solides à 20°C.....	112
Figure 4.15 : Variation des propriétés rhéologiques du résidu en pâte (le seuil de cisaillement $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance $K$ et l'indice d'écoulement $n$ ) en fonction du pourcentage solide $C_w$ . ....	113
Figure 4.16 : Rhéogrammes des mélanges du résidu en pâte RP Meliadine à différents pourcentages solides $C_w$ à 20°C.....	114
Figure 4.17 : Courbes de viscosité dynamique de résidus en pâte Meliadine à différents pourcentages solides $C_w$ à 20°C. ....	114
Figure 4.18 : Variation des propriétés rhéologiques du résidu en pâte Meliadine (le seuil de cisaillement $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance $K$ et l'indice d'écoulement $n$ ) en fonction du pourcentage solide $C_w$ à 20°C. ....	115

Figure 4.19 : Rhéogrammes des mélanges de remblai cimenté en pâte Goldex à différents pourcentages solides $C_w$ à 20°C. ....	116
Figure 4.20 : Courbes de viscosité dynamique de RCP Goldex ( $B_w = 5\%$ HE) à différents pourcentages solides $C_w$ à 20°C. ....	117
Figure 4.21 : Variation des propriétés rhéologiques du remblai cimenté en pâte (le seuil de cisaillement $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance $K$ et l'indice d'écoulement $n$ ) en fonction du pourcentage solide $C_w$ . ....	118
Figure 4.22 : Rhéogrammes des mélanges du remblai cimenté en pâte RCPS Goldex à des concentrations en sel de 5 et 10 g/L ( $B_w = 5\%$ GU) pour des températures de 2, 10 et 20°C. ....	119
Figure 4.23 : Courbes de la viscosité dynamique mélanges RCPS Goldex (avec $C_w = 76,3\%$ ; $B_w = 5\%$ GU) de 5 et 10 g/L de concentration en sel à 2, 10 et 20°C.....	119
Figure 4.24 : Variation des propriétés rhéologiques avec la température (2 à 20°C) des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ; $B_w = 5\%$ GU) de 5 et 10 g/L de concentration en sel. ....	120
Figure 4.25 : Rhéogrammes des mélanges du remblai cimenté en pâte RCPS Goldex à des concentrations en sel de 5 et 10 g/L ( $C_w = 76,3\%$ ; $B_w = 5\%$ HE) à des températures de 2, 10 et 20°C.....	122
Figure 4.26 : Courbes de viscosité dynamique des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ; $B_w = 5\%$ HE) de 5 et 10 g/L de concentration en sel à 2, 10 et 20°C. ....	123
Figure 4.27 : Variation des propriétés rhéologiques avec la température (2 à 20°C) des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ; $B_w = 5\%$ HE) de 5 et 10 g/L de concentration en sel. ....	123
Figure 4.28 : Effet du type de ciment sur les propriétés rhéologiques des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ) à une concentration en sel de 5 g/L à des températures 2, 10 et 20°C.....	125
Figure 4.29 : Effet du type de ciment sur les propriétés rhéologiques des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ) à une concentration en sel de 10 g/L à des températures 2, 10 et 20°C.....	125
Figure 4.30 : Rhéogrammes des mélanges de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$ HE et $B_w = 5\%$ GU) à différents pourcentages solides $C_w$ (71%, 73%, 75% et 76,3%). ....	126

Figure 4.31 : Effet de type de ciment et du pourcentage solide $C_w$ sur les propriétés rhéologiques de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$ ) à la température de 20°C. ....	127
Figure 4.32 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 75\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 10 g/L) à 2, 10 et 20°C. ....	128
Figure 4.33 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 75\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 20 g/L) à 2, 10 et 20°C. ....	129
Figure 4.34 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$ et $B_w = 5\%$ HE, concentration en sel de 10 et 20 g/L) avec la température. ....	130
Figure 4.35 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$ et $B_w = 5\%$ GU, concentration en sel de 10 et 20 g/L) avec la température. ....	132
Figure 4.36 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 75\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 10 g/L) avec la température. ....	132
Figure 4.37 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 75\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 20 g/L) avec la température. ....	133
Figure 4.38 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 76,3\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 5 g/L) à 2, 10 et 20°C. ....	134
Figure 4.39 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 76,3\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 5 et 10 g/L) à 2, 10 et 20°C. ....	134
Figure 4.40 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ et $B_w = 5\%$ HE, concentration en sel de 5 et 10 g/L) avec la température. ....	135
Figure 4.41 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ et $B_w = 5\%$ GU, concentration en sel de 5 et 10 g/L) avec la température. ....	135
Figure 4.42 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 5 g/L) avec la température. ....	137
Figure 4.43 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ , $B_w = 5\%$ HE et GU, concentration en sel de 10 g/L) avec la température. ....	137

Figure 4.44 : Variation de la conductivité et de la capacité thermiques de RP et RCP Goldex avec la température.....	139
Figure 4.45 : Variation de la conductivité et de la capacité thermiques de RP et RCP Meliadine avec la température.....	140
Figure 4.46 : Variation de la température (eau, paroi, air) et de la perte de charge avec le temps d'écoulement. ....	142
Figure 4.47 : Variation de la vitesse d'écoulement $U$ et de la perte de charge $\Delta p/L$ avec le temps d'écoulement. ....	142
Figure 4.48 : Variation de la température (pâte de résidu Goldex, paroi, air) et de la perte de charge $\Delta p/L$ avec le temps d'écoulement.....	143
Figure 4.49 : Valeurs des nombres de Brinkman $Br$ de l'écoulement du RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ) dans le circuit du mini essai d'écoulement en boucle. ....	144
Figure 4.50 : Variation de la vitesse d'écoulement $U$ et de la perte de charge linéaire $\Delta p/L$ du RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ) avec le temps d'écoulement dans le circuit du mini-loop test.....	144
Figure 4.51 : Variation de la température (résidu en pâte RP Meliadine, paroi, air) et de la perte de charge $\Delta p/L$ avec le temps d'écoulement. ....	145
Figure 4.52 : Valeurs des nombres de Brinkman $Br$ de l'écoulement du RP Meliadine ( $C_w = 71\%$ ) dans le circuit du mini essai d'écoulement en boucle ....	146
Figure 4.53 : Variation de la vitesse d'écoulement $U$ et de la perte de charge linéaire $\Delta p/L$ du RP Meliadine ( $C_w = 71\%$ ) avec le temps d'écoulement dans le circuit du mini loop test.....	146
Figure 4.54 : Variation de la température (remblai cimenté en pâte Meliadine, paroi, air) et de la perte de charge $\Delta p/L$ avec le temps d'écoulement dans le circuit du loop test. ....	147
Figure 4.55 : Valeurs des nombres de Brinkman $Br$ de l'écoulement du RCP Meliadine ( $C_w = 71\%$ et $B_w = 5\%HE$ ) dans le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle. ....	148
Figure 4.56 : Variation de la vitesse d'écoulement et de la perte de charge du RCP Meliadine ( $C_w = 71\%$ et $B_w = 5\%HE$ ) avec le temps d'écoulement dans le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle. ....	148

Figure 4.57: Variation du nombre de Nusselt externe $Nu_{ext}$ avec la vitesse de l'air pour des températures de 250°K (-23.15°C) et 300°K (26,9°C). .....	151
Figure 4.58 : Simulation de la variation de la température de l'eau en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle.....	152
Figure 4.59 : Simulation de la variation de la pression de l'eau en écoulement dans le circuit de l'essai d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes.....	152
Figure 4.60 : Simulations de la température du résidu en pâte RP Goldex en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle et de la température pariétale extérieure. ....	153
Figure 4.61 : Pression simulée du RP Goldex en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes. ....	154
Figure 4.62 : Simulations de la température du RP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle et de la température à la paroi externe. ....	155
Figure 4.63 : Pression simulée du RP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes.....	156
Figure 4.64 : Simulation de la température du résidu en pâte RCP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle.....	157
Figure 4.65 : Évolution de la température et de la pression simulées du RCP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes. ....	158
Figure 4.66 : Géométrie du réseau de distribution du RCPS Meliadine et répartition des températures externes.....	159
Figure 4.67 : Relations du seuil de cisaillement $\tau_o$ et de la viscosité plastique $\eta_B$ en fonction de la température $T$ du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ).....	160
Figure 4.68 : Variation du nombre de Nusselt externe $Nu_{ext}$ avec la température pour différents diamètres et une vitesse de l'air de 1 m/s.....	160
Figure 4.69 : Évolution de la température du RCPS en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.....	162

- Figure 4.70 : Variation du flux de chaleur à la paroi sur le réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s. .... 163
- Figure 4.71 : Variations des flux de chaleur à la paroi dans les sections souterraines du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) pour des diamètres internes de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes et des températures extérieures de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ . .... 163
- Figure 4.72 : Variations des coefficients de frottement interne du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ . .... 165
- Figure 4.73 : Pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ . .... 166
- Figure 4.74 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes à la température externe souterraine de  $2^\circ\text{C}$ . .... 166
- Figure 4.75 : Pressions du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes et à des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ . .... 167
- Figure 4.76 : Évolution de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m pour des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ . .... 168
- Figure 4.77 : Flux de chaleur à la paroi sur la section à la surface (a) et les sections souterraines (b) du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse d'écoulement de 1,04 m/s. .... 169
- Figure 4.78 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de  $-5^\circ\text{C}$ . .... 171

Figure 4.79 : Évolution de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,2 m dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de $-5^\circ\text{C}$ et $2^\circ\text{C}$ . ....	173
Figure 4.80 : Flux de chaleur à la paroi sur la section à la surface (a) et les sections souterraines (b) du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse d'écoulement de 1,2 m/s. ....	173
Figure 4.81 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de $-5^\circ\text{C}$ .....	175
Figure 4.82 : Variation de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution. ....	177
Figure 4.83 : Flux de chaleur à la paroi sur la section à la surface (a) et les sections souterraines (b) du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse d'écoulement de 1,5 m/s. ...	178
Figure 4.84 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m pour une température souterraine externe de $-5^\circ\text{C}$ . ....	179
Figure 5.1 : a) Relations entre le ratio de diamètres $D_i/D_{loop}$ et le ratio de pertes de charge linéaires $\Delta p/L_i/\Delta p/L_{loop}$ ; b) Équation de l'effet d'échelle établie pour le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle.....	185
Figure 5.2 : Effet de la température externe et de la vitesse d'écoulement sur l'évolution de la température du RCPS dans le réseau de distribution .....	186
Figure 5.3 : Effet de la vitesse d'écoulement, du diamètre interne et de la température externe souterraine sur la température de dépôt du RCPS. ....	187
Figure 5.4 : Effet de la vitesse d'écoulement et du diamètre interne du pipeline sur les pertes de charge dans les sections horizontales (a) et verticales (b).....	188
Figure 5.5 : Effet du diamètre interne de la conduite et de la vitesse d'écoulement sur les pressions de pompage .....	189

Figure 5.6 : Effet de l'isolation de la section à la surface sur la température du RCPS ( $C_w=76,3\%$ ) en écoulement dans le réseau de distribution de 0,1463 m de diamètre interne à une vitesse de 1,04 m/s. ....	191
Figure C. 1 : : Table de conversion résistance-température de la sonde de température RTD R24. ....	221
Figure L. 1 : Valeurs de $Re$ , $He$ et $f$ d'essais d'écoulement en boucle pour l'eau (a), le RP Goldex (b), le RP Meliadine (c) et le RPC Meliadine (d). ....	237
Figure L. 2 : Valeurs de $Re$ , $He$ et $f$ d'essais d'écoulement en boucle pour l'eau (a), le RP Goldex (b), le RP Meliadine (c) et le RPC Meliadine (d) pour un cycle. ....	238
Figure M. 1 : Variation du $Nu_{ext}$ avec la vitesse et la température de l'air pour les différents diamètres de pipeline de 2,5 cm d'épaisseur : a. $D=0,1016$ m ; b. $D=0,1270$ m ; c. $D=0,1463$ ; d. $D=0,1778$ m. ....	239
Figure M. 2 : Variation du paramètre $\psi$ avec la température du RCPS Meliadine ( $C_w=76,3\%$ ) pour les différents diamètres de pipeline : a. $D=0,1016$ m ; b. $D=0,1270$ m ; c. $D=0,1463$ ; d. $D=0,1778$ m. ....	240
Figure N. 1 : Variations de $He$ et $Re$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1270 m (a), 0,1463 m (b) et 0,1778 m (c) à des températures extérieures souterraines de $-5^\circ\text{C}$ et $2^\circ\text{C}$ . ....	241
Figure N. 2 : Variations $\tau_o$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de $-5^\circ\text{C}$ et $2^\circ\text{C}$ . ....	242
Figure N. 3 : Variations $\eta_B$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de $-5^\circ\text{C}$ et $2^\circ\text{C}$ . ....	242
Figure O. 1 : Pressions et pertes de charge du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de $2^\circ\text{C}$ . ....	243

Figure O. 2 : Variation des coefficients de frottement dans le réseau de distribution du RCPS pour des diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.....	244
Figure O. 3 : Variations de $He$ et $Re$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C. ....	245
Figure O. 4 : Variations $\tau_o$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.....	246
Figure O. 5 : Variations $\eta_B$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.....	246
Figure P. 1 : Pressions et pertes de charge du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de 2°C. ....	247
Figure P. 2 : Variation des coefficients de frottement dans le réseau de distribution du RCPS pour des diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.....	248
Figure P. 3 : Variations de $He$ et $Re$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a) 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C. ....	249
Figure P. 4 : Variations $\tau_o$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.	250
Figure P. 5 : Variations $\eta_B$ du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C. ....	250

- Figure Q. 1 : Pressions et pertes de charge du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de 2°C. ....251
- Figure Q. 2 : Variation des coefficients de frottement dans le réseau de distribution du RCPS pour des diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.....252
- Figure Q. 3 : Variations de  $He$  et  $Re$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a) 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C. ....253
- Figure Q. 4 : Variations  $\tau_o$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.....254
- Figure Q. 5 : Variations  $\eta_B$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.....254

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

ASTM	American Society for Testing and Materials
$Br$	Nombre de Brinkman
$B_w$	Pourcentage de liant dans les remblais
$C_c$	Coefficient de conformité d'uniformité
$C_p$	Capacité thermique massique
$C_t$	Capacité thermique volumique
$C_U$	Coefficient d'uniformité
$C_V$	Pourcentage des solides volumique dans les remblais
$C_W$	Pourcentage des solides massique dans les remblais
$D$	Diamètre de la conduite
$D_{10}$	Diamètre de particules correspondant à 10% passant
$D_{50}$	Diamètre de particules correspondant à 50% passant
$D_{60}$	Diamètre de particules correspondant à 60% passant
$D_{80}$	Diamètre de particules correspondant à 80% passant
$D_R$	Densité relative des grains solides
$e$	Indice des vides
$E$	Énergie d'activation
$f$	Coefficient de frottement ou de friction de Darcy
$f_f$	Coefficient de frottement de Fanning
$f_{lam}$	Coefficient de frottement ou de friction laminaire de Darcy
$f_{turb}$	Coefficient de frottement ou de friction turbulent de Darcy
$Gn$	Nombre de Génération
$Gz$	Nombre de Graetz

$h$	Coefficient de transfert de chaleur
$h_{loc}$	Coefficient de transfert de chaleur local
$h_r$	Perte de charge linéaire
$h_s$	Perte de charge singulière
$h_t$	Perte de charge totale
He	Nombre de Hedström
$K$	Indice de consistance
$K_{HB}$	Indice de consistance de Herschel-Bulkley
$K_S$	Indice de consistance de Sisko
$n_{HB}$	Indice d'écoulement ou de comportement du fluide de Herschel-Bulkley
$n_s$	Indice de viscosité de Sisko
$Nu$	Nombre de Nusselt
$p$	Pression
$Pr$	Nombre de Prandlt
$q$	Flux de chaleur surfacique
$Q$	Flux de chaleur linéaire
$Q_w$	Flux de chaleur linéaire à la paroi
$R$	Rayon de la conduite
$R_g$	Constante universelle des gaz
RCP	Remblai cimenté en pâte
RCPS	Remblai en pâte cimenté à l'eau saline
Re	Nombre de Reynolds
RP	Résidu en pâte
RPS	Résidu en pâte à l'eau saline

$S$	Hauteur d'affaissement au cône
$Sr$	Degré de saturation
$Ss$	Surface spécifique
$t$	Temps
$T$	Température
$T_{air}$	Température de l'air
$T_f$	Température du fluide
$T_p$	Température à la paroi
$U$	Vitesse d'écoulement
$w$	Teneur en eau massique

#### Liste des lettres et symboles grecs

$\alpha$	Degré d'hydratation
$\kappa$	Dosage en superplastifiant
$\Psi$	Paramètre adimensionnel de calcul du nombre de Nusselt (fluides non-newtoniens)
$\Delta p/L$	Pertes de charge linéaire
$\delta$	Diffusivité thermique
$\Delta$	Facteur de calcul du nombre de Graetz
$\varepsilon$	Rugosité de la conduite
$\dot{\gamma}$	Taux de cisaillement
$\gamma$	Poids volumique
$\lambda$	Conductivité thermique
$\dot{m}$	Débit massique
$\eta$	Viscosité
$\eta_B$	Viscosité plastique de Bingham

$\eta_i$	Viscosité intrinsèque de la suspension
$\eta_\infty$	Viscosité à l'infini
$\rho$	Masse volumique
$\rho_s$	Masse volumique des grains solides
$\tau$	Contrainte de cisaillement
$\tau_{HB}$	Seuil de cisaillement de Herschel-Bulkley
$\tau_o$	Seuil de cisaillement de Bingham
$\tau_{oc}$	Seuil de cisaillement critique
$\tau_w$	Contraint de cisaillement à la paroi
$\Omega$	Résistivité thermique
$\Omega_1$	Vitesse angulaire

## LISTE DES ANNEXES

Annexe A - Recettes d'essais d'affaissement.....	217
Annexe B - Recettes d'essais rhéologiques.....	220
Annexe C – Table de la sonde de température type RTD R24 .....	221
Annexe D – Résultats d'essais d'affaissement des mélanges de résidu en pâte .....	222
Annexe E – Résultats d'essais d'affaissement des mélanges de remblai cimenté en pâte.....	224
Annexe F – Résultats d'essais rhéologiques des mélanges de résidu en pâte.....	226
Annexe G – Résultats d'essais rhéologiques des mélanges du RCP et RCPS goldex .....	227
Annexe H – Résultats d'essais rhéologiques des mélanges de RCP Meliadine à $C_w = 71\%$ , $73\%$ , $75\%$ , et $76,3\%$ .....	230
Annexe I – Résultats d'essais rhéologiques des mélanges du RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$ ).....	231
Annexe J – Résultats d'essais rhéologiques des mélanges du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) .....	233
Annexe K – Données des Essais de mini écoulement en boucle .....	235
Annexe L – Données des simulations des essais de mini écoulement en boucle.....	237
Annexe M – Données de calcul du nombre de nusselt pour la simulation de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) .....	239
Annexe N – Résultats des simulations de L'écoulement du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse de $0,82 \text{ m/s}$ .....	241
Annexe O – Résultats des simulations de L'écoulement du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse de $1,04 \text{ m/s}$ .....	243
Annexe P – Résultats des simulations de L'écoulement du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse de $1,2 \text{ m/s}$ .....	247
Annexe Q – Résultats des simulations de l'écoulement du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse de $1,5 \text{ m/s}$ .....	251

## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

### 1.1 Contexte de l'étude

Au cours de ces dernières années, le secteur minier a connu un regain d'activités lié aux cours relativement élevés des métaux précieux et de base, ce qui a conduit à une exploitation des gisements de faible teneur dans le monde entier (Christmann et Martel-Jantin, 2010; Jébrak, 2015). Ces activités produisent et produiront en contrepartie d'énormes quantités de rejets miniers (solides, liquides et gaz) qui requièrent une attention particulière dans la mise en pratique des normes de gestion environnementale en vigueur. Les rejets solides peuvent prendre la forme de roches stériles, des résidus d'usine de concentration, et des boues de traitement des eaux minières. Une partie de rejets miniers solides sont retournés sous terre sous forme de remblais dans la plupart des mines souterraines canadiennes pour servir principalement de support secondaire et permet ainsi l'extraction des piliers secondaires de minerais (Mitchell et al., 1982; Mitchell, 1989; Landriault et Tenbergen, 1995; Belem et Benzaazoua, 2008a; Sivakugan et al., 2015). Cela permet aussi de réduire les volumes de rejets en surface, et par conséquent de réduire l'impact environnemental des rejets problématiques (drainage minier acide DMA)(Aubertin et al., 2002; Sivakugan et al., 2015). On rencontre principalement trois grands types de remblai (Amaratunga et Yaschyshyn, 1997) : rocheux, hydraulique, et en pâte.

**Le remblai rocheux** : il est constitué de roches stériles (matériau non classé) auxquelles un agent liant est ajouté (généralement entre 5 et 6% en masse) (Emad et al., 2014). Ces roches stériles sont renvoyées dans les chantiers sous terre par des cheminées, des convoyeurs ou des camions. Ce type de remblai réduit les quantités de stérile en surface et améliore le support de terrain. Malgré son application simple et sa préparation minime, le remblai rocheux présente plusieurs d'inconvénients : lourde et coûteuse logistique de transport, mise en place entraînant non seulement une ségrégation des particules produisant des plans de faiblesse, mais aussi un changement de la granulométrie (réduction de diamètre de particules) (e.g. Harvey, 2004; Belem, 2014; notes de cours).

**Le remblai hydraulique** : c'est un mélange d'eau et de résidus classifiés obtenus par déschlammage (élimination des particules fines de diamètre inférieur à 20  $\mu\text{m}$  par hydrocyclonage) pour assurer le drainage rapide de l'eau, et parfois d'un liant ou d'ajouts

minéraux (e.g. Emad et al., 2014; Sivakugan et al., 2015). Le pourcentage solide final du remblai hydraulique est généralement inférieur à 70% en poids (e.g. Hassani et Archibald, 1998; Belem, 2014, notes de cours ; Emad et al., 2014). Le principal avantage du remblai hydraulique est notamment son transport et sa mise en place qui requiert peu de supervision technique. Les agents liants ajoutés à l'usine permettent un meilleur contrôle de la qualité de ce remblai (Amaratunga et Yaschyshyn, 1997). Enfin, le réseau de distribution est simple, peu coûteux et ne nécessite généralement pas des pompes pour la distribution (distribution par gravité dans la plupart des cas) (Amaratunga et Yaschyshyn, 1997). Quant aux inconvénients, on peut noter : les importantes quantités d'eau ajoutées qui doivent être pompées vers la surface, la ségrégation du remblai par entraînement des particules due au surplus d'eau, le lessivage du liant lors de l'écoulement de l'eau, les coûts élevés des barricades pour retenir ce matériau et le ralentissement du rythme de remblayage lié à la construction des barricades (Belem, 2014; notes de cours).

Le **remblai cimenté en pâte « RCP »** : c'est un mélange de résidus miniers (rejets de concentrateur), d'eau, de liant hydraulique et/ou d'adjuvants (e.g. Hassani et Archibald, 1998; Belem, 2014; notes de cours; Emad et al., 2014). C'est une des méthodes de gestion des rejets de concentrateurs miniers qui vise, non seulement à jouer le rôle de support secondaire dans les chantiers souterrains (e.g. Belem et Benzaazoua, 2008a), mais aussi à réduire les quantités de résidus problématiques à stocker en surface dans les parcs à résidus (cette technique de remblayage permet de retourner sous terre environ 50% des résidus miniers). Ce dernier avantage est particulièrement important lorsque les résidus sont potentiellement générateurs de drainage minier acide ou contaminé (e.g. Aubertin et al., 2002).

Vu les avantages qu'offre le remblai cimenté en pâte (RCP), il est largement utilisé dans l'industrie minière à travers le monde. Actuellement, le remblayage minier en pâte est utilisé dans plusieurs mines en Abitibi (ex. Mines Goldex et LaRonde, propriétés des Mines Agnico Eagles Ltée, Mine Westwood, propriété de la Corporation IAMGOLD, Mine CasaBerardi, propriété de Hecla Mining Company). Malgré son utilisation courante dans les mines depuis plus d'une décennie, le RCP demeure un matériau mal connu et très complexe à cause de sa nature évolutive depuis sa préparation, son transport jusqu'à son durcissement après sa mise en place sous terre (e.g. Belem et al., 2002). Cela justifie amplement la poursuite des travaux de recherche sur cette technique (optimisation de recettes de mélanges des RCPs) à travers le monde, notamment sur son comportement mécanique, son comportement géochimique, sa rhéologie et son transport.

L'utilisation du RCP dans les mines souterraines dans le pergélisol continu où la température peut varier entre -2 et -5°C (Coulombe, 2012; Boulanger-Martel, 2015) reste néanmoins peu documentée bien que cette technique soit de plus en plus considérée comme viable compte tenu des avantages du RCP. Han (2011) a mené une étude comparative sur le remblai cimenté en pâte gelé et les résidus en pâte (sans liant) gelé, et a fait remarquer que le remblai cimenté en pâte gelé présentait des meilleures propriétés mécaniques que celles des résidus en pâte gelé. L'apport du liant sur la performance des propriétés mécaniques du remblai cimenté en pâte gelé à des températures de cure de -6°C reste quand bien même remarquable (Han, 2011). De son côté, Cluff (2012) a développé le remblai mixte gelé (ou en glace et cimenté). Ce type de remblai fait d'un mélange optimal de roches stériles, de résidus et d'eau permettant de minimiser le temps nécessaire pour avoir un remblai gelé ayant la résistance souhaitée. Des systèmes de refroidissement sont alors nécessaires pour accélérer le processus de gel de la masse de remblai.

## **1.2 Problématique de l'étude**

Le projet minier Meliadine (propriété des Mines Agnico Eagle, Ltée) au Nunavut est un des projets qui étudie la possibilité de recourir au RCP. Les principaux défis résident en général dans la formulation d'une recette de RCP pouvant être transporté et distribué aux chantiers souterrains sans être gelé durant le transport en pipelines à un faible coût de transport, et atteindre la résistance mécanique visée dans des conditions de cure à basse température. L'évolution de la résistance mécanique du RCP devrait dépendre de l'évolution de la température de cure de la masse de remblai. Cette température est contrôlée par les propriétés thermiques du remblai et du pergélisol, la température de déposition (ou de mise en place) du remblai, les dimensions du chantier, la température des parois du pergélisol et de l'air ambiant. La salinité naturelle de l'eau sous le pergélisol (Hivon et Sego, 1993) ainsi que celle apportée par l'application de sels de déglacage du minerai sur le site représentent un nouveau facteur d'influence jusqu'ici non considéré dans les études existantes sur le RCP en conditions nordiques. Cette salinité cause la diminution de la température de gel de l'eau et peut avoir une influence sur la rhéologie du remblai minier en pâte (e.g. Bing et Ma, 2011).

L'influence des basses températures et de la salinité sur le comportement rhéologique des RCPs et le transport en pipelines a été peu étudiée. La chaleur générée par le cisaillement et le frottement dans les pipelines peut être insuffisante pour éviter le gel du remblai (malgré la salinité

de l'eau de mélange). Cela peut entraîner une modification des propriétés rhéologiques du remblai en pâte avec la formation de la glace (changement de phase) au cours du transport (augmentation du pourcentage solide, et par conséquent, augmentation du seuil de cisaillement et de la viscosité), pouvant conduire au blocage (Kitanovski et al., 2005; Wang et al., 2007). Dans ce cas, une isolation thermique, voire un chauffage des pipelines par isolants chauffants, sera requis, ce qui peut être coûteux en conditions nordiques. Pour le design du système de distribution du RCP, il serait donc pertinent de pouvoir prédire non seulement le comportement rhéologique en fonction des conditions thermiques du RCP durant le transport, mais aussi l'évolution de la température du remblai le long du pipeline.

### **1.3 Description du projet de recherche et structure du mémoire**

L'objectif général de ce projet est de développer des outils d'aide à la conception du système de distribution de RCP dans les mines souterraines situées dans les zones de pergélisol. Pour arriver à cet objectif général, trois objectifs spécifiques doivent d'abord être atteints :

- Étudier l'influence de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques et thermiques des RCPs;
- Réaliser des tests d'écoulement en boucle (*flow loop tests*) afin de déterminer des pertes de charge et la distribution de la température du fluide le long des pipelines;
- À l'aide des modèles numériques calibrés avec les données de tests d'écoulement en boucle, modéliser l'écoulement du RCP à une échelle réelle en tenant compte des échanges thermiques internes et externes, et du comportement rhéologique du RCP.

Le contenu de ce mémoire peut être résumé comme suit. Hormis l'introduction (Chapitre 1), le Chapitre 2 présente la revue de littérature en rapport avec le sujet. Il présente d'abord la technologie et les caractéristiques géotechniques et thermiques du remblai minier en pâte. Ensuite, il aborde les concepts généraux sur la rhéologie et le transport des fluides. Une emphase est mise sur l'effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires frais et la conception des systèmes de distribution du remblai en pâte. Enfin, il présente la théorie sur le transfert de chaleur d'un fluide en écoulement dans une conduite et la conception de systèmes de transport du remblai en pâte.

Le Chapitre 3 présente la méthodologie et le programme expérimental. Ici, on présente les matériaux, appareils et outils utilisés dans le cadre de cette recherche. Le Chapitre 4 se consacre à la présentation des résultats issus du programme expérimental. Ces résultats concernent d'abord les tests d'affaissement, rhéologiques et thermiques réalisés sur les mélanges de remblai en pâte. Ensuite les essais de mini écoulement en boucle (*mini flow loop tests*). Enfin ce chapitre présente les résultats de calibrage du modèle numérique d'écoulement et de simulations numériques de l'écoulement du remblai cimenté en pâte dans un réseau réel de distribution dans une mine souterraine.

Le Chapitre 5 est une discussion qui présente l'effet de la température sur les propriétés rhéologiques du remblai cimenté en pâte, la mise en échelle des résultats des essais de mini écoulement en boucle, et une analyse des paramètres qui influencent la conception du système de transport du remblai cimenté en pâte dans les régions froides. Enfin, le Chapitre 6 présente les principales conclusions et les recommandations.

## **1.4 Originalité et retombées du projet**

Les propriétés rhéologiques sont des paramètres de base essentiels lors de la conception des systèmes de distribution du remblai cimenté en pâte. Jusqu'à ce jour, la littérature sur la rhéologie des matériaux cimentaires mentionne que leur comportement rhéologique est thermo-dépendant, et est contrôlé par la chimie de l'eau (ions en solution, par exemple). Par contre, lors de la conception des systèmes de transport des matériaux cimentaires, leur thermodépendance rhéologique n'est pas considérée dans la plupart des cas, bien que cela s'avère incontournable pour des températures extrêmes (très faibles). De même, la rhéologie du RCP pouvant être tributaire de la chimie de l'eau de mélange, en particulier de la salinité, ce paramètre devrait être intégré lors de la conception des systèmes de transport du RCP. L'originalité de cette étude est qu'elle intègre tous ces aspects jusqu'ici peu pris en compte.

A l'issue de ce projet, des outils de conception des systèmes de transport du RCP intégrant la thermodépendance de ses propriétés rhéologiques seront développés et mis à la disposition de l'industrie minière. Ces outils permettront de prédire non seulement les paramètres hydrodynamiques (pertes de charge, vitesse d'écoulement), mais aussi l'évolution de la température du RCP au cours de son transport en pipeline et la température de déposition (ou mise en place) du remblai dans les chantiers souterrains sous le pergélisol. Cette dernière

température reste un facteur important qui affecte les échanges thermiques entre le remblai et le pergélisol. D'une part, ces échanges vont définir l'étendue de la zone du pergélisol qui amorce un dégel (augmentation de la température) (Ghoreishi-Madiseh et al., 2011), ce qui peut affecter la stabilité mécanique des ouvrages. D'autre part, ces échanges vont contrôler le processus de gel (diminution de la température) du remblai. Par ailleurs, l'analyse de l'échange thermique interne et externe à l'aide des essais de pompage en boucle du remblai en pâte et des simulations numériques constitue, pour l'industrie minière nordique, un outil de contrôle des pertes de charges et de l'énergie de chauffage des pipelines.

## CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE

### 2.1 Technologie, définition et préparation du remblai minier en pâte

La technologie du remblai en pâte a été utilisée pour la première fois en 1974 à Bad Grund Mine en Allemagne (e.g., Paterson, 2012). Le remblai minier en pâte est un mélange des résidus miniers, d'agents liants (ciment, slag, cendres volantes, etc.), et d'eau (de robinet, de lac, ou recyclée du processus industriel) (Hassani et Archibald, 1998; Amaratunga et Yaschyshyn, 1997; Belem et Benzaazoua, 2008b). Il a généralement un pourcentage solide massique  $C_w$  compris entre 70 et 85% et un dosage en liant  $B_w$  de 3 à 7% en masse des résidus secs (Belem et Benzaazoua, 2008a). La densité ou la masse volumique du RCP dépend à la fois de la granulométrie et de la densité relative des solides (e.g. Fall et al., 2005; Saebimoghaddam, 2005). Un large éventail de distributions granulométriques peut être utilisé dans l'élaboration du RCP. Néanmoins, le RCP devra contenir un minimum de 15% massique de particules ultrafines (de diamètre inférieur à 20  $\mu\text{m}$ ) pour faciliter son transport par pipelines. Le rôle de ces particules fines est de conserver une bonne quantité d'eau afin d'obtenir un mélange homogène (Landriault et Tenbergen, 1995; Saebimoghaddam, 2005). Plus la finesse de la granulométrie est importante, plus la surface spécifique des agrégats de particules est grande, et une bonne quantité d'eau reste fixée autour des particules fines. L'ajout d'agents liants tels que le ciment, la scorie (slag), la fumée de silice et la cendre volante, améliore les propriétés mécaniques et hydrauliques, ainsi que la durabilité et la stabilité géochimique du remblai (Benzaazoua et al., 2004; Saebimoghaddam, 2005; Nehdi et Tariq, 2007).

Le RCP est préparé à partir de résidus miniers épaissis et filtrés, ayant en général un pourcentage solide compris entre 78 et 85% (Belem et Benzaazoua, 2008a). Ensuite, le liant, l'eau et certains additifs minéraux (le cas échéant) sont ajoutés afin d'obtenir une consistance désirée, soit un affaissement optimal au cône standard d'Abrams compris entre 150 et 250 mm (6 et 10 pouces) afin d'assurer sa transportabilité ou sa pompabilité, et sa résistance requise à 28 jours (Belem et Benzaazoua, 2003; Belem et Benzaazoua, 2007; Mkadmi, 2012). L'eau ajoutée confère une certaine fluidité au remblai en pâte, et permet l'hydratation de l'agent liant. Le mélange est homogénéisé à l'aide d'un malaxeur avant d'être transporté et mis en place dans les chantiers souterrains à l'aide d'une pompe à pistons ou par gravité, ou par une combinaison des deux

systèmes (Thomas et al., 1979). La mise en place du remblai cimenté en pâte se fait généralement en deux étapes (Thompson et al., 2012). La première consiste à déverser le remblai cimenté en pâte à dosage élevé en ciment (5 à 7%) pour former le bouchon d'environ sept mètres. Ce bouchon ayant une bonne résistance mécanique sert de fondation pour les séquences ultérieures de remblayage. Généralement, la cure du bouchon dure 1 à 3 jours suivant la résistance requise pour la suite des opérations (Belem et al., 2013). La seconde étape consiste à déverser un remblai en pâte cimenté à un faible dosage en liant (2 à 5%) au-dessus du bouchon à une vitesse de remplissage de 2 à 10 m de hauteur par jour (Belem et al., 2013; Belem, 2014; notes de cours). Plusieurs mines optent pour un remblayage en continu sans bouchon (Belem et al., 2013). Il est important de signaler que la barricade est préalablement construite avant ces deux étapes.

## **2.2 Caractéristiques géotechniques et thermiques du remblai cimenté en pâte**

Le remblai cimenté en pâte est un matériau complexe qui évolue dans le temps. Ses caractéristiques physico-mécaniques sont des paramètres importantes, qui permettent de mieux comprendre le comportement du RCP depuis leur préparation jusqu'à leur mise en place dans le chantier (Belem et al., 2002; Mkadmi, 2012). Il s'agit notamment des propriétés hydro-géotechniques, mécaniques et thermiques du remblai cimenté en pâte.

### **2.2.1 Propriétés géotechniques du remblai cimenté en pâte**

La quantification des propriétés hydro-géotechniques permet de mieux caractériser le remblai cimenté en pâte. Ces propriétés décrivent la structure et la texture du remblai. Du fait de son caractère (constitution et nature) évolutif au cours du temps, le remblai minier en pâte cimenté est initialement une pâte, puis devient comme un sol dur à moyen terme et ensuite comme roche tendre à long terme. Comparativement au sol, le remblai cimenté en pâte est essentiellement formé de trois phases : une phase solide (résidu + liant non hydraté + hydrates formés), une phase liquide (eau de mélange + eau interstitielle) et une phase gazeuse (air + vapeur d'eau) (Harvey, 2004; El-Aatar, 2011). Les propriétés ci-dessous sont utilisées pour décrire les milieux poreux en général et le remblai en particulier.

Masses volumiques : la masse volumique totale ou humide  $\rho$ , la masse volumique des grains solides  $\rho_s$  et la masse volumique sèche  $\rho_d$  d'un remblai sont respectivement exprimées par les expressions suivantes :

$$\rho = \frac{M_T}{V_T} \quad \rho_s = \frac{M_S}{V_S} \quad \rho_d = \frac{M_S}{V_T} \quad (2-1)$$

avec

$$M_S = M_{ts} + M_b \quad (2-2)$$

où,

$M_T$  : Masse totale du remblai

$V_T$  : Volume total du remblai

$M_S$  : Masse totale des grains solides

$V_S$  : Volume total des grains solides

$M_{ts}$  : Masse des résidus ou tailings secs

$M_b$  : Masse du liant (ou *binder*)

Densité relative des grains solides  $D_R$  : elle est une propriété physique indispensable en géotechnique. Elle est le rapport entre la masse volumique des grains solides  $\rho_s$  et la masse volumique de l'eau  $\rho_w$ .

$$D_R = \frac{\rho_s}{\rho_w} \quad (2-3)$$

C'est un paramètre important dans l'élaboration du remblai, et joue un rôle important sur les différentes propriétés mécaniques et rhéologiques du remblai. Cette propriété varie en fonction des phases minérales composant les grains solides. Pour les résidus miniers, elle varie entre 2,6 et 4,5 (Bussière, 2007).

Teneur en eau massique  $w$  : elle est une propriété hydrique qui quantifie la masse d'eau contenue dans le remblai. Elle est le ratio de la masse d'eau  $M_w$  dans les pores et de la masse sèche  $M_d$  ou  $M_s$ :

$$w = \frac{M_w}{M_d} = \frac{M_T - M_d}{M_d} \quad (2-4)$$

Indice des vides  $e$  et porosité  $n$  : l'indice des vides est le rapport entre le volume des vides  $V_v$  et le volume des grains solides  $V_s$ .

$$e = \frac{V_V}{V_S} = \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 \quad (2-5)$$

La porosité totale du remblai est le rapport entre le volume des vides  $V_v$  du remblai et le volume total  $V_T$ . Son expression est :

$$n = \frac{V_V}{V_T} \quad (2-6)$$

L'indice des vides  $e$  et la porosité totale  $n$  du remblai sont reliés par l'expression suivante :

$$e = \frac{n}{1 - n} \quad (2-7)$$

Comme dans tout matériau solide, la diminution de la porosité totale du remblai entraîne généralement une amélioration de ses propriétés mécaniques (UCS, module d'élasticité) (Fall et al., 2005; Ouellet et al., 2007a; Ouellet et al., 2007b; Ouellet et al., 2008; Ercikdi et al., 2009).

Degré de saturation  $S_r$ : il est le rapport entre le volume d'eau contenu dans les vides du matériau (volume occupé par l'eau) et le volume des vides du matériau. C'est un paramètre très important dans le contrôle de la conductivité hydraulique et de la diffusion de l'oxygène dans le remblai. Il s'exprime en pourcentage et peut être exprimé à l'aide d'autres paramètres géotechniques (indice des vides  $e$ , teneur en eau  $w$  et densité relative  $D_R$ ) :

$$S_r(\%) = \frac{V_w}{V_V} \times 100 = \frac{w(\%) D_R}{e} = \frac{\theta}{n} \times 100 \quad (2-8)$$

Dans la plupart des cas, le RCP présente généralement des degrés de saturation  $S_r$  élevés, malgré la diminution de  $S_r$  avec le temps de cure (Ghirian and Fall, 2013). Cela constitue un des principaux avantages de ce dernier.

Teneur en eau volumique  $\theta$  : Elle est définie comme étant le rapport entre le volume d'eau libre  $V_w$  contenu dans les pores d'un échantillon de matériau et le volume total  $V_T$  de celui-ci :

$$\theta = \frac{V_w}{V_T} = n S_r \quad (2-9)$$

Pourcentage massique des solides  $C_w$  : ce paramètre est défini comme étant le rapport :

$$C_w = \frac{M_s}{M_T} = \frac{1}{1 + w} \quad (2-10)$$

Le pourcentage des solides  $C_w$  est un paramètre très important pour le contrôle et la prédiction de l'énergie de pompage du remblai. L'énergie de pompage augmente avec l'accroissement du pourcentage des solides du remblai (Cooke, 2001; Boger, 2009), et par conséquent le coût de transport du remblai en pâte.

Pourcentage volumique des solides (fraction solide volumique)  $C_V$  : ce paramètre est défini comme suit :

$$C_V = \frac{V_s}{V_T} = \frac{1}{1 + e} \quad (2-11)$$

Les paramètres  $C_V$  et  $C_w$  sont liés par la relation ci-après :

$$C_V = C_w \frac{\rho}{\rho_s} \quad (2-12)$$

Pourcentage massique en liant  $B_w$  (%) : ce paramètre est donné par l'expression suivante :

$$B_w = \frac{M_b}{M_{ts}} \quad (2-13)$$

Granulométrie des résidus : la granulométrie des résidus joue un rôle majeur sur les propriétés hydrauliques, mécaniques et rhéologiques du remblai en pâte cimenté (Fall et al., 2005; Kesimal et al., 2004; Ghirian et Fall, 2013). Suivant la proportion en particules ultrafines de diamètre inférieur à 20 $\mu$ m contenue dans les résidus, Golder Paste Technology (Landriault et al., 1997) classe ainsi le remblai en trois catégories : remblai fin (60%  $\leq$  % P<sub>20 $\mu$ m</sub> < 90%), remblai moyen (35%  $\leq$  % P<sub>20 $\mu$ m</sub> < 60%), et remblai grossier (15%  $\leq$  % P<sub>20 $\mu$ m</sub> < 35%) (Landriault, 2001).

La caractérisation granulométrique des matériaux granulaire est basée sur l'analyse de la courbe granulométrique. Celle-ci permet de classer le matériau, et est caractérisée par le coefficient d'uniformité  $C_U$  et le coefficient de courbure  $C_C$  :

$$C_U = \frac{D_{60}}{D_{10}} \quad (2-14)$$

$$C_C = \frac{D_{30}^2}{D_{60} D_{10}} \quad (2-15)$$

Où  $D_x$  est le diamètre des particules à x % de passants.

Si le coefficient d'uniformité  $C_U$  est compris entre 5 et 20, le résidu est semi-étalé. Par contre si ce coefficient est compris entre 20 et 200, le résidu est dit étalé. Pour avoir une distribution granulométrique bien classée des résidus, le coefficient de courbure  $C_c$  doit être compris entre 1 et 3. Le diamètre  $D_{10}$  de neuf échantillons de résidus miniers provenant des mines canadiennes (hormis celles du Québec) des roches dures varie entre 0,001 et 0,004 mm, tandis que le  $D_{60}$  varie entre 0,01 et 0,05 mm, avec un  $C_U$  variant entre 8 et 18 (Bussière, 2007). Les pourcentages de particules de diamètre inférieur à 2  $\mu\text{m}$  et 80  $\mu\text{m}$  de ces résidus sont compris respectivement entre 5 et 14%, et 70 et 97%. Par ailleurs, les résidus provenant des roches dures de 13 mines du Québec ont présenté un  $D_{10}$  et un  $D_{60}$  compris respectivement entre 0,0009 et 0,006 mm, et 0,01 et 0,08 mm, avec un  $C_U$  variant entre 10 et 30. Les pourcentages particules de diamètre inférieur à 2  $\mu\text{m}$  et 80  $\mu\text{m}$  de ces résidus sont compris respectivement entre 4 et 20%, et 60 et 100%.

Kesimal et al. (2005) mettent en évidence l'effet de la proportion en particules de diamètre inférieur à 20  $\mu\text{m}$  sur l'affaissement du remblai en pâte. Pour un pourcentage solide fixe, le remblai relativement plus fin présente un faible affaissement et une forte capacité de rétention d'eau. Parallèlement, la proportion en particules de diamètre inférieur à 20  $\mu\text{m}$  limite le pourcentage solide du remblai. En quelque sorte, la distribution granulométrique contrôle le pourcentage solide  $C_w$  d'un remblai, et par conséquent sa rhéologie ou son écoulement (Verkerk et Marcus, 1988). Westerhom et al. (2008) montrent que les propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique) des matériaux cimentaires augmentent avec la proportion en particules fines, entraînant ainsi une augmentation de la demande en eau. Par ailleurs, une proportion modérée en particules fines a des effets positifs sur les propriétés d'écoulement (consistance, pompabilité) des matériaux cimentaires (Westerholm et al., 2008) et du RCP (Jung and Biswas, 2002). De la même façon, la proportion de 15 à 20% des fines de diamètre inférieur à 20  $\mu\text{m}$  contenue dans le remblai en pâte reste la proportion optimale, car au-delà de cette

fourchette, on observe une augmentation considérable de la résistance à l'écoulement du remblai dans la tuyauterie (Landriault et Tenbergen, 1995; Bouzaïene, 1995).

Surface spécifique  $S_s$  : liée à la granulométrie, la surface spécifique est une propriété microstructurale permettant de mieux comprendre les comportements rhéologiques et hydromécaniques du remblai en pâte cimenté. Plus le résidu contient des particules fines, plus sa surface spécifique est importante. Elle est définie comme étant le rapport entre la surface totale des grains du matériau par unité de masse ou de volume de l'échantillon (Holtz et Kovacs, 1981).

## 2.2.2 Propriétés thermiques du remblai en pâte frais et techniques de mesure

Les propriétés thermiques sont des paramètres essentiels qui permettent de décrire ou de modéliser le comportement thermique des matériaux soumis à des transferts thermiques, mais aussi la capacité à stocker ou à transformer de l'énergie thermique (Farouki, 1981; Le Frious, 2010; Gauthier, 2013). Les propriétés thermiques de base des matériaux sont notamment la conductivité, la capacité, la diffusivité, et l'effusivité thermiques. Elles dépendent de la nature du matériau (homogénéité, anisotropie) et de la température (Gauthier, 2013).

La conductivité thermique  $\lambda$  permet de quantifier le pouvoir du matériau à conduire la chaleur. Plus elle est grande, plus le matériau sera un conducteur de la chaleur. La première loi de Fourier (voir l'équation (2-16)) définit la densité du flux de chaleur  $q'$  ( $=q/S$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ );  $S$  ( $\text{m}^2$ ) est la section) comme étant le produit de la conductivité thermique  $\lambda$  et du gradient de température. En une dimension, cette équation s'écrit comme suit (Clauser et Huenges, 1995) :

$$q' = \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2-16)$$

où,  $T$  est la température et  $x$  est l'épaisseur du matériau.

La conductivité thermique  $\lambda$  ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) est le flux de chaleur  $q$  traversant un mètre d'épaisseur de matériau soumis à une unité de gradient de température appliquée dans la direction de ce flux de chaleur entre la face entrante et la face sortante (Farouki, 1981; Le Frious, 2010; Gauthier, 2013).

La conductivité thermique du remblai en pâte frais, comme tout géomatériau granulaire, peut être affectée par plusieurs facteurs. Il s'agit notamment des caractéristiques du résidu (distribution

granulométrique, minéralogie, densité), de la porosité, du degré de saturation, de la proportion des solides, du type de liant et du dosage (Côté et Konrad, 2009). En considérant le remblai en pâte comme une suspension saturée en eau, sa conductivité thermique est affectée par les conductivités thermiques de ses constituants, et peut être prédite à l'aide de la relation de Maxwell qui tient compte des conductivités thermiques de différentes phases et de la proportion solide  $C_v$  (Wang et al., 2007; Chhabra et Richardson, 2008):

$$\lambda_{sus} = \lambda_L \frac{1 + 0,5 \left( \frac{\lambda_s}{\lambda_L} \right) - C_v \left( 1 - \left( \frac{\lambda_s}{\lambda_L} \right) \right)}{1 + 0,5 \left( \frac{\lambda_s}{\lambda_L} \right) + 0,5 C_v \left( 1 - \left( \frac{\lambda_s}{\lambda_L} \right) \right)} \quad (2-17)$$

où,

$\lambda_L$  est la conductivité thermique de la phase liquide;

$\lambda_s$  est la conductivité thermique de la phase solide (résidu + liant).

Cette dernière peut être aussi prédite à l'aide du modèle de la moyenne géométrique qui tient compte des conductivités et proportions des minéraux composant la phase solide (Bouguerra et al., 1997; Côté et Konrad, 2005):

$$\lambda_s = \prod_{i=1}^n \lambda_{mi}^{\chi_i} \quad (2-18)$$

avec,

$\chi_i$  est la proportion volumétrique du minéral  $i$  ( $\sum_{i=1}^n \chi_i = 1$ );

$\lambda_{mi}$  est la conductivité thermique du minéral  $i$ .

Côté et Konrad (2009) ont proposé un modèle de prédiction de la conductivité thermique des matériaux granulaires (solide-liquide-air) basé sur la porosité et les conductivités thermiques des phases constituantes. Ce modèle est donné par la relation suivante :

$$\lambda_{sus} = \frac{(\lambda_{2p}\lambda_s - \lambda_L)(1 - n) + \lambda_L}{1 + (\lambda_{2p} - 1)(1 - n)} \quad (2-19)$$

Le paramètre  $\lambda_{2p}$  est un facteur de pondération empirique lié à la structure thermique du matériau granulaire, laquelle est principalement influencée par les contacts entre les grains et la distribution des pores, la distribution de l'eau et l'air dans les pores et la continuité des phases. Un modèle simplifié de ce paramètre tenant compte du rapport entre la conductivité de la phase liquide ou du fluide de suspension  $\lambda_L$  et celle de la phase solide  $\lambda_s$ , est donné par la relation suivante :

$$\lambda_{2p} = 0,29 (15 \lambda_L / \lambda_s)^\beta \quad (2-20)$$

Pour  $\lambda_L / \lambda_s > 1/15$ ,  $\beta$  est égal à 0,46. Pour  $\lambda_L / \lambda_s < 1/15$ ,  $\beta$  est égal à 0,81, 0,54, et 0,34, respectivement pour les matériaux à grains arrondis ou sub-arrondis, angulaires ou sub-angulaires et cimentés. L'équation (2-19) s'avère adaptée pour l'estimation ou la prédiction de la conductivité thermique du résidu en pâte (sans liant) (Beya et al., 2015).

La conductivité thermique du remblai en pâte frais diminue avec l'augmentation de la finesse des particules de résidu (Célestin et Fall, 2009). Cette décroissance peut être expliquée par le fait que la présence de particules fines affecte d'une part la structure et d'autre part entraîne la diminution de la densité du mélange, et par conséquent, une augmentation de la porosité et de l'indice des vides. En outre, lorsque les minéraux constitutifs du résidu ont des faibles conductivités thermiques, le résidu présente généralement une faible conductivité thermique, et par conséquent le remblai en pâte aussi (Célestin et Fall, 2009; Lee et al., 2014). La conductivité thermique des suspensions augmente avec l'augmentation du pourcentage solide (Chhabra et Richardson, 2008; Chen et al., 2009; Côté et Konrad, 2009). En considérant le ratio eau/ciment, la conductivité thermique du remblai en pâte frais a tendance à diminuer avec l'augmentation de ce ratio (Célestin et Fall, 2009). Lors d'une étude menée par Lee et Shang (2014) sur les propriétés thermiques du remblai en pâte contenant la fumée de silice à des dosages de 20, 40 et 60% (par rapport à la masse des résidus), ces auteurs notent que la conductivité thermique initiale du remblai diminuait avec l'augmentation de la teneur en fumée de silice. Ce phénomène pourrait s'expliquer par la faible conductivité thermique de la fumée de silice comparativement à celle des résidus de roche naturelle (Lee et Shang, 2014). De surcroît, Célestin et Fall (2009) notent une diminution de la conductivité thermique du remblai en pâte due au dosage élevée de la slag comparativement au mélange de remblai en pâte avec le ciment Type I seul. Toutefois, ces auteurs ont noté que l'augmentation du dosage en ciment Type I de 2 à 6% influençait faiblement

la conductivité thermique du remblai en pâte. Lee et al. (2014) notent que la conductivité thermique initiale du remblai en pâte est indépendante de la chimie du fluide de pores. En particulier, ces auteurs ont noté que l'ajout des sels tels que le  $NaCl$  et le  $CaCl_2$  à 1,0 M dans l'eau n'avait aucune influence sur la conductivité thermique initiale du remblai en pâte préparé avec la fumée de silice. Cependant, les mélanges avec sels ont exhibé des conductivités thermiques élevées avec le temps de cure par rapport aux mélanges sans sel.

La capacité thermique volumique  $C_t$  (en  $J/m^3 \cdot K$ ) est l'énergie thermique (Joules) nécessaire pour élever la température d'un degré (Celsius ou Kelvin) pour une unité de volume de matériau (Waples et Waples, 2004). Ce paramètre traduit l'aptitude du matériau de volume donné à absorber la chaleur et à s'échauffer de  $\Delta T$ . De même, la capacité thermique massique  $C_p$  ( $J/kg \cdot K$ ) est l'énergie thermique nécessaire pour augmenter la température d'un degré (Celsius ou Kelvin) pour une unité de masse de matériau. La capacité thermique volumique  $C_t$  est le produit de la capacité thermique massique  $C_p$  ( $J/kg \cdot K$ ) et de la masse volumique du matériau  $\rho$  ( $kg/m^3$ ) (Waples et Waples, 2004) :

$$C_t = C_p \rho \quad (2-21)$$

Pour une suspension, la capacité thermique massique à pression constante et à volume constant peut être prédite à l'aide de l'expression ci-après (Ku et al., 2000; Chhabra et Richardson, 2008; Chavan et Pise, 2015):

$$C_{psus} = C_V C_{ps} + (1 - C_V) C_{pL} \quad (2-22)$$

où,

$C_{psus}$  : capacité thermique massique de la suspension;

$C_{pL}$  : capacité thermique massique de la phase liquide;

$C_V$  : fraction volumique des solides;

$C_{ps}$  : capacité thermique massique de la phase solide.

La capacité thermique de la phase solide peut être aussi estimée à l'aide de la relation suivante (Goto et Matsubayashi, 2009) :

$$C_{ps} = \sum_{i=1}^n v_i C_{psi} \quad (2-23)$$

où,

$v_i$  et  $C_{psi}$  représentent respectivement la proportion volumique et la capacité thermique massique du minéral  $i$ .

La diffusivité thermique  $\delta$  est le ratio de la conductivité thermique et de la capacité thermique volumique du matériau, et s'exprime en  $m^2/s$  (Farouki, 1981) :

$$\delta = \frac{\lambda}{C_t} \quad (2-24)$$

Elle caractérise le comportement thermique dynamique d'un matériau, car elle traduit l'aptitude du matériau à transmettre un signal thermique d'un point à l'autre en son sein (Farouki, 1981; Gauthier, 2013).

La résistivité thermique  $\Omega$  ( $^{\circ}C \cdot m/W$ ) est l'inverse de la conductivité thermique. Elle est le rapport entre l'écart de température dans un matériau d'une épaisseur donnée et le flux de chaleur engendré par cet écart. Elle est donnée par la relation suivante (Gauthier, 2013) :

$$\Omega = \frac{\Delta T}{Q} \quad (2-25)$$

Où,  $\Delta T$  ( $^{\circ}C$  ou  $^{\circ}K$ ) est l'écart de température entre deux isothermes du matériau et  $Q$  ( $W/m$ ) est le flux de chaleur.

Différentes techniques sont utilisées pour mesurer les propriétés thermiques des matériaux. Ces méthodes sont classifiées suivant le régime thermique mis en œuvre. Ainsi donc, on distingue les techniques en régime stationnaire, et transitoires ou dynamiques (Degiovanni, 1994; Paul et al., 2010).

Les techniques en régime stationnaire sont basées sur l'établissement d'un gradient de température sur une épaisseur bien connue de l'échantillon pour contrôler le flux de chaleur d'un côté à l'autre (Al-Ajlan, 2006). Ces techniques peuvent mesurer les propriétés thermiques des

matériaux dont la conductivité thermique est comprise entre 0 et 2 W/m·K dans l'intervalle de température de -180 et 1000°C suivant la spécificité de la technique (Yesilata et Turgut, 2007).

Les techniques transitoires de mesure des propriétés thermiques de matériau mesurent la réponse d'un signal envoyé dans l'échantillon, pour y produire de la chaleur (Al-Ajlan, 2006). Une impulsion de chaleur ou de flux de chaleur sous la forme d'une fonction rationnelle est produite par un courant électrique de la source pour générer un champ dynamique de température à l'intérieur de l'échantillon (Al-Ajlan, 2006; Yesilata et Turgut, 2007). Le changement de température avec le temps (réaction thermique) est mesuré par un capteur qui est, soit unifié avec la source de chaleur, ou soit placé à une distance fixe de la source. La réponse est alors analysée conformément à un modèle ou ensemble de solutions développées (Yesilata et Turgut, 2007). Ces techniques transitoires peuvent être divisées en deux catégories dépendamment de l'appareil utilisé pour les mesures : techniques optique et de contact. Cette dernière est de plus en plus utilisée à cause de sa simplicité. Elle permet de mesurer les propriétés thermiques des matériaux ayant des conductivités thermiques comprises entre 0,001 et 200 W/m·K à des températures comprises entre -70 et 1600°C dépendamment de l'appareil ou de la technique utilisé(e). Quant à la technique transitoire optique, elle permet de mesurer les propriétés thermiques des matériaux de conductivité thermique comprise entre 0,1 et 1500 W/m·K à des températures allant de -100 à 3000°C suivant la spécificité de la technique (Yesilata et Turgut, 2007).

Le choix de la méthode dépend des besoins spécifiques. Mais les critères de choix restent basés sur la nature des propriétés thermiques à caractériser, l'état physique du matériau (solide, liquide ou gaz), les conditions de réalisation des essais (température, pression, ...), le type de conducteur (matériau isolant ou conducteur thermique) et la précision de la méthode (Gauthier, 2013).

## **2.3 Concepts généraux sur la rhéologie**

La rhéologie est une branche de la chimie physique qui étudie la déformation et l'écoulement de la matière sous l'effet des contraintes appliquées, considérant le taux d'application de ces contraintes. Cette science permet d'établir des relations entre les contraintes appliquées, les déformations induites et le temps (Chouinard, 1999; Saebimoghaddam, 2005; Mezger, 2006). Ainsi ces relations établies permettent de déterminer le type d'écoulement ou le comportement rhéologique de la matière.

La rhéologie s'applique autant aux corps solides qu'aux corps liquides. La loi de comportement rhéologique classique des corps solides est la loi de Hooke définie pour un corps parfaitement élastique (la déformation est proportionnelle à la contrainte appliquée ; et la déformation engendrée est réversible). La loi équivalente pour les corps parfaitement fluides est connue sous le modèle de Newton. À l'intermédiaire de ces deux états de comportement rhéologique des corps, se trouve des corps particuliers ou intermédiaires (Chouinard, 1999).

### 2.3.1 Types de fluides

En termes d'écoulement de fluide, on distingue deux grandes familles de fluides : le fluide newtonien et le fluide non-newtonien.

#### 2.3.1.1 Fluide newtonien

Il s'agit d'un corps fluide exclusivement visqueux dont l'écoulement se produit aussitôt qu'une contrainte est appliquée. Le fluide newtonien présente une relation linéaire entre la contrainte de cisaillement  $\tau$  (Pa) et le taux de cisaillement ou de déformation  $\dot{\gamma}$  ( $s^{-1}$ ). Le comportement de ce fluide est déterminé uniquement par la viscosité dynamique  $\eta$  (Pas), comme le montre l'équation suivante :

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (2-26)$$

La contrainte de cisaillement  $\tau$  représente en quelque sorte la force de frottement due à la force appliquée au fluide. Le taux de déformation ou de cisaillement  $\dot{\gamma}$  est défini comme le gradient de la vitesse de déformation à travers les couches de fluide. À température et pression constantes, la viscosité d'un fluide newtonien n'est pas affectée par le taux de cisaillement : elle reste constante (Schramm, 2000; Mezger, 2006). La relation entre la contrainte de cisaillement et le taux de cisaillement devient alors linéaire (voir Figure 2.1a).

#### 2.3.1.2 Fluide non-newtonien

Les relations entre la contrainte de cisaillement et le taux de cisaillement, appelées courbes d'écoulement ou rhéogrammes, présentent les caractéristiques suivantes décrites à la Figure 2.1a pour les fluides non-newtoniens (Barnes et al., 1989; Coussot et Ancey, 1999) :

- Le rhéogramme n'est pas linéaire, mais débute à l'origine ( $\tau = 0$  pour  $\dot{\gamma} = 0$ ). Dans ce cas, le fluide est soit rhéoépaississant ou dilatant (la viscosité croît avec le taux de cisaillement), soit rhéofluidifiant ou pseudoplastique (la viscosité diminue avec le taux de cisaillement) sans seuil de cisaillement.
- Le rhéogramme est linéaire, mais avec un seuil de cisaillement ou de plasticité ( $\tau > 0$  pour  $\dot{\gamma} = 0$ ) qu'il faudra vaincre avant que l'écoulement puisse s'amorcer. On parle dans ce cas d'un fluide de Bingham.
- Le rhéogramme est non-linéaire, mais avec un seuil de cisaillement ou de plasticité qu'il faudra vaincre avant que l'écoulement puisse s'amorcer. On parle, soit d'un fluide à seuil rhéoépaississant ou fluide pseudoplastique à seuil, soit d'un fluide à seuil rhéofluidifiant.

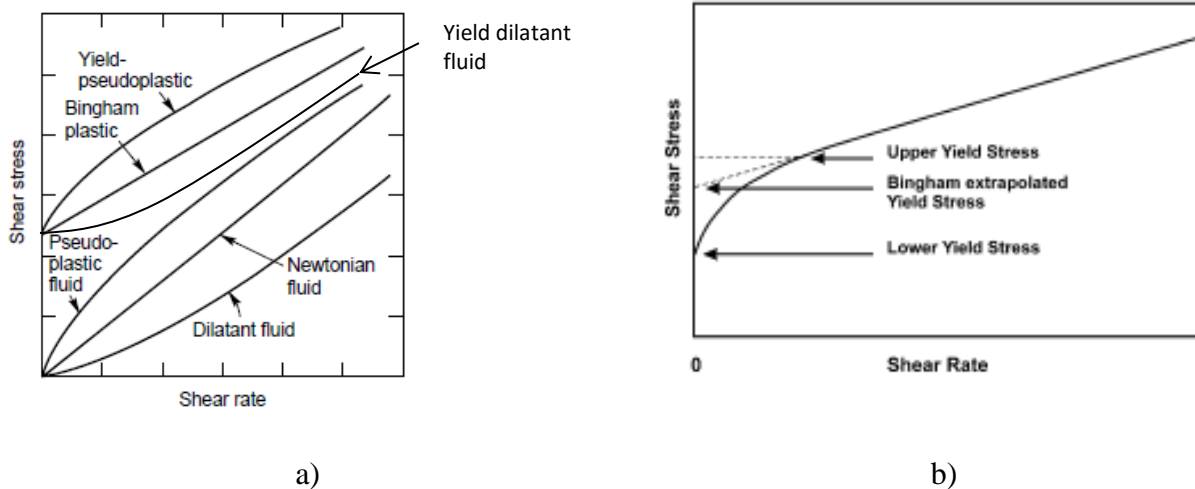


Figure 2.1 : a) rhéogrammes types de fluides non-newtoniens (Chhabra et Richardson, 2008); b) méthodes de détermination du seuil d'écoulement (ou «*yield stress*») sur un rhéogramme type d'un fluide non-newtonien à seuil de cisaillement selon Boger (2009)

Il faudra bien noter que les comportements rhéoépaississant, rhéofluidifiant et binghamien correspondent aux évolutions de la viscosité du fluide liées au régime d'écoulement (contrainte de cisaillement ou taux de cisaillement), tandis que la thixotropie et la rhéopexie sont des évolutions temporelles de la viscosité du fluide (Coussot et Ancey, 1999).

La détermination du seuil d'écoulement d'un fluide à seuil n'est pas aussi aisée (Boger, 2009). Comme l'indique la Figure 2.1b, le seuil d'écoulement d'un fluide à seuil rhéofluidifiant peut être

obtenu soit par extrapolation de la partie linéaire de la courbe d'écoulement (seuil de cisaillement de Bingham) (Boger, 2009), soit en considérant le seuil d'écoulement comme la contrainte à partir de laquelle  $\dot{\gamma}$  devient légèrement supérieur à 0 (fin du régime solide) (Coussot, 2014) donnant ainsi la valeur minimale du seuil de cisaillement, soit en le considérant comme la contrainte de cisaillement à partir de laquelle la droite d'écoulement devient linéaire par la méthode tangentielle (Mezger, 2006). Cette dernière méthode donne généralement la valeur maximale du seuil de cisaillement (Boger, 2009).

### 2.3.2 Lois ou modèles de comportement rhéologique

Plusieurs modèles mathématiques ont été développés pour décrire le comportement rhéologique des fluides. Ces modèles mathématiques sont représentés généralement sous-forme des courbes d'écoulement afin de mieux appréhender le comportement rhéologique. Ainsi les données acquises au cours d'une caractérisation rhéologique expérimentale et présentées sous-forme d'un rhéogramme peuvent être facilement rapprochées d'un modèle donné par comparaison (ou ajustement). Cela permet d'identifier et de classer dans un premier temps le corps étudié avant de pouvoir analyser ses propriétés rhéologiques.

Le seul modèle classique des fluides newtoniens est donné par l'expression (2-26). Pour les fluides non-newtoniens, plus de vingt modèles d'écoulement ont été développés. Dans ce qui suit, nous présentons les modèles les plus couramment utilisés.

#### a) Fluides rhéoépaississants et rhéofluidifiants sans seuil de cisaillement

##### **Modèle d'Ostwald-De Waele ou loi de puissance**

$$\tau = K \dot{\gamma}^n \quad (2-27)$$

Avec,

$K$  (Pa.s<sup>n</sup>) : coefficient de consistance ou coefficient d'écoulement du matériau;

$n$  (-) : indice de puissance ou d'écoulement.

L'indice de puissance  $n$  est un paramètre déterminant dans la caractérisation rhéologique du matériau, car il permet de différencier un matériau rhéoépaississant d'un matériau rhéofluidifiant

(mesure du degré de comportement non-newtonien). Il peut être calculé à l'aide de l'expression ci-dessous (Bailey et Weir, 1998) :

$$n = \frac{\log(\tau_2/\tau_1)}{\log(\dot{\gamma}_2/\dot{\gamma}_1)} \quad (2-28)$$

Pour :

- $n < 1$ : le comportement est rhéofluidifiant ou pseudoplastique
- $n > 1$ : le comportement est rhéoépaississant ou dilatant
- $n = 1$ : le comportement est newtonien (équation (2-26))

Le désavantage de ce modèle est qu'il ne s'ajuste pas bien aux courbes d'écoulement pour les taux de cisaillement faibles et élevés. Cela ne permet pas de déterminer les valeurs de la viscosité initiale et de la viscosité à l'infini (Mezger, 2006).

Ainsi, la viscosité apparente du matériau étant définie comme le rapport entre la contrainte et le taux de cisaillement, peut être exprimée par la relation suivante :

$$\eta = K\dot{\gamma}^{n-1} \quad (2-29)$$

#### *b) Fluides à seuil de cisaillement*

##### **Modèle de Bingham**

$$\tau = \tau_B + \eta_B \dot{\gamma} \quad (2-30)$$

où,

$\tau_B$  (Pa): seuil de cisaillement de Bingham;

$\eta_B$  (Pa.s): viscosité plastique de Bingham.

##### **Modèle de Herschel-Bulkley**

$$\tau = \tau_{HB} + K_{HB} \dot{\gamma}^{n_{HB}} \quad (2-31)$$

où,

$\tau_{HB}$  (Pa): seuil de cisaillement de Herschel-Bulkley

$K_{HB}$  (Pa.s<sup>n</sup>): indice de consistance ou de viscosité de Herschel-Bulkley

$n_{HB}$  (-): indice d'écoulement de Herschel-Bulkley

Ce modèle est un modèle généraliste des fluides pseudoplastiques à seuil:  $n_{HB} < 1$  pour un fluide rhéofluidifiant,  $n_{HB} > 1$  pour un fluide rhéoépaississant, et  $n_{HB} = 1$  pour un fluide de Bingham (équation (2-30)).

On rencontre aussi dans la littérature des modèles rhéologiques de courbe de viscosité. On peut citer les modèles de Cross, Carreau et Sisko.

### Modèle de Cross

$$\frac{\eta(\dot{\gamma}) - \eta_{\infty}}{\eta_0 - \eta_{\infty}} = \frac{1}{1 + (K\dot{\gamma})^m} \quad (2-32)$$

où,

$K$  (Pa.s<sup>m</sup>): indice de consistance de Cross;

$\eta_{\infty}$  (Pa.s) : viscosité à l'infini;

$\eta_0$  (Pa.s) : viscosité initiale ou à taux de cisaillement nul;

$m$  (-) : exposant adimensionnel de Cross.

Ce modèle décrit la variation de la viscosité en 3 phases d'une suspension en fonction du taux de cisaillement. Ces 3 phases correspondent aux états dans lesquels se trouvent les solides en suspensions. La phase 1 correspond à une agglomération des particules à de faibles taux de cisaillement avec une viscosité élevée est presque constante, suivie d'une déstructuration des chaînes à des taux de cisaillement moyens qui correspond à la phase 2 durant laquelle la viscosité diminue drastiquement avec de faibles variations du taux de cisaillement. Enfin, la phase 3 correspond à une défloculation des particules solides à des taux de cisaillement élevés avec des valeurs de viscosité relativement faibles (viscosité à l'infini).

### Modèle de Carreau

$$\frac{\eta(\dot{\gamma}) - \eta_{\infty}}{\eta_0 - \eta_{\infty}} = \frac{1}{[1 + (K\dot{\gamma})^2]^m} \quad (2-33)$$

### Modèle de Sisko

$$\eta(\dot{\gamma}) = \eta_{\infty} + K_s \dot{\gamma}^{n_s+1} \quad (2-34)$$

avec,

$K_s$  : indice de consistance de Sisko en Pa.s<sup>n</sup>;

$n_s$  : indice de viscosité de Sisko

Le modèle de Carreau (voir éq. (2-33)) est presque identique à celui de Cross (voir éq. (2-32)). Par ailleurs, le modèle de Sisko (voir éq.(2-34) ) n'intègre pas la viscosité initiale ou au taux de cisaillement nul.

### 2.3.3 Détermination expérimentale directe des propriétés d'écoulement

La détermination des propriétés rhéologiques des fluides par des approches expérimentales est basée sur les résultats expérimentaux obtenus à l'aide des essais directs et/ou indirects de caractérisation rhéologique. Elle nécessite des appareils et techniques spécifiques. On retrouve quatre groupes de techniques utilisées au laboratoire :

- La pénétrométrie et la géométrie de chute ;
- Les systèmes de cisaillement en mode rotatif ;
- Les systèmes de vidange sous pression ;
- Méthodes basées sur l'affaissement et l'écoulement sur les plans.

Il existe de nombreux essais mis en œuvre en laboratoire, en usine ou sur chantier afin de qualifier et quantifier les propriétés rhéologiques d'un matériau. Ces essais peuvent être utilisés pour caractériser les propriétés d'écoulement, de plasticité, de consistance, et de viscoélasticité, etc.

Le choix des outils et techniques empiriques de mesure est fonction de la propriété rhéologique à caractériser : viscosité ou aptitude à l'écoulement, propriétés plastiques ou seuil d'écoulement, élasticité, viscoélasticité (Estellé et al., 2011).

Dans le cadre de ce travail, nous présentons les techniques généralement utilisées pour évaluer les propriétés rhéologiques et la fluidité des matériaux cimentés, en particulier le remblai minier en pâte. Il s'agit des systèmes de cisaillement en mode rotatif et des méthodes basées sur l'affaissement.

### 2.3.3.1 Systèmes de cisaillement en mode rotatif

Ces systèmes consistent à mettre en écoulement le matériau par cisaillement entre deux surfaces solides : une immobile et l'autre en rotation. Les appareils ayant ce principe sont les rhéomètres. On mesure alors le couple  $M$  et la vitesse angulaire  $\Omega_1$  du rotor, qui sont ainsi utilisés pour calculer respectivement la contrainte de cisaillement et le taux de déformation à l'aide des expressions suivantes (Barnes et al., 1989) :

$$\tau = AM \quad (2-35)$$

$$\dot{\gamma} = B\Omega_1 \quad (2-36)$$

où  $A$  et  $B$  sont des constantes de l'appareil, dépendant de la géométrie de cisaillement.

La viscosité dynamique apparente pour un fluide newtonien peut être exprimée par la relation suivante :

$$\eta = \frac{A}{B} \frac{M}{\Omega_1} \quad (2-37)$$

Suivant la géométrie de l'outil de cisaillement, quatre types de rhéomètre sont souvent utilisés au laboratoire dans la caractérisation des matériaux.

#### *a) Rhéomètre plan-plan ou disques (plaques) parallèles et rhéomètre cône-plan*

Le rhéomètre plan-plan dispose de deux disques coaxiaux de rayon  $R$  en rotation relative (Figure 2.2a). Le disque en rotation tournant à une vitesse angulaire  $\Omega_1$  applique une contrainte de cisaillement  $\tau$  sur l'échantillon placé entre les deux disques. Le couple de torsion  $M$  exercé par la

résistance du fluide au mouvement peut être mesuré, soit sur la plaque mobile, ou soit sur la plaque immobile. Ainsi donc, pour pouvoir déterminer  $\tau$  et  $\dot{\gamma}$ , il suffit d'obtenir un ensemble de mesures  $M$  et  $\Omega_1$  (Barnes et al., 1989). On peut noter que le cisaillement apparent n'est pas homogène dans la direction radiale (Coussot et Ancey, 1999; Coussot, 2014). Le taux de cisaillement apparent varie linéairement du centre vers l'extrémité du disque, ce qui, par conséquent, donne des difficultés de prédire avec exactitude le domaine de contrainte (Coussot, 2014).

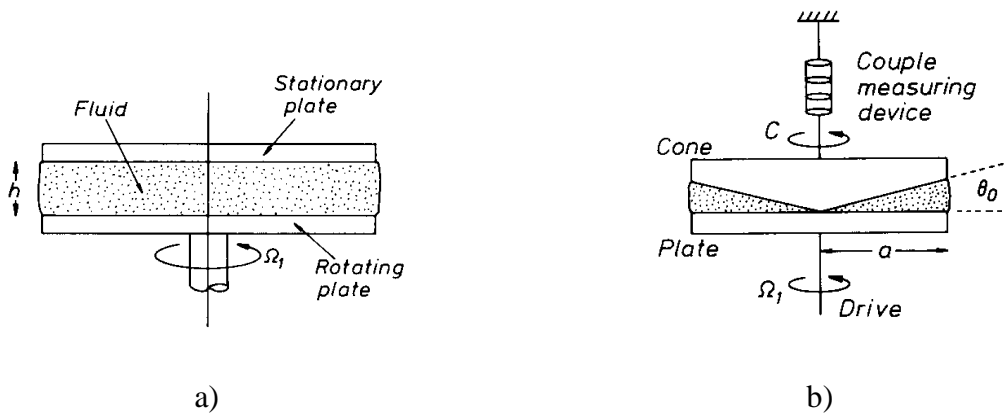


Figure 2.2 : a) géométries plan-plan; b) géométrie cône-plan (Barnes et al., 1989)

Le principe du rhéomètre à géométrie cône-plan est presque identique à celui des disques parallèles. La différence est qu'ici un disque est remplacé par un cône tronqué de même diamètre (Figure 2.2b). Le cône tronqué et le disque sont coaxiaux et forment un angle  $\theta_0$ , généralement très faible. L'échantillon à tester est généralement placé sur le disque, puis le cône est progressivement ramené à la distance appropriée. Le disque (ou le cône selon le cas) est alors mis en rotation à une vitesse angulaire relative  $\Omega_1$ . Cette géométrie permet de se rapprocher du cisaillement idéal obtenu entre deux plaques parallèles en mouvement relatif de translation (Coussot et Ancey, 1999).

#### b) Rhéomètre à cylindres coaxiaux ou de Couette

Ce type de rhéomètre a une géométrie constituée de deux cylindres coaxiaux de rayons différents  $R_i$  (cylindre interne) et  $R_o$  (cylindre externe) en rotation relative (Figure 2.3). L'échantillon est

placé du cylindre externe avant de pouvoir introduire le cylindre interne. Le principe consiste à cisailier le matériau se trouvant dans l'entrefer (espacement entre les deux cylindres).

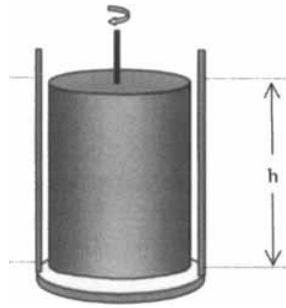


Figure 2.3 : Géométrie de Couette (cylindres coaxiaux) (Cullen et al., 2002)

c) *Rhéomètre à croisillon (moulinet) ou «vane»*

Ce rhéomètre est presque similaire au rhéomètre de Couette. Par contre, ici le cylindre interne est remplacé par un croisillon comportant quatre pales de faible épaisseur et de hauteur  $h$  formant un cylindre de révolution de diamètre  $d$  autour de son axe (Figure 2.4). Cette géométrie est inspirée du scissomètre, communément utilisé dans les essais in-situ en mécanique des sols pour déterminer la résistance au cisaillement des sols. Il est plus utilisé pour déterminer le seuil statique de cisaillement des fluides à seuil. Le principe consiste à cisailier le matériau à une faible et constante vitesse  $\Omega$  de rotation dans un entrefer large et à enregistrer l'évolution du couple de résistance en fonction du temps (Liddell, 1996; Barnes et Nguyen, 2001; Estellé et al., 2011). La Figure 2.4b illustre l'allure de la courbe expérimentale obtenue lors de cet essai de cisaillement. Cette courbe comporte trois phases importantes. La première phase (contrainte linéaire) correspond à une phase élastique, la seconde phase (pic : couple maximal  $M_{\max}$ ) correspond au seuil de cisaillement et la troisième phase (plateau) à la déstructuration du matériau sous cisaillement (Estellé et al., 2011). Ainsi la valeur maximale du couple  $M_{\max}$  peut être liée au seuil de cisaillement  $\tau_0$  par la relation suivante (Liddell et Boger, 1996; Barnes et Nguyen, 2001b; Saebimoghaddam, 2005; Estellé et al., 2011) :

$$M_{\max} = \frac{\pi d^3}{2} \left( \frac{h}{d} + C \right) \tau_0 \quad (2-38)$$

On peut finalement tirer de la relation (2-38) le seuil statique de cisaillement :

$$\tau_0 = \frac{2M_{max}}{\pi d^3} \left( \frac{h}{d} + C \right)^{-1} \quad (2-39)$$

Le terme  $C$  correspond au cisaillement sur les parties supérieure et inférieure du croisillon, suivant qu'il est complètement enfoncé dans le matériau ( $C=1/3$ ) ou affleure la surface du matériau ( $C=1/6$ ) (Saebimoghaddam, 2005).

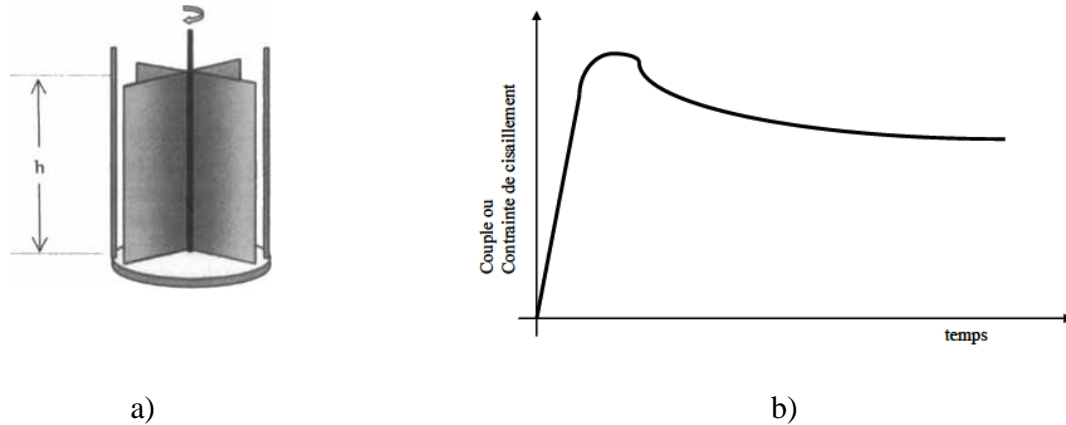


Figure 2.4 : a) Géométrie à croisillon ou «vane» (Cullen et al., 2002) ; b) Allure de la réponse en cisaillement avec le croisillon (Estellé et al., 2011).

### 2.3.3.2 Affaissement

Ces essais consistent à évaluer les conditions d'écoulement et d'arrêt d'un matériau de volume donné sous l'effet de son propre poids. Ces essais simples peuvent permettre d'identifier certaines grandeurs rhéologiques, en particulier le seuil de cisaillement du matériau. Ils comprennent notamment les essais d'affaissement aux cônes et cylindres, et la technique d'écoulement sur un plan incliné. Il s'agit de tests classiques visant à déterminer l'ouvrabilité et la fluidité de suspensions en pâte (béton, remblai minier, etc.).

#### a) Affaissement au cône standard

L'essai d'affaissement trouve son origine dans l'ingénierie de construction. Il est souvent utilisé pour évaluer la maniabilité et l'ouvrabilité du béton. Dans le cadre de cette étude, les tests d'affaissement ont été réalisés au cône standard d'Abrams suivant la norme ASTM C143/C 143M-05a et ainsi qu'au petit cône (Malusis et al., 2008). Ces deux moules se différencient par leurs dimensions. Le cône standard a une hauteur de 30 cm (12 pouces), un diamètre de base de

20,32 cm (8 pouces), et un diamètre supérieur de 10,16 cm (4 pouces). Par contre, le petit cône (Figure 2.5) a une hauteur de 15,24 cm (6 pouces), un diamètre de base de 10,16 cm (4 pouces), et un diamètre supérieur de 5,08 cm (2 pouces).



Figure 2.5 : Essai d'affaissement au petit cône d'Abrams

L'idée de relier l'affaissement ou «slump» au cône standard d'Abrams au seuil de cisaillement du matériau a été développée par Murata (1984). Cette démarche a été ensuite améliorée et approfondie avec le temps par différents chercheurs. Hu et al. (1996) a proposé une relation semi-empirique entre le slump  $S$  (mm) au cône et le seuil de cisaillement  $\tau_o$  (Pa) du béton de masse volumique  $\rho$  (kg/m<sup>3</sup>) :

$$\tau_o = \rho \left( \frac{300 - S}{270} \right) \quad (2-40)$$

Plus tard, Ferraris et De Larrard (1998) ont proposé cette fois un autre modèle de relation semi-empirique entre le slump  $S$  (mm) et le seuil de cisaillement  $\tau_o$  (Pa) du béton. Cette relation est de la forme suivante :

$$\tau_o = \rho \left( \frac{H - S}{a} \right) + b \quad (2-41)$$

où  $a$  et  $b$  sont des constantes du matériau ( $a = 347$  et  $b = 212$  pour le béton) (Ferraris et De Larrard, 1998) ;  $H$  (mm) est la hauteur du cône.

*b) Affaissement au cylindre*

Le moule cylindrique a été utilisé pour la première fois par Chandler en 1986 (Pashias et al., 1996; Saebimoghaddam, 2005). Il s'agit d'un cylindre d'une hauteur supérieur ou égale au diamètre. Le principe de l'essai d'affaissement au cylindre est similaire au celui de l'essai au cône. Pashias et al. (1996) ont développé un modèle reliant le seuil de cisaillement au slump. Cet outil a plus d'avantage, car les valeurs expérimentaux sont fortement corrélées aux valeurs prédites avec les modèles analytiques développés (Clayton et al., 2003).

Pashias et al. (1996) ont ainsi proposé une expression analytique reliant le seuil de cisaillement  $\tau_0$  et le slump  $s$  obtenus respectivement par la méthode rhéométrique au croisillon/moulinet ou «vane» et par l'essai de slump modifié au cylindre :

$$\frac{s}{H} = 1 - \frac{2\tau_0}{\rho g H} \left[ 1 - \ln \left( \frac{\tau_0}{\rho g H} \right) \right] \quad (2-42)$$

où  $\rho$  (kg/m<sup>3</sup>) est la masse volumique humide de la suspension,  $g$  (m/s<sup>2</sup>) est l'accélération gravitationnelle,  $H$  (m) est la hauteur du cylindre, et  $s$  (m) est l'affaissement obtenu au cylindre.

Iveson et Francks (2003) propose une relation analytique permettant de prédire le seuil de cisaillement  $\tau_0$  d'une suspension de pâte en partant de l'affaissement  $s$  obtenu par un essai de slump modifié au cylindre :

$$\tau_0 = \frac{\rho g H}{2} \left( 1 - \sqrt{\frac{s}{H}} \right) \quad (2-43)$$

## 2.4 Influence de la température et de la salinité sur la rhéologie des suspensions

Il est d'un intérêt capital d'analyser l'influence de certains facteurs internes et externes sur les propriétés rhéologiques des suspensions industrielles, particulièrement sur le remblai minier en pâte dans les milieux nordiques. Dans ces milieux, la température et la salinité (voir la section 1.2) sont des facteurs importants à considérer lors de la conception du système de transport du remblai en pâte. Au cours de l'écoulement du remblai en pâte en pipeline, sa température peut être affectée par l'échange de chaleur avec le milieu extérieur, par la chaleur due à la friction sur la paroi et par la chaleur liée à la dissipation visqueuse entre les couches (voir section 2.5). De plus, la salinité naturelle rencontrée dans les eaux du pergélisol et celle due aux sels de déglacage

du minerai lors des opérations minière pourraient affecter la chimie du remblai en pâte, par conséquent sa rhéologie. Or, l'influence de ces deux facteurs sur le comportement rhéologique des suspensions est complexe. Dépendamment de la suspension, les propriétés rhéologiques des suspensions peuvent augmenter ou diminuer avec l'accroissement de la température (de Kretser et Scales, 2008) ou de la concentration en électrolyte (Klein et Pawlik, 1999).

### **2.4.1 Influence de la température sur les propriétés rhéologiques des suspensions sans liant**

Au fil du temps, des relations basées sur la loi d'Arrhenius reliant les propriétés rhéologiques des suspensions à la température ont été développées. Ainsi, les expressions de l'effet de la température sur le seuil de cisaillement  $\tau_0$  et la viscosité dynamique  $\eta$  d'une suspension sont respectivement notées comme suit (Yang et al., 2001; de Kretser et Scales, 2008) :

$$\tau_0 = CT e^{(E/R_g T)} \quad (2-44)$$

$$\eta = \eta_r e^{(E/RT)} \quad (2-45)$$

où,

$E$  (J/mol) : énergie d'activation du mélange. Elle représente l'énergie cinétique minimale requise pour que les molécules des réactifs puissent déclencher la réaction chimique (Flamand et Allard, 2003; Vollhardt et Schore, 2003);

$R_g$  (J/mol.K): constante universelle de gaz ( $R_g = 8,314$  J/mol.K) ;

$T$  (K) : température absolue ;

$C$  (-) : constante de proportionnalité ;

$\eta_r$  (Pa.s) : viscosité à la température de référence. C'est la viscosité matériau mesurée à une température donnée.

Une étude menée par Mikulasek et al. (1997) a montré que l'augmentation de la température entraînait une diminution du seuil de cisaillement et de la viscosité des suspensions de dioxyde de titane à différentes fractions volumiques. De cette étude, il ressort qu'à faible taux de cisaillement et faible contrainte de cisaillement, l'agitation thermique représentée par la force brownienne contrôle les propriétés rhéologiques des suspensions. Par contre, lorsque le taux et la contrainte

de cisaillement deviennent très élevés, les interactions hydrodynamiques des particules prennent le contrôle du comportement rhéologique des suspensions. Pour des taux et contraintes de cisaillement intermédiaires, les deux types de force contribuent au comportement rhéologique de la suspension (Mikulásek et al., 1997; Coussot et Ancey, 1999).

Par ailleurs, Yang et al. (2001) ont observé une diminution du seuil de cisaillement et de la viscosité avec l'accroissement de la température des suspensions de dioxyde de titane dans la plage de 20 à 50°C, suivie d'une augmentation exponentielle du seuil de cisaillement à des températures supérieures à 50°C (He et al., 2004; Krestser et Scales, 2008). Par contre, la viscosité a démontré un comportement complexe à des températures supérieures à 50°C : augmentation brusque de la viscosité suivie d'une diminution.

Altin et al. (2006) n'ont pas, par contre, noté ce comportement complexe de la viscosité à des températures supérieures à 50°C lors d'une étude réalisée sur une suspension des particules d'hématite dans une solution liquide fortement ionisée. La décroissance de la viscosité de cette suspension avec l'accroissement de la température en fonction du taux de cisaillement a été mise en évidence.

Senapati et al. (2009) ont étudié l'effet de la température dans la plage de 30 à 50°C sur des suspensions de particules fines de calcaire de 40, 43 et 46% de fraction volumique solide. Ces analyses ont aussi mis en évidence la diminution de la viscosité relative et du seuil de cisaillement de ces différentes suspensions avec l'augmentation de la température. Cela rencontre les résultats expérimentaux de He et al. (2006) sur des suspensions de particules de calcaire ( $C_w=70\%$ ) dans la frange de température de 13°C et 55°C (voir la Figure 2.6).

Chen et al. (2010) ont analysé l'effet de la température sur les contraintes de cisaillement développées à la paroi d'une conduite lors d'un essai en boucle de suspensions de charbon, et notent une augmentation de la vitesse de glissement des suspensions avec l'augmentation de la température. Cela se traduit par une diminution du seuil de cisaillement des suspensions avec l'augmentation de la température; la diminution de la température entraînant donc une augmentation de la consistance des suspensions. Aladag et al. (2012) ont trouvé aussi des résultats analogues à ceux de Chen et al. (2010).

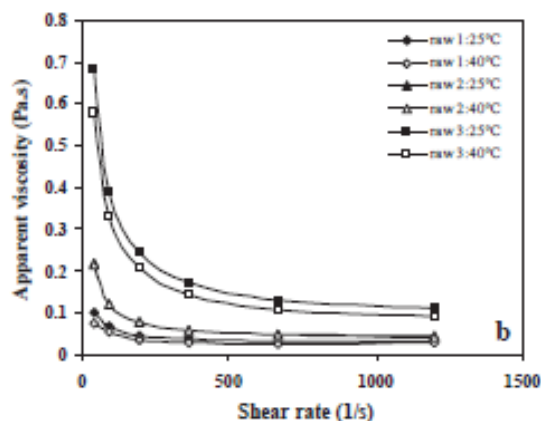


Figure 2.6 : Effet de la température et du taux de cisaillement sur la viscosité apparente de la suspension de particules de calcaire (He et al., 2006)

D'autre part, à de basses températures ( $\leq 0^{\circ}\text{C}$ ), le seuil de cisaillement et la viscosité de la suspension peuvent augmenter jusqu'au blocage de l'écoulement. Cette augmentation des valeurs de propriétés rhéologiques est généralement liée au changement des phases (formation des particules solides de glace) (Coussot et Piau, 1994). Cette formation des particules de glace à des températures inférieures ou égales à  $0^{\circ}\text{C}$  (Egolf et al., 2005; Darbouret et al., 2005; Bing et Ma, 2011; Rensing et al., 2011) entraîne une augmentation de la fraction solide, qui conduit à son tour à une augmentation du seuil de cisaillement et de la viscosité de la suspension (voir Figure 2.7) (Coussot et Piau, 1994).

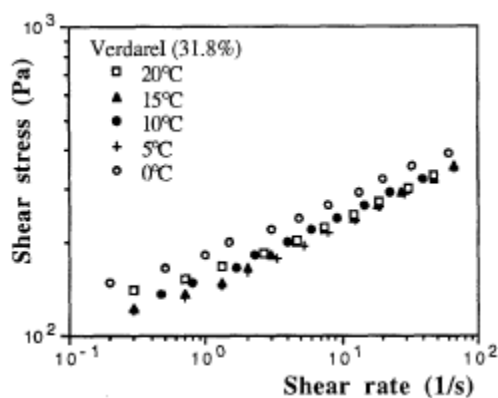


Figure 2.7 : Effet de la température sur les contraintes de cisaillement d'une suspension de silt de  $C_V = 31,8\%$  (Coussot et Piau, 1994)

## **2.4.2 Influence de la température sur les propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires frais**

Le matériau cimentaire est tout matériau dont le ciment est utilisé comme liant. Il s'agit notamment du béton, du mortier, du remblai minier en pâte, ainsi que de la pâte de ciment. Ces matériaux sont généralement des fluides non-newtoniens dont les propriétés rhéologiques (viscosité, seuil de cisaillement, indice d'écoulement) jouent un rôle primordial sur leur comportement à l'écoulement. La connaissance de leurs propriétés rhéologiques donne une indication sur leur fluidité (Al-Martini et Nehdi, 2010). Le comportement rhéologique de ces matériaux dépend de plusieurs facteurs internes (degré d'hydratation, pH, rapport eau-ciment E/C, pourcentage des grains solides, chimie de l'eau, du liant et des solides, dosage d'ajouts minéraux ou d'adjuvants) et externes (température, énergie de malaxage, pression) (Fernández-altable et Casanova, 2006). Il est bien connu que le changement de température des matériaux cimentaires frais peut affecter le degré d'hydratation, lequel a une forte influence sur les propriétés rhéologiques (Petit et al., 2005; Nehdi et Rahman, 2004; Wu et al., 2013).

La température jouant un rôle important sur la rhéologie de matériaux, son effet sur les propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires est débattu dans la littérature. On ne se limitera qu'à présenter les résultats obtenus dans la littérature sur les propriétés rhéologiques des pâtes cimentaires sans les comparer, car une large variété de facteurs (la géométrie de l'outil de cisaillement d'essai, l'entrefer, la capacité de friction des surfaces de cisaillement, le modèle rhéologique utilisé dans la détermination des propriétés rhéologiques) joue un rôle significatif sur la rhéologie causant ainsi des difficultés inhérentes dans la comparaison de différents ensembles des résultats provenant de différents laboratoires (Fernández-altable et Casanova, 2006).

### **2.4.2.1 Influence du temps de cure et de la température sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique des pâtes fraîches de ciment**

En fonction du temps d'hydratation, Lei et Struble (1997) ont observé deux zones d'évolution du seuil de cisaillement en fonction du temps d'hydratation d'une pâte de ciment ( $E/C = 0,45$ ) (Figure 2.8) : dans la zone 1, le seuil de cisaillement augmente lentement comparativement à la zone 2, où l'accroissement est exponentiel. Cette première zone correspond à la période de

dormance (d'environ deux heures à 25°C), tandis que la zone 2 correspond à la période d'accélération des réactions de la pâte de ciment (Lei et Struble, 1997).

La température joue un rôle primordial sur la vitesse d'hydratation du ciment (à température élevée, la vitesse d'hydratation du ciment est élevée), et par conséquent sur l'évolution du seuil de cisaillement de la pâte de ciment. À une durée d'hydratation donnée de la pâte de ciment étudiée, le seuil de cisaillement de la pâte de ciment augmente avec l'augmentation de la température (voir Figure 2.8). L'augmentation de la température induit une réduction de la période dormante de la pâte de ciment (Lei et Struble, 1997). Toutefois, les formes des courbes de seuil de cisaillement ont la même tendance à toutes les températures d'hydratation, même si les pentes des courbes (vitesse de variation du seuil) peuvent être différentes.

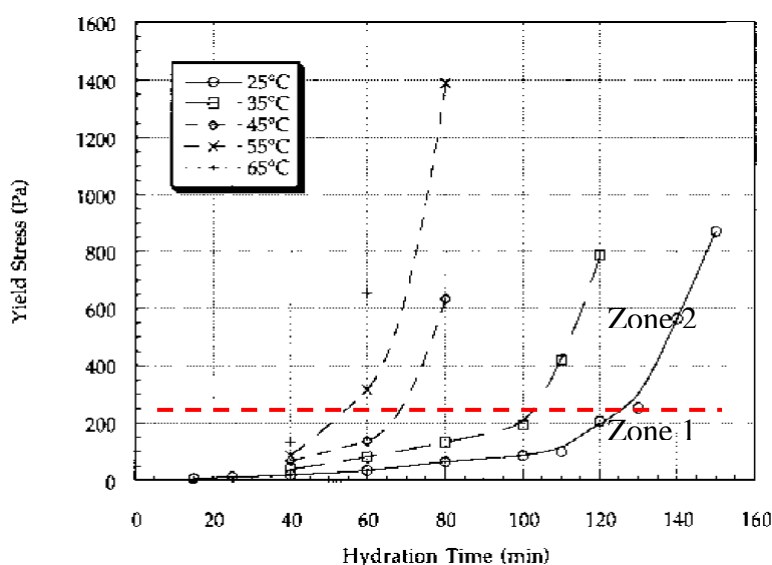


Figure 2.8 : Seuils de cisaillement de la pâte de ciment ( $E/C = 0,45$ ) versus temps d'hydratation à différentes températures, (modifié de Lei et Struble, 1997)

Petit et al. (2005) ont étudié l'effet de la température (entre 10°C et 27°C) sur le seuil de cisaillement de deux séries de mortiers de ciment superplastifiés respectivement au sulfonate de naphthalène (0,28% et 0,5% par rapport à la masse du ciment, avec  $E/C$  respectifs de 0,52 et 0,42) et au sulfonate de mélamine (0,8%, par rapport à la masse du ciment, avec  $E/C = 0,42$ ). De cette étude, il ressort que la variation du seuil de cisaillement en fonction du temps est linéaire pour chaque température d'essai. La variation du seuil de cisaillement est proportionnelle à la température pour des dosages au sulfonate de naphthalène NS et au sulfonate de mélamine ML inférieurs à 1,2% (Petit et al., 2005; Al-Martini et Nehdi, 2005; Petit et al., 2006; Al-Martini et

Nedhi, 2007). Quant au seuil de cisaillement initial de ces matériaux, il variait dans un intervalle limité (Petit et al., 2010). Les valeurs du seuil de cisaillement variaient avec le temps indépendamment de la température (Petit et al., 2005). Ainsi on a une réaction cinétique globale qui conduit à la même quantité d'hydrates formés, et par conséquent le même seuil de cisaillement final et la même quantité de chaleur dégagée. En d'autres termes, le mélange passe d'une phase initiale à une phase finale suivant une évolution thermodynamique unique qui ne dépend que de la cinétique d'hydratation. La température joue le rôle catalyseur dans la réaction d'hydratation conduisant à un très faible accroissement des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique) des mortiers dans leur période de dormance.

Al-Martini et Nehdi (2005) ont abordé aussi la problématique et examiné l'effet d'ajouts d'adjuvants chimiques (à des dosages de 0,3 %, 0,7% et 1,2 % par rapport à la masse du ciment) et des températures élevées sur les propriétés rhéologiques des pâtes pures de ciment de rapport E/C de 0,35 et 0,5. Ainsi, il a été observé que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique augmentent non linéairement avec l'augmentation de la température (voir la Figure 2.9) (Al-Martini et Nehdi, 2005).

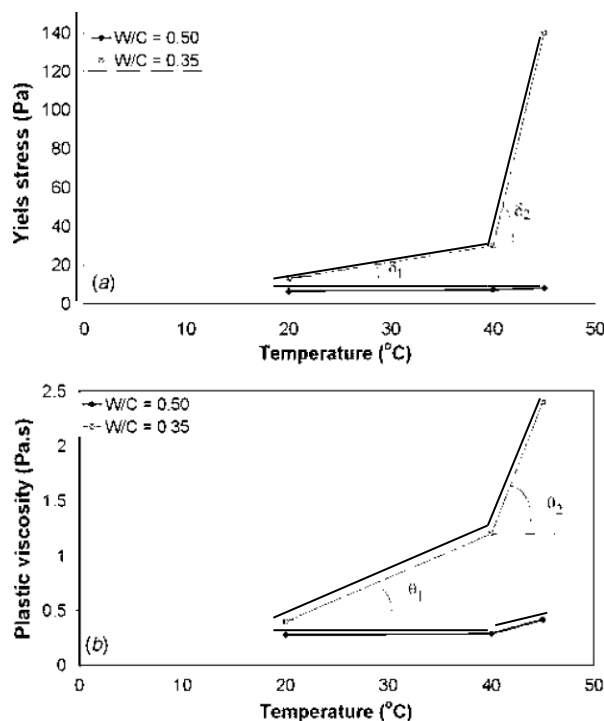


Figure 2.9 : Effet de la température sur la rhéologie des pâtes de ciment (a) seuil de cisaillement, (b) viscosité plastique (Al-Martini et Nehdi, 2005)

Toutefois, l'accroissement du seuil de cisaillement entre 20 et 40°C est moins significatif qu'entre 40 et 45°C (voir la Figure 2.9) (Al-Martini et Nehdi, 2005; Nehdi et Al-Martini, 2007). Les mêmes constats ont été faits sur les pâtes de ciment à faible dosage en superplastifiant. Mais à certains dosages élevés de superplastifiants (point de saturation), l'effet de la température devient insignifiant sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique des pâtes de ciment (voir la Figure 2.10 et la Figure 2.11).

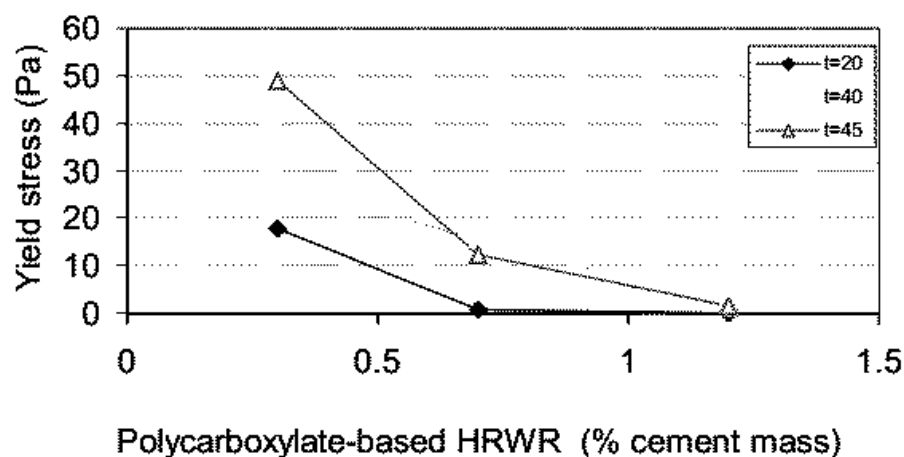


Figure 2.10 : Seuil de cisaillement de la pâte de ciment à 20°C et 45°C et différents dosages en polycarboxylate (E/C = 0,35) (Al-Martini et Nedhi, 2007)

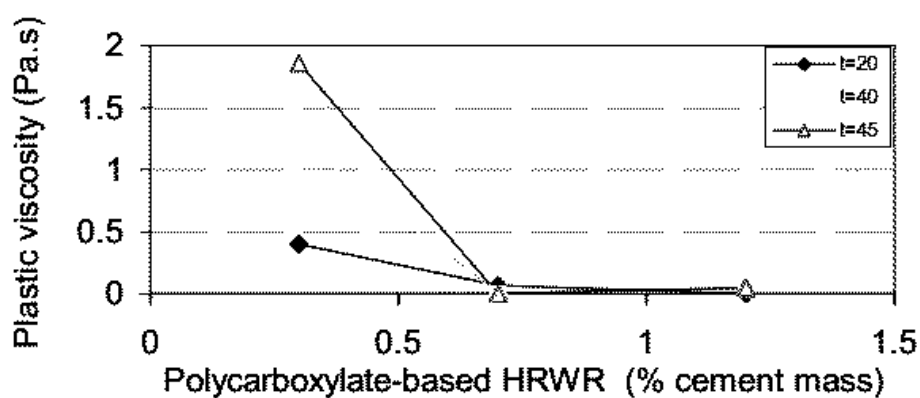


Figure 2.11 : Viscosité plastique de la pâte de ciment à 20°C et 45°C et différents dosages en polycarboxylate (E/C = 0,35) (Al-Martini et Nedhi, 2007)

En outre, pour des pâtes de ciment à base de superplastifiant aux sulfonates (de naphthalène et de mélamine), les valeurs du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique augmentaient avec l'augmentation de la température à faibles dosages en superplastifiant (inférieurs à 0,7% et 1,2%

respectivement pour le sulfonate de naphthalène et le sulfonate de mélamine), puis diminuaient sensiblement aux dosages compris entre 0,7% et 2,5% et 1,2% et 2,5% (point de saturation) respectivement pour le sulfonate de naphthalène (Figure 2.12) et le sulfonate de mélamine (Figure 2.13), avant de rester constantes à des dosages supérieurs à 2,5% avec une élimination de l'effet de la température (Al-Martini et Nedhi, 2007) et du temps de malaxage (Al-Martini et Nehdi, 2009).

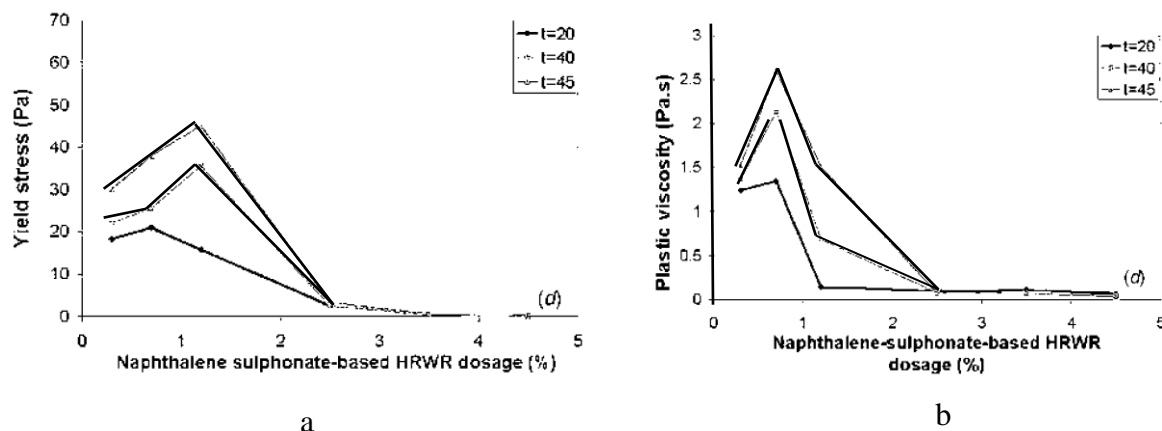


Figure 2.12 : Seuil de cisaillement (a) et viscosité plastique (b) de la pâte de ciment ( $E/C = 0,35$ ) à 20°C, 40°C et 45°C et différents dosages au sulfonate de naphthalène (Al-Martini et Nedhi, 2007)

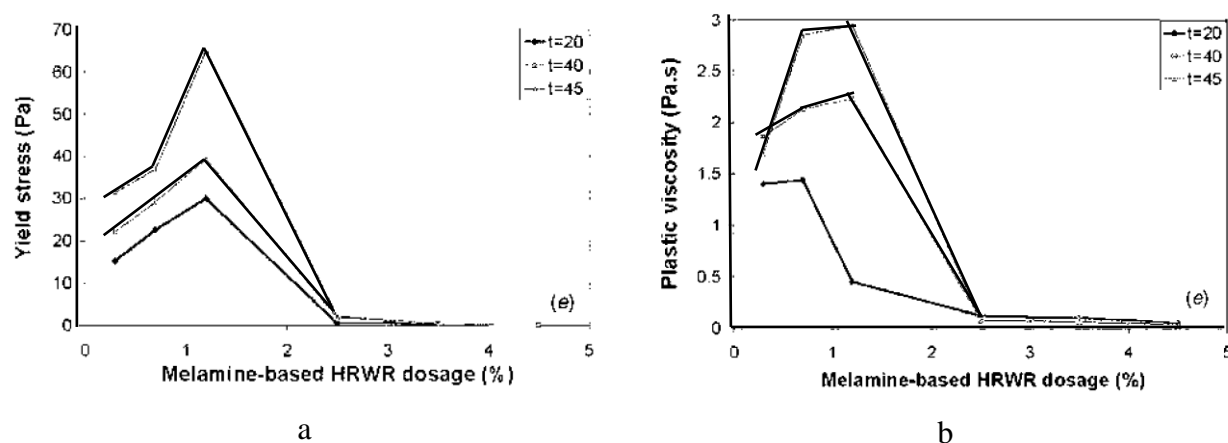


Figure 2.13 : Seuil de cisaillement (a) et viscosité plastique (b) de la pâte de ciment ( $E/C = 0,35$ ) à 20°C, 40°C et 45°C et différents dosages au sulfonate de mélamine (Al-Martini et Nedhi, 2007)

Petit et al. (2006) ont analysé cette fois l'effet couplé de la température et du temps sur le seuil de cisaillement de deux mortiers ( $E/C$  de 0,42 et 0,53) contenant des superplastifiants au

polycarboxylate (PCP) aux dosages de 0,27% et 0,42% (par rapport à la masse du ciment) et au sulfonate polynaphtalène (PNS) à dosage de 0,28% (par rapport à la masse du ciment). Ils font remarquer que le comportement du seuil de cisaillement du mortier au PNS en fonction du temps est croissant et linéaire pour toutes les températures comprises entre 20 et 33°C (Petit et al., 2010). Par contre, un comportement non linéaire du seuil de cisaillement a été observé sur le mortier au PCP pour des températures inférieures à 15°C. Ce comportement non-linéaire par rapport au temps est caractérisé par une faible augmentation du seuil de cisaillement au cours de la première heure d'hydratation, suivie d'un décroissement jusqu'à la valeur minimale marquant la fin de l'effet stérique (mode de dispersion des particules de superplastifiants). Puis, survient l'augmentation de la valeur du seuil de cisaillement linéairement jusqu'à la fin de la période dormante (Petit et al. 2010).

Une étude menée par Fernández-Altable et al. (2006) a montré que l'effet de la température sur le seuil de cisaillement de la pâte de ciment est plus marqué à faibles dosages (inférieurs à 0,3%) en polycarboxylate qu'à dosages élevés (supérieurs à 0,7% par rapport à la masse du ciment), quelle que soit le mode de malaxage. Au cours de cette étude, il a été constaté que le seuil de cisaillement dynamique restait proportionnel à la température à des faibles dosages en polycarboxylate, par contre devenait inversement proportionnel à des dosages élevés en polycarboxylate. Il s'ensuit, dans ces dernières conditions, une diminution plus importante du seuil de cisaillement dynamique pour des températures élevées (35 - 45°C). Les auteurs ont attribué ce phénomène au mouvement brownien des particules qui s'accroît avec l'augmentation de la température, et qui affaiblit partiellement les interactions entre les grains agglomérés. Pour ce qui est de la viscosité apparente, elle reste inversement proportionnelle à la température, avec un effet de celle-ci (température) plus marquée pour des faibles dosages en polycarboxylate (<0,5%) et à de faibles températures (5 et 15°C).

Une étude menée par Wu et al. (2013) sur l'effet couplé de la température et du temps d'hydratation sur les propriétés rhéologiques du remblai en pâte, a montré que le seuil de cisaillement et la viscosité du remblai en pâte augmentaient avec l'augmentation de la température et l'évolution du temps de cure. Ces auteurs ont attribué ce comportement au fait qu'à des températures élevées (20 et 35°C), le taux d'hydratation est accéléré, impliquant ainsi une importante génération des produits d'hydratation. Par contre, à basse température (3°C), la génération des produits d'hydratation est sensiblement réduite à cause du faible taux

d'hydratation. L'augmentation des propriétés rhéologiques du remblai en pâte avec l'augmentation de la température et l'évolution du temps de cure implique la réduction de sa fluidité. Ainsi, la température initiale du mélange de remblai en pâte a une forte influence sur l'évolution de ses propriétés rhéologiques.

#### 2.4.2.2 Modèles d'équations thermo-rhéologiques

Certains chercheurs ont développé des équations permettant d'exprimer les propriétés rhéologiques en fonction des paramètres tels que la température, le temps et le dosage en superplastifiant. En considérant que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique du modèle de Bingham (voir équation (2-30)) sont des fonctions de la température  $T$  en °C, du temps de malaxage  $t$  et du dosage en superplastifiant  $\kappa$ , Al-Martini et Nedhi (2010) ont développé des équations rhéologiques des pâtes de ciment superplastifiées cisailées en mode d'écoulement permanent de la forme suivante :

$$\tau = \left[ \frac{a_t a_T}{a_\kappa} \right] + \left[ \frac{b_t b_T}{b_\kappa} \right] \dot{\gamma} \quad (2-46)$$

où  $a_t(t)$ ,  $a_T(T)$ ,  $a_\kappa(\kappa)$  sont des coefficients expérimentaux du seuil de cisaillement ;  $b_t(t)$ ,  $b_T(T)$ ,  $b_\kappa(\kappa)$  sont des coefficients expérimentaux de la viscosité plastique de Bingham et  $t$ ,  $T$  et  $\kappa$  désignent respectivement le temps de cure, la température et le dosage en superplastifiant.

En utilisant la méthode de séparation des variables et une optimisation des coefficients de l'équation (2-46) les résultats ont indiqué des bonnes prédictions du seuil de cisaillement avec des erreurs moyennes inférieures à 25% (Al-Martini et Nehdi, 2010). Ces auteurs ont noté que les valeurs prédites de la viscosité plastique à l'aide du modèle sont très proches de celles mesurées (avec des erreurs moyennes inférieures à 12%).

En partant du modèle de seuil de cisaillement des suspensions (Flatt et Bowen, 2006) et de l'équation de Krieger-Dougherty, Kong et al. (2013) ont développé des relations de prédiction de l'évolution des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique de Bingham) des pâtes de ciment superplastifiées au polycarboxylate. Ces relations sont développées sur la base du degré d'hydratation  $\alpha$  de la pâte de ciment à un temps donné  $t$  et une température  $T$ . Ainsi le seuil de cisaillement à un temps donné  $t$  et une température fixe  $T$  peut s'écrire :

$$\frac{\tau_0(t, T)}{\tau_0(0, T)} = \frac{\left[1 + \alpha(t, T) \left(\frac{C_v(\infty, T)}{C_v(0, T)} - 1\right)\right]^3}{1 - \alpha'} \cong \frac{1}{1 - \alpha'} \quad (2-47)$$

où  $\alpha'$  est un paramètre normalisé appelé degré d'hydratation relative. Il est défini comme le rapport entre le degré d'hydratation  $\alpha(t, T)$  à un temps donné  $t$  et le degré d'hydratation  $\alpha(t_{is}, T)$  au temps de prise initiale  $t_{is}$  (situé entre la période de dormance et le durcissement);  $\tau_0(0, T)$  est le seuil de cisaillement initial (au temps  $t=0$ ) à une température  $T$ ;  $C_v(0, T)$  est le pourcentage volumiques initial des solides à la température  $T$ ;  $C_v(\infty, T)$  est le pourcentage volumique des solides à un temps  $t \rightarrow \infty$  à la température  $T$ .

En ce qui concerne la viscosité plastique de Bingham  $\eta_B$ , un modèle a été développé à partir de l'équation de Krieger-Dougherty. Cette équation établit une relation entre la viscosité relative et la concentration et le degré d'hydratation relative  $\alpha'$  de la pâte de ciment, et est donnée par (Kong et al., 2013) :

$$\ln \frac{\eta_B(t, T)}{\eta_B(0, T)} = -\eta_i C_{vm} \ln(1 - \alpha') \quad (2-48)$$

où  $\eta_B(t, T)$  est la viscosité plastique de la pâte de ciment à un temps  $t$  et une température  $T$  donnée;  $\eta_B(0, T)$  est la viscosité plastique initiale de la pâte de ciment à température  $T$  donnée;  $C_{vm}$  est la proportion volumique maximale géométrique des solides quand les particules solides sont bien dispersées;  $\eta_i$  est la viscosité intrinsèque de la suspension. Elle est donnée par la relation suivante (Kong et al., 2013):

$$[\eta_i] = \lim_{C_v \rightarrow 0} \frac{\frac{\eta_B}{\eta_c} - 1}{C_v} \quad (2-49)$$

où  $\eta_B$  et  $\eta_c$  sont respectivement la viscosité plastique de la suspension et la viscosité de la phase liquide.

Les prédictions des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique) des pâtes de ciment avec les équations (2-47) et (2-48) sont très bonnes pour les températures de 20°C et 60°C par rapport aux prédictions de 40°C (Kong et al., 2013). Plus la température augmente, plus

le degré d'hydratation est important, plus la viscosité plastique croît (Petit et al., 2005; Petit et al., 2006; Al-Martini and Nehdi, 2010; Petit et al., 2010; Wu et al., 2013).

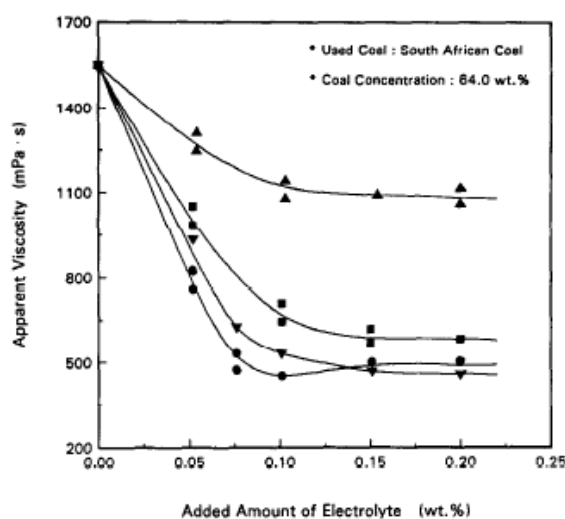
### 2.4.3 Influence de la salinité sur les propriétés rhéologiques des suspensions

La chimie de l'eau joue un rôle important sur le comportement rhéologique des suspensions. Parmi les facteurs chimiques affectant leurs propriétés rhéologiques, les ions salins (salinité) ou les électrolytes peuvent avoir des effets sur les propriétés rhéologiques des suspensions (Klein et Pawlik, 1999b). Ces ions salins ou électrolytes dissouts peuvent notamment affecter les interactions entre les particules qui jouent un rôle important sur les propriétés rhéologiques des suspensions (Chang et al., 1994; Colic et Fisher, 1998; Johnson et al., 2000). En accord avec la théorie de DVLO (Dejarguin-Landau-Verwey-Overbeek) de la stabilité des suspensions, le degré de dispersion ou de floculation (agglomération) des particules est gouverné par la balance entre les forces d'interaction de répulsion (électrostatiques, d'hydratation, et stériques) et d'attraction (de Van Der Waals et hydrophobiques) entre particules. En général, les propriétés rhéologiques des suspensions sont proportionnelles aux forces d'attraction des particules lorsque celles-ci prédominent. Inversement, lorsque les forces répulsives prédominent, les propriétés rhéologiques ont des valeurs relativement faibles (Pawlik, 2005; Chen et al., 2007; Amiri et al., 2009).

Chang et al. (1994) ont examiné l'effet de la concentration du chlorure d'ammonium  $NH_4Cl$  sur la viscosité et le seuil de cisaillement d'une suspension de particules d'alumine. Les analyses expérimentales ont mis en évidence la prédominance de l'effet d'attraction des particules dans la suspension avec l'augmentation de la concentration en électrolyte, induisant ainsi une augmentation du seuil de cisaillement. Par ailleurs, aucune différence remarquable n'a été notée entre la viscosité de la suspension sans sel et celle avec 1,0 M en concentration de sel (Chang et al., 1994).

Roh et al. (1995) ont examiné l'influence de différents électrolytes ( $Mg(OH)_2$ ,  $Ca(OH)_2$ ,  $KOH$ ,  $NaOH$ ) dans une suspension de particules de charbon ( $C_w = 64\%$ ), et ont fait remarquer la prédominance des forces répulsives entre les particules solides sur les forces attractives pour tous les électrolytes utilisés durant les tests expérimentaux. Cela entraîne une décroissance de la viscosité de la suspension avec l'augmentation du dosage en électrolytes (Figure 2.14). Toutefois, il faut remarquer que cette décroissance de la viscosité est drastique avant d'atteindre un plateau

autour d'une teneur en électrolyte de 0,1%. Cette décroissance de la viscosité de la suspension est plus prononcée pour  $KOH$  et  $NaOH$  (Roh et al., 1995).



**Figure 3** Influence of type and amount of electrolyte on the viscosity of CWM. Additive: CWM 1002, 0.4 wt%. Electrolyte:  $\Delta$ ,  $Mg(OH)_2$ ;  $\blacksquare$ ,  $Ca(OH)_2$ ;  $\nabla$ ,  $KOH$ ;  $\bullet$ ,  $NaOH$

Figure 2.14 : Influence du type et du dosage en électrolyte sur la viscosité de la suspension de particules de charbon (tirée de Roh et al. (1995)).

Klein et Simon (2006) ont investigué l'effet d'ajout du  $NaCl$ ,  $CaCl_2$ ,  $NaOH$ , et  $FeCl_3$  sur le temps de prise du remblai en pâte. Il est ressorti que le  $NaCl$ ,  $CaCl_2$  et le  $NaOH$  à un dosage de 3% par (rapport à la masse du liant) agissaient comme des accélérateurs de prise, et entraînaient aussi une amélioration des propriétés mécaniques de remblai en pâte. Cette accélération de prise peut être probablement expliquée par la défloculation des particules par ces électrolytes ( $NaCl$ ,  $CaCl_2$ ,  $NaOH$ ) permettant ainsi aux particules de ciment de s'hydrater rapidement (Klein et Simon, 2006). Dans un premier temps, le remblai pourrait probablement présenter une bonne fluidité, qui se réduira rapidement dans le temps à cause de l'hydratation rapide. Par contre le  $FeCl_3$  s'est comporté comme un retardateur de prise.

Mahlaba et al. (2011a) ont examiné l'effet des caractéristiques de deux cendres volantes ( $A$  et  $B$ ) sur le comportement rhéologique des pâtes de remblai de saumure préparées sous différentes conditions de salinité. Le seuil de cisaillement de la pâte de cendre volante  $A$  ( $C_w = 68\%$ ) a présenté plus de dépendance à la concentration en sels dissouts que celui de la pâte de cendre volante  $B$ . Ce comportement a été attribué à la différence des phases minérales et distributions granulométriques entre les deux cendres volantes ( $A$  plus fine que  $B$ ) (Mahlaba et al., 2011a). On

peut noter une faible décroissance du seuil de cisaillement à des concentrations en sel inférieures à 40 g/L, suivie d'une augmentation significative de celle-ci à des concentrations en sel supérieures à 40 g/L pour la pâte avec la cendre volante A. Pour la cendre B, la concentration de sel n'avait aucun effet sur le seuil de cisaillement de la pâte. Plus tard, les mêmes auteurs ont examiné l'effet de deux types de saumure (I et II) ayant des quantités totales en matières dissoutes de 44,4 g/L (saumure I) et 108 g/L (saumure II) sur la pâte de saumure et de cendre volante A. Il est ressorti que la pâte de cendre volante A avec la saumure I a présenté un seuil de cisaillement inférieur à celui de la pâte de la cendre volante avec la saumure II pour un pourcentage solide donné. De plus, les dosages en salinité supérieurs à 60 g/L ont entraîné une augmentation importante du seuil de cisaillement de la pâte à  $C_w = 68\%$ . Ainsi, l'intervalle de dosage en salinité de 40 à 60 g/L dans la pâte de cendre A pouvait être considéré comme la frange optimale de maniabilité de la pâte de saumure (Mahlaba et al., 2011b).

## **2.5 Concepts généraux sur le transport des fluides**

Le transport des fluides industriels, dont le remblai cimenté en pâte, constitue un problème fondamental d'hydraulique des fluides. Le socle du développement des techniques de transport des fluides industriels reste basé sur la maîtrise du comportement hydrodynamique de ceux-ci. En d'autres termes, on recherche à déterminer les paramètres hydrodynamiques tels que les pertes de charge, la vitesse d'écoulement et le régime d'écoulement pour un fluide ayant un comportement rhéologique donné. Dans ce qui les théories et principes de base de l'écoulement des fluides parfaits seront abordés avant de présenter les spécificités de l'hydrodynamique des fluides réels en général, et en particulier à celles des suspensions et du remblai cimenté en pâte.

### **2.5.1 Théorie et principes physiques de l'écoulement des fluides**

Les principales théories expliquant le déplacement de fluides portent sur les rapports de masse, d'énergie mécanique et de la quantité de mouvement. Le rapport de masse se traduit par la loi de continuité qui stipule que, pour un fluide incompressible en mouvement permanent dans une conduite, les débits entrant et sortant à travers un volume quelconque rempli de fluide doivent être égaux. La loi de la conservation de l'énergie mécanique du système exprimée par unité de poids est donnée par l'équation de Bernoulli suivante pour un fluide parfait (Bird et al., 2002) :

$$\frac{p_1}{\gamma_f} + \frac{U_1^2}{2g} + Z_1 = \frac{p_2}{\gamma_f} + \frac{U_2^2}{2g} + Z_2 \quad (2-50)$$

Par définition, un fluide parfait est un fluide dont les forces de viscosité sont négligeables (Zeytounian, 1974; Bird et al., 2002). Dans cette équation,  $p_1$  et  $p_2$  sont respectivement les pressions aux points 1 et 2,  $U_1$  et  $U_2$  sont les vitesses axiales respectivement aux points 1 et 2.  $Z_1$  et  $Z_2$  sont respectivement les cotes mesurées respectivement aux points 1 et 2 par rapport au plan de référence.  $\gamma_f$  est le poids volumique du fluide en écoulement et  $g$  ( $= 9,81 \text{ m/s}^2$ ) est la constante gravitationnelle.

En tenant compte des frottements entre le fluide et la paroi d'une part, et d'autre part de la viscosité du fluide due aux frottements des particules du fluide entre elles, l'équation de Bernoulli peut s'écrire sous la forme suivante (Bouzaiene, 1995; Cooke, 2007b) :

$$\frac{p_1}{\gamma_f} + \frac{U_1^2}{2g} + Z_1 = \frac{p_2}{\gamma_f} + \frac{U_2^2}{2g} + Z_2 + h_t \quad (2-51)$$

où  $h_t$  (m) représente la perte de charge totale, qui est en quelque sorte l'énergie nécessaire à fournir au fluide pour le déplacer.

### 2.5.2 Régimes et modèles d'écoulement des fluides

L'écoulement d'un fluide incompressible dans une conduite peut se faire suivant différents régimes d'écoulement (laminaire, transitoire, ou turbulent). Ces régimes d'écoulement sont dépendants de la viscosité dynamique et de la vitesse d'écoulement du fluide, ainsi que du diamètre de la conduite. Pour définir le type de régime d'écoulement ou le passage d'un régime à un autre, on a fait recours au nombre adimensionnel de Reynolds  $Re$ , qui est le rapport entre les forces d'inerties et les forces visqueuses. Il est donné par l'expression suivante (Bird et al., 2002) :

$$Re = \frac{D \cdot U \cdot \rho}{\eta} \quad (2-52)$$

où  $D$  (m) est le diamètre de la canalisation,  $\eta$  (Pa.s) est la viscosité dynamique du fluide,  $U$  (m/s) est la vitesse d'écoulement, et  $\rho$  la masse volumique du fluide en  $\text{kg/m}^3$ .

Le régime d'écoulement d'un fluide newtonien est dit laminaire lorsque  $Re$  est inférieur à 2300 (les forces de viscosité sont supérieures aux forces d'inertie). Lorsque ce dernier est compris entre 2300 et 3200, le régime d'écoulement est dit transitoire ou intermédiaire. Si le nombre de Reynolds  $Re$  est supérieur à 3200, le régime d'écoulement est turbulent (les forces d'inertie sont prédominantes sur les forces visqueuses) (Peixinho et al., 2008).

Plusieurs travaux ont été effectués sur le transport des suspensions en pipeline dans le but d'étudier et de comprendre la distribution des particules sur la section du pipeline. Il ressort de ces différentes études que les modèles d'écoulement des suspensions sont étroitement associés aux régimes d'écoulement. En d'autres termes, les modèles d'écoulement des suspensions dépendent de la vitesse d'écoulement et des caractéristiques de la suspension (pourcentage solide ou concentration, poids volumique ou de la densité de la suspension, etc.) (Cooke et Lazarus, 1993; Doron et Barnea, 1996; Cooke, 2001; Matoušek, 2002; Matoušek, 2005; Pullum et al., 2006). Une augmentation ou une diminution de ces facteurs pourrait entraîner un changement du régime, et par conséquent un nouveau comportement. En fonction de la vitesse d'écoulement ou du régime d'écoulement, on distingue quatre modèles d'écoulement des suspensions (Figure 2.15) basés sur la distribution transversale des particules solides au cours de l'écoulement horizontal. La Figure 2.15a décrit les différents modèles d'écoulement en fonction de la vitesse ou débit d'écoulement et de la pression, tandis que la Figure 2.15b les décrit en fonction du pourcentage solide et de la vitesse d'écoulement. Il s'agit notamment des modèles d'écoulement (Doron et Barnea, 1996; Cooke, 2001; Cooke, 2002; Pullum, 2007; Poloski et al., 2009) :

- *à lit granulaire stationnaire* : l'écoulement est asymétrique ou stratifié avec une quasi-totalité des particules reposant au fond et une partie supérieure plus fluide. Il concerne des mélanges formés des particules grossières à des concentrations solides relativement faibles et un régime d'écoulement laminaire à faible vitesse d'écoulement (Figure 2.15a);
- *à lit granulaire mobile* : il correspond à un écoulement asymétrique partiellement stratifié dans lequel une partie des particules est en suspension ou présente des mouvements d'impulsion associées à la formation des dunes dans le pipeline. Cet écoulement correspond à un régime laminaire instable pour des suspensions à concentrations solides moyennes et une large distribution granulométrique de la phase solide.

- *hétérogène* : c'est un mode d'écoulement asymétrique lié au régime d'écoulement turbulent instable au cours duquel les forces de trainée tourbillonnaire ne sont pas assez suffisantes pour mettre toutes les particules en suspension; ce qui entraîne l'apparition d'un certain gradient de concentration des particules solides.
- *pseudo-homogène ou en suspension totale* : ce mode d'écoulement peut être obtenu en régime laminaire ou en régime turbulent. La concentration élevée en particules solides, la vitesse d'écoulement élevée, la finesse des particules solides, un seuil de cisaillement suffisant et la densité relative sont les principales conditions de formation de ce mode d'écoulement (Poloski et al., 2009). En régime de turbulence stable, la vitesse d'écoulement est assez importante, et par conséquent les forces de trainée tourbillonnaire sont suffisantes pour maintenir toutes particules en suspension pour des mélanges à concentration relativement moyenne. En régime laminaire, le seuil de cisaillement de la suspension est suffisant pour maintenir les particules en suspension pour des mélanges denses à des vitesses d'écoulement relativement faibles (Poloski et al., 2009). Ce dernier correspond au « *Dense phase flow* » sur la Figure 2.15b, qui caractérise l'écoulement du remblai en pâte. Dans les conditions statiques, l'équation suivante permet de déterminer le seuil de cisaillement critique nécessaire pour devoir maintenir une particule en suspension (Cooke, 2002):

$$\tau_{oc} \geq k g d (\rho_s - \rho_m) \quad (2-53)$$

où,  $\tau_{oc}$  (Pa) est le seuil de cisaillement critique du mélange,  $k$  est un facteur de forme de la particule (égale à 0,10 pour les particules minérales),  $g$  (m/s<sup>2</sup>) est la constante gravitationnelle,  $d$  est le diamètre de la particule,  $\rho_s$  est la masse volumique de la particule, et  $\rho_m$  la masse volumique du mélange.

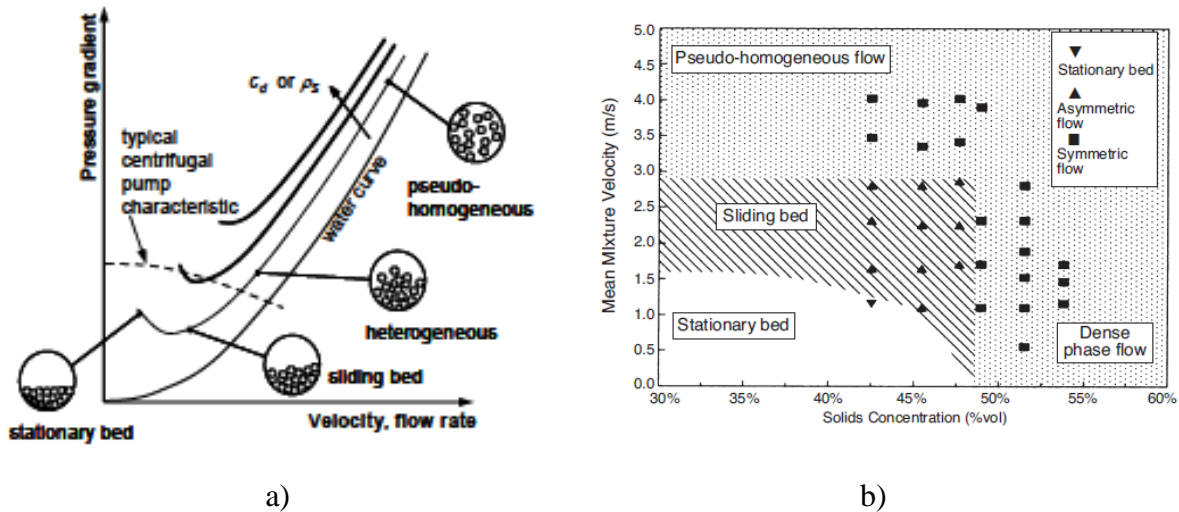


Figure 2.15 : Différents modèles d'écoulement en fonction : a) de la vitesse et gradient de pression; b) de la concentration solide et de la vitesse d'écoulement (Cooke, 2001; Pullum, 2007)

### 2.5.3 Détermination des pertes de charge de transport par des approches rhéologiques

Les données rhéologiques sont d'une grande importance lors de la conception d'un système de transport des fluides. Les paramètres rhéologiques donnent assez d'information sur la consistance et les conditions d'écoulement du fluide à transporter. Une meilleure caractérisation rhéologique du fluide est donc nécessaire afin de rendre possible le calcul des pertes de charge le long de la canalisation et de l'énergie consommée.

Les pertes de charge correspondent à la dissipation d'énergie due aux frottements internes du fluide contre la paroi de la conduite. Elles sont de deux types : pertes de charge régulières  $h_r$  (ou linéaires) et singulières  $h_s$ . Les premières correspondent aux pertes le long de la conduite, par contre les secondes sont liées aux singularités du réseau de distribution (clapet, vanne, changement de pente ou de section, coude, etc.). Les pertes de charge singulières peuvent être négligées par rapport aux pertes de charge régulières dans des situations où il n'y a pas beaucoup de singularités hydrauliques sur le système de transport. Dans le cas contraire, il serait nécessaire d'en tenir compte lors de la conception ou de l'optimisation du réseau de transport hydraulique complexe. La détermination de la perte de charge totale  $h_t$ , qui est la somme de deux types de perte de charge, est importante pour devoir calculer la charge ou l'énergie mécanique suffisante à apporter au système de pompage pour pallier aux pertes par frottement.

$$h_t = h_r + h_s \quad (2-54)$$

La perte de charge linéaire  $h_r$  (m) est calculée à l'aide de l'équation de Darcy-Weisbach (Farshad et al., 2001; Taylor et al., 2006):

$$h_r = f \frac{L U^2}{2 g D} \quad (2-55)$$

où  $L$  et  $U$  sont respectivement la longueur de la canalisation et la vitesse d'écoulement du fluide.  $D$  et  $g$  est respectivement le diamètre hydraulique et l'accélération gravitationnelle. Le paramètre  $f$  est le coefficient de frottement. Il dépend du nombre de Reynolds  $Re$ , de la rugosité  $\varepsilon$  et du diamètre  $D$  de la canalisation.

Pour un **fluide newtonien** en **écoulement laminaire**, le coefficient de frottement  $f$  est obtenu à l'aide de la relation suivante (Farshad et al., 2001; Taylor et al., 2006):

$$f = \frac{64}{Re} \quad (2-56)$$

Par ailleurs, on peut définir  $f$  qui est égal à 4 fois le facteur de friction de Fanning  $f_f$ . D'où on peut noter que :

$$f_f = \frac{16}{Re} \quad (2-57)$$

Pour des écoulements d'un **fluide newtonien** en **régime turbulent**, plusieurs approches analytiques et expérimentales ont été développées pour estimer le coefficient de frottement  $f$  par différents auteurs tel que discuté par Fang et al. (2011). Le coefficient de frottement  $f$  peut être calculé à l'aide des formules de Colebrooke-White (1939) et Churchill (1977) données respectivement par les équations (2-58) et (2-59) suivantes (Farshad et al., 2001; Fang et al., 2011) :

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[ \frac{2,51}{Re\sqrt{f}} + \frac{\varepsilon}{3,71D} \right] \quad (2-58)$$

$$f = 8 \left[ (8/Re)^{12} + A^{-\frac{3}{2}} \right]^{1/12} \quad (2-59)$$

où,

$$A = (37530/Re)^{16} - [2.457 \ln((7/Re)^{0.9} + 0.27 \varepsilon/D)]^{16} \text{ avec } 0 \leq \varepsilon/D \leq 0.05 \quad (2-60)$$

En plus de ces solutions analytiques, on utilise aussi couramment le diagramme de Moody (1947) pour les fluides newtoniens (voir Figure 2.16, pour le nombre d'Hedström  $He = 0$ ) pour les deux régimes d'écoulement. Le nombre de Hedström  $He$  caractérise l'effet couplé de l'inertie et la viscoplasticité du fluide et sert à caractériser le type d'écoulement (laminaire ou turbulent) de fluides non-newtoniens (voir les définitions dans le Tableau 2.1 et le Tableau 2.2).

La perte de charge singulière  $h_s$  est estimée à l'aide de l'expression suivante :

$$h_s = k_v \frac{U^2}{2g} \quad (2-61)$$

où  $k_v$  est une constante qui dépend du type de singularité ( $k_v = 0.9$  pour le coude de  $90^\circ$ ,  $k_v = 0.5$  pour un coude de  $45^\circ$ ,  $k_v = 4.5$  pour une valve d'un fluide newtonien).

Au vue de la complexité et de la diversité des fluides non-newtoniens, les méthodes de calcul de la perte de charge des fluides newtoniens ne sont pas applicables aux fluides non-newtoniens. Pour ce faire, des méthodes analytiques de calcul ou de prédiction de pertes de charge ont été développées pour différents chercheurs. Pour un fluide de Bingham, le coefficient de frottement de Darcy peut être calculé à l'aide de l'expression suivante (Assefa et Kaushal, 2015):

$$f = (f_{lam}^b + f_{turb}^b)^{1/b} \quad (2-62)$$

avec,

$f_{lam}$  : coefficient de friction en régime laminaire (expression dans le Tableau 2.1);

$f_{turb}$  : coefficient de friction en régime turbulent (expression dans le Tableau 2.2);

$b$  : paramètre donné par la relation suivante :

$$b = 1,7 + \frac{40000}{Re} \quad (2-63)$$

Le Tableau 2.1 et le Tableau 2.2 reprennent d'autres formules de calcul des paramètres de pertes de charge des fluides non-newtoniens en régimes laminaire et turbulent, respectivement. Ces formules sont basées sur les nombres He et Re. En outre, le diagramme de Moody pour le fluide de Bingham (Figure 2.16, pour  $He > 0$ ) peut être utilisé pour déterminer le coefficient de friction de Darcy d'un fluide de Bingham en écoulement dans un pipeline.

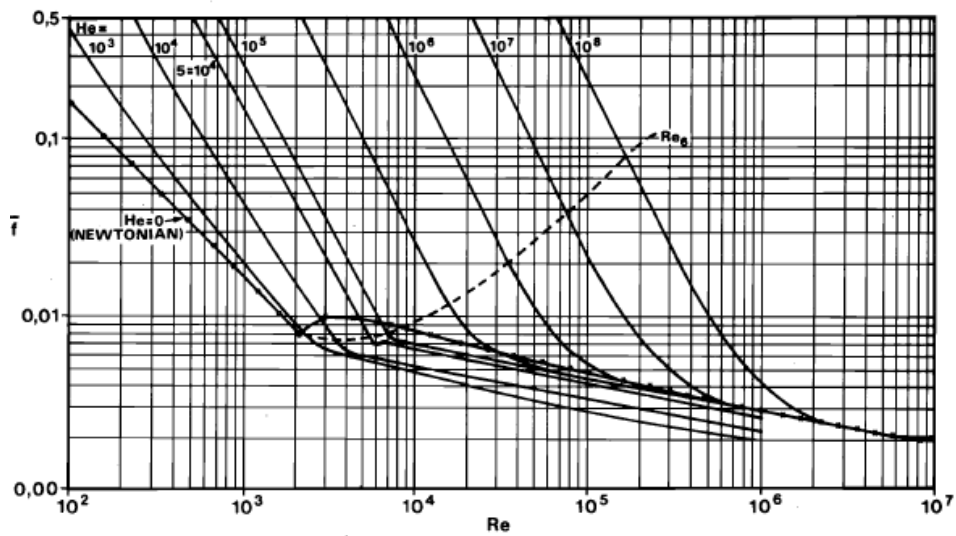


Figure 2.16 : Diagramme de Moody pour les fluides newtoniens et non-newtoniens de Bingham  
(tiré de Verkerk et Marcus, 1988)

Tableau 2.1 : Formules de calcul des paramètres d'écoulement des fluides non-newtoniens en régime laminaire

Type de fluide	Coefficient de friction	Nombre de Hedström He	Nombre de Reynolds Re
Bingham (équ. (2-30))	$f_{lam} = \frac{64}{Re} + \frac{10,67 + 0,1414(He/Re)^{1,143}}{[1 + 0,0149(He/Re)^{1,16}]Re} \left(\frac{He}{Re}\right)$ <p>(2-64) (Swamee et Aggarwal, 2011a)</p>	$He = \frac{\rho D^2 \tau_B}{\eta_B^2}$ <p>(2-65)</p>	$Re = \frac{\rho DU}{\eta_B}$ <p>(2-66)</p>
Herschel Bulkley (équ. (2-31))	$f_{lam} = \frac{64}{Re} + \frac{64}{Re} \left[ \frac{He}{[36 + (1,5/n)^{2,46}]^{0,5} Re} \right]^{0,958n/(2-n)}$ <p>(2-67) (Swamee et Aggarwal, 2011b)</p>	$He = \frac{D^2 \rho}{K} \left( \frac{\tau_0}{K} \right)^{(2-n)/n}$ <p>(2-68)</p>	$Re = \frac{8 D^n U^{2-n} \rho}{K} \left( \frac{0,5n}{1+3n} \right)^n$ <p>(2-69)</p>

Tableau 2.2 : Formules de calcul des paramètres d'écoulement des fluides non-newtoniens en régime turbulent

Type de fluide	Coefficient de friction	Nombre de Hedström He	Nombre de Reynolds Re
Bingham (équ. (2-30))	$f_{turb} = 4.10^{a_o}.Re^{-0,193}$ $(2-70)$ $a_o = -1,47[1 - 0,146 e^{(-2,9 \cdot 10^{-5} He)}]$ $(2-71)$ <p>(COMSOL, 2012)</p>	Voir équ. (2-65)	Voir équ.(2-66)
Herschel Bulkley (équ. (2-31))	$\frac{1}{\sqrt{f_{turb}}}$ $= 0,45 - \frac{2,75}{n}$ $+ \frac{1,97}{n} \ln(1 - \xi_o)$ $+ \frac{1,97}{n} \ln \left[ Re \left( \frac{1 + 3n}{4n} \right)^n f_{turb}^{1-(n/2)} \right]$ $(2-72)$ <p>avec</p> $\xi_o = \frac{16(2He)^{n/(2-n)} \left( \frac{n}{1+3n} \right)^{2n/(2-n)}}{Re^{2/(2-n)} f_{turb}}$ $(2-73)$ <p>(Garcia et Steffe, 1986)</p>	Voir équ. ((2-68)	Voir équ. ((2-69)

Pour un fluide non-newtonien, le coefficient  $k_v$  utilisé dans l'équation générale (équ. (2-61)) pour déterminer les pertes de charges singulières dépend de la singularité et du nombre de Reynolds (Turian et al., 1998; Slatter, 2006) :

$$k_v = \frac{k^*}{Re} \quad (2-74)$$

Où,  $k^*$  est un coefficient qui dépend de la singularité.

## **2.6 Transfert de chaleur dans un fluide en écoulement dans une conduite**

Dans plusieurs applications industrielles, le fluide peut être chauffé ou refroidi au cours de son transport dans la tuyauterie. Un éventail d'équipement peut être utilisé pour ce besoin. Dans la plupart des applications industrielles, on s'intéresse principalement au coefficient de transfert de chaleur au cours du processus pour évaluer l'échange de chaleur entre le fluide en écoulement dans la tuyauterie et l'environnement extérieur. Ainsi, pour des matériaux-fluides sensibles à la température tels que les matériaux cimentaires, il convient de connaître et de contrôler le profil de température, ainsi que les températures admissibles à ne pas excéder, car leur écoulement peut être mis en cause (Mahdaoui et al., 2014). C'est le cas, lorsque le remblai en pâte cimenté est transporté dans un réseau de pipelines exposé à des températures inférieures à zéro.

À cause de leur forte consistance, les fluides non-newtoniens sont fréquemment transportés sous un régime d'écoulement laminaire. En outre, les contraintes de cisaillement sont généralement importantes; ce qui fait que la chaleur générée par la dissipation visqueuse et la friction est rarement négligée, et par conséquent joue un rôle important sur le transfert de chaleur en convection forcée (Dehkordi et Memari, 2010). Cela rend complexe les équations d'équilibre des quantités de mouvement, de bilan massique et de bilan énergétique pour des fluides à propriétés rhéologiques thermo-dépendantes (variant avec la température). Pour mieux idéaliser les conditions d'écoulement de ces matériaux et obtenir les solutions appropriées, on a recours généralement aux méthodes numériques.

Dans ce qui suit, on va devoir présenter les équations classiques de base utilisées pour étudier les problèmes de transfert de chaleur d'un fluide en écoulement forcé dans une conduite cylindrique.

### **2.6.1 Mode de transfert thermique**

Le transfert de chaleur peut se faire d'une région à l'autre soit par conduction, soit par convection (naturelle ou forcée), ou soit par rayonnement (Whitaker, 1983).

La conduction est un mécanisme de transfert de chaleur qui se produit au sein d'une région à une autre d'un même corps au repos ou en mouvement, ou aussi entre deux corps en contact physique, en présence d'un gradient de température. Mathématiquement, ce mécanisme est

expliqué par la première loi de Fourier qui stipule que le flux de chaleur  $q$  est proportionnel au gradient de température :

$$q = -\lambda \nabla T \quad (2-75)$$

où,

$q$  (W/m<sup>2</sup>) : le flux de chaleur ;

$\lambda$  (W/m.K): conductivité thermique du corps ;

$T$ : température en degré Kelvin;

$\nabla$ : opérateur gradient.

La convection est le transfert de chaleur d'un point à un autre dans un fluide par son déplacement macroscopique. Cette forme de transfert de chaleur dépend de la densité du fluide. On distingue ainsi deux types de convection : naturelle et forcée. Dans le premier cas (convection naturelle), le mouvement du fluide résulte de différences de densité relative causées par les différences de température. Par contre, pour le second type, le mouvement du fluide est provoqué par un moyen mécanique (par exemple, le pompage ou la ventilation, etc.). Ce mécanisme est régi par la loi de Newton (Rozenblit et al., 2000):

$$q = h \Delta T \quad (2-76)$$

où,

$q$  (W/m<sup>2</sup>) : le flux de chaleur ;

$h$  (W/m<sup>2</sup> K): coefficient d'échange de chaleur convectif;

$\Delta T$  (°K) : différence de température caractéristique.

Le coefficient de transfert de chaleur convectif  $h$  est fonction de la nature du fluide, de sa température, de sa vitesse d'écoulement et de la géométrie de la surface de contact solide-fluide. La différence de température caractéristique peut être calculée à l'aide des relations suivantes (Gnielinski, 1993; Bird Byron et al., 2002; Lienhard et Lienhard, 2010) :

$$\Delta T_1 = (T_w - T_f) \quad (2-77)$$

$$\Delta T_m = \frac{(T_{w1} - T_{f1}) + (T_{w2} - T_{f2})}{2} \quad (2-78)$$

$$\Delta T_{ln} = \frac{(T_{w1} - T_{f1}) - (T_{w2} - T_{f2})}{\ln \frac{(T_{w1} - T_{f1})}{(T_{w2} - T_{f2})}} \quad (2-79)$$

Les indices 1 et 2 correspondent respectivement à l'entrée et à la sortie.

$T_w$  : température à la surface de la paroi ;

$T_f$ ; température du fluide ;

Ainsi donc, en fonction des différences de température caractéristiques, on définit trois coefficients de transfert de chaleur :

- $h_1$ , basé sur la différence de température  $\Delta T_1$ ;
- $h_m$ , basé sur la moyenne arithmétique de la différence de température  $\Delta T_m$ ;
- $h_{ln}$ , basé sur la moyenne logarithmique de la différence de température  $\Delta T_{ln}$ .

Ce dernier est préférable, car il est faiblement dépendant du rapport longueur/diamètre par rapport aux autres coefficients de transfert de chaleur, bien qu'il ne soit souvent pas utilisé (Bird et al., 2002).

Le rayonnement est un mode de transfert de chaleur qui se produit d'un corps à un autre, sans aucun contact entre eux, par le déplacement d'ondes dans l'espace. Ce mode de transfert ne fait pas partie de notre étude.

## 2.6.2 Transfert de chaleur dans un fluide en écoulement dans une conduite

En considérant un problème classique d'écoulement d'un fluide dans une conduite, on peut noter que cet écoulement est accompagné généralement du transfert de chaleur par conduction dans la direction radiale, par convection forcée et conduction dans la direction axiale. Ainsi donc, l'équation de l'énergie thermique de l'écoulement d'un fluide incompressible dans une conduite peut s'écrire comme suite (COMSOL, 2012) :

$$\rho A C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho A C_p U \nabla T = \nabla(A \lambda \nabla T) + \frac{1}{2} f \frac{\rho A}{D} |U|^3 + Q + Q_w \quad (2-80)$$

où,

$A \text{ (m}^2\text{)}$  : section de la conduite;

$U \text{ (m/s)}$  : vitesse du fluide en écoulement dans la conduite;

$D \text{ (m)}$  : diamètre interne de la conduite;

$T \text{ (}^\circ\text{C ou }^\circ\text{K)}$ : température de fluide;

$\rho \text{ (kg/m}^3\text{)}$  : masse volumique du fluide;

$C_p \text{ (J/kg.K)}$  : capacité thermique massique du fluide;

$\lambda \text{ (W/m.K)}$  : conductivité thermique du fluide ou de la paroi;

$f \text{ (-)}$  : coefficient de frottement de Darcy;

$Q \text{ (W/m)}$  : flux de chaleur lié à une source interne ou externe. Il peut représenter soit la chaleur liée au chauffage de la tuyauterie, soit la chaleur liée aux réactions internes du fluide selon le cas;

$Q_w \text{ (W/m)}$  : flux de chaleur lié à l'échange de chaleur à la paroi avec le milieu externe.

Le second terme dans le membre de droite représente le flux de chaleur lié à la dissipation visqueuse par cisaillement dans la tuyauterie. Ce terme contient le coefficient de frottement de Darcy  $f$ , lequel est fonction du nombre de Reynolds  $Re$  et de Hedström  $He$ . Il peut être calculé à l'aide des formules reprises dans le Tableau 2.1 (cas des fluides non-newtoniens). Dans les conditions stationnaires où la température ne varie pas avec le temps, le premier terme du premier membre de l'équation (2-80) est nul.

Le flux de chaleur lié à l'échange de chaleur à la paroi  $Q_w$ , est donné par la relation suivante (dérivée de l'équation (2-80)) :

$$Q_w = h_{loc}(x) \pi D (T_w(x) - T_f(x)) \quad (2-81)$$

avec,

$T_w(x)$  : température de la paroi à une distance  $x$  donnée;

$T_f(x)$  : température du fluide à une distance  $x$  donnée;

$h_{loc}(x)$  : coefficient de transfert de chaleur local à une distance  $x$  donnée;

$D$  (m) : diamètre interne de la conduite;

Le coefficient d'échange de chaleur  $h_{loc}$  peut varier avec la distance  $x$ . Il peut être évalué à l'aide du nombre de Nusselt  $Nu$  par la relation suivante (Bird et al., 2002; Wagner, 2010):

$$h_{loc} = \frac{Nu \lambda}{D} \quad (2-82)$$

Le nombre de Nusselt  $Nu$  traduit le rapport entre le transfert thermique convectif et le transfert thermique conductif (Incropera et al., 2007). Son augmentation traduit une contribution importante de l'écoulement sur l'échange de chaleur avec la paroi. Pour la convection forcée interne d'un fluide newtonien dans une conduite, le nombre de Nusselt  $Nu$  est constant et dépend de la section de la conduite et du type d'écoulement (laminaire ou turbulent). Pour un fluide en écoulement laminaire établi dans une section circulaire avec la température constante de la paroi, la valeur de  $Nu$  est de 3,66 (Bird et al., 2002). Pour une conduite soumise à un flux de chaleur externe  $Q$ , le nombre de Nusselt  $Nu$  est égal à 4,36 (Bird et al., 2002). Généralement, on observe de grandes valeurs de  $Nu$  (dépendamment du nombre de Reynold) à l'entrée de la conduite, puis une diminution asymptotique et une stabilisation de la valeur de  $Nu$  dans la conduite avec l'établissement hydrodynamique de l'écoulement (Blackwell, 1984; Min et al., 1997a).

Pour un fluide non-newtonien dont le comportement rhéologique suit la loi de puissance (voir l'équation (2-27)), le nombre de Nusselt  $Nu$  peut être calculé à l'aide de l'expression suivante (Chhabra et Richardson, 2008) :

$$Nu = 1,75 \Delta^{1/3} Gz^{1/3} \quad (2-83)$$

où  $Gz$  est le nombre de Graetz. Ce dernier nombre est défini par l'expression suivante (Chhabra et Richardson, 2008) :

$$Gz = \frac{\dot{m} C_p}{\lambda L} \quad (2-84)$$

où,  $\dot{m}$  (kg/s) est le débit massique,  $C_p$  (J/kg·K) est la capacité thermique massique,  $\lambda$  (W/m·K) est la conductivité thermique et  $L$  (m) est la longueur de la conduite.

$\Delta$  : est un facteur tenant compte de l'indice d'écoulement. Il est donné par la relation suivante :

$$\Delta = \frac{3n + 1}{4n} \quad (2-85)$$

où,  $n$  est le coefficient d'écoulement du fluide non-newtonien de puissance. Si  $n$  est égal à 1, l'équation (2-83) se réduit à un fluide newtonien

$$Nu = 1,75 Gz^{1/3} \quad (2-86)$$

Certains chercheurs ont étendu cette approche aux fluides de Bingham, et ont proposé de calculer ce facteur  $\Delta$  utilisé dans l'éq. (2-83) à l'aide de l'expression suivante (Chhabra et Richardson, 2008):

$$\Delta = \frac{3}{\left(3 - \frac{\tau_o}{\tau_w} - \left(\frac{\tau_o}{\tau_w}\right)^2 - \left(\frac{\tau_o}{\tau_w}\right)^3\right)} \quad (2-87)$$

où,

$\tau_o$  : est le seuil de cisaillement du fluide en écoulement

$\tau_w$  : est la contrainte de cisaillement à la paroi. Elle est donnée par l'expression suivante (Barnes et al., 1989) :

$$\tau_w = \frac{\Delta p D}{4L} \quad (2-88)$$

L'équation (2-88) est valide pour les fluides newtoniens et non-newtoniens.

Blackwell (1984) a résolu numériquement le problème de transfert de chaleur dans un fluide de Bingham s'écoulant dans une conduite à température constante de la paroi sans tenir compte de la dissipation visqueuse. Il montre que  $Nu$  dépend du rapport  $\tau_o/\tau_w$ . En effet,  $Nu$  diminue avec la décroissance du rapport  $\tau_o/\tau_w$  (Blackwell, 1984). Pour des rapports compris entre 0 et 1 (ces valeurs extrêmes correspondent respectivement à l'écoulement d'un fluide newtonien et à

l'écoulement en piston d'un fluide de Bingham),  $Nu$  varie entre 3,66 et 5,8 dans la région d'écoulement établie (Blackwell, 1984).

Certains auteurs définissent le nombre de Nusselt  $Nu$  en fonction du paramètre adimensionnel  $\Psi$  qui prend en compte les propriétés rhéologiques du fluide non-newtonien et les caractéristiques hydrodynamiques. Ce paramètre  $\Psi$  est défini par les expressions suivantes respectivement pour le fluide d'Herschel-Bulkley et le fluide de Bingham (Vradis et al., 1993; Min et al., 1997b; Min et al., 1997a; Cruz et al., 2012; Alves et al., 2015) :

$$\Psi = \left( \frac{K_{HB}}{\tau_{HB}} \right)^{1/n} \frac{U}{R} \quad (2-89)$$

$$\Psi = \left( \frac{\eta_B}{\tau_o} \right) \frac{U}{R} \quad (2-90)$$

où,

$R$  (m) : rayon de la conduite circulaire;

$U$  (m/s) : vitesse d'écoulement du fluide dans la conduite;

$\tau_{HB}$  (Pa): seuil de cisaillement de Herschel-Bulkley;

$K$  (Pa.s<sup>n</sup>): indice de consistance;

$\tau_o$  (Pa): seuil de cisaillement de Bingham;

$\eta_B$  (Pas) : viscosité de Bingham.

La Figure 2.17 montre la variation du nombre de Nusselt  $Nu$  avec le paramètre adimensionnel  $\Psi$  dans les conditions de température constante de la paroi et d'un flux de chaleur constant imposé à la paroi de la conduite. On peut observer que pour un fluide de Bingham s'écoulant dans une conduite circulaire à la température constante de la paroi, le Nusselt  $Nu$  varie entre 5,8 et 3,66 dépendamment de la valeur de  $\Psi$ . Vradis et al. (1993) ont trouvé aussi des résultats similaires en considérant le rapport  $1/\Psi$ . Dans le cas d'un flux de chaleur constant imposé à la paroi de la conduite,  $Nu$  varie entre 8 et 4,36 en fonction de la valeur de  $\Psi$  (voir courbes grises sur la Figure 2.17). La diminution (augmentation) du seuil de cisaillement entraîne une augmentation (diminution) de  $\Psi$ , et par conséquent  $Nu$  a tendance à diminuer (augmenter) (Min et al., 1997a) et à rester constant. Mais, Min et al. (1997a) note que le nombre de Nusselt  $Nu$  d'un fluide de

Bingham n'est pas affecté significativement par le seuil de cisaillement lorsque la dissipation visqueuse n'est pas pris en compte. En outre, le nombre de Nusselt  $Nu$  du fluide de Bingham s'écoulant dans une conduite circulaire est fonction du nombre de Reynolds  $Re$ , du nombre de Prandtl  $Pr$ , et de la géométrie dans la région d'entrée de la conduite (Vradis et al., 1993; Bird et al., 2002). Le nombre de Prandtl  $Pr$  est défini par (Bird et al., 2002; Lienhard et Lienhard, 2010) :

$$Pr = \frac{C_p \eta}{\lambda} \quad (2-91)$$

Ce nombre compare le potentiel du fluide à diffuser la quantité de mouvement à son potentiel de diffusion de la chaleur (Bird et al., 2002; Lienhard et Lienhard, 2010). Une valeur élevée de ce nombre indique que le profil de température est fortement influencé par le profil de vitesse. Une faible valeur du nombre de Prandtl traduit que le profil de vitesse a peu d'effet sur le profil de température (cas de matériau à grande conductivité thermique).

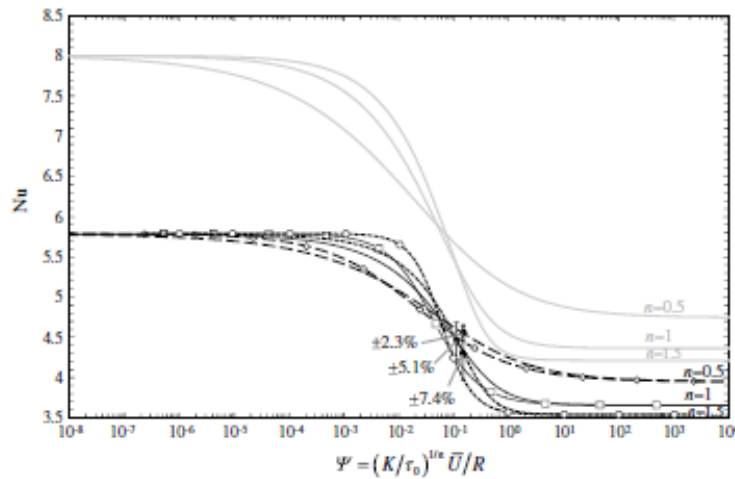


Figure 2.17 : Variation du nombre de Nusselt  $Nu$  avec le nombre adimensionnel  $\Psi$  pour les fluides de Herschel Bulkley et Bingham (tirée d'Alves et al., 2015).

Pour un écoulement convectif turbulent forcé interne d'un fluide newtonien, le nombre de Nusselt (pour  $3000 < Re < 6.10^6$  et  $0,5 < Pr < 2000$ ) peut être calculé à l'aide de la relation de Gnielinski (Incropera et al., 2007) :

$$Nu = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1 + 12,7(f/8)^{1/2}(Pr^{2/3} - 1)} \quad (2-92)$$

De même, si on considère une convection externe forcée liée à la circulation de l'air à une vitesse  $U_{air}$  et température  $T_{air}$  données autour de la conduite circulaire, le nombre de Nusselt  $Nu_{ext}$  peut être calculé à l'aide de l'expression suivante (Incropera et al., 2007; Ferrouillat et al., 2011) :

$$Nu_{ext} = 0,3 + \frac{0,62\sqrt{Re}Pr^{1/3}}{[1 + (0,4/Pr)^{2/3}]^{1/4}} [1 + (Re/282 \times 10^3)^{5/8}]^{4/5} \quad (2-93)$$

Cette équation est recommandée pour  $Re \times Pr > 0,2$ .

### 2.6.3 Effet de la dissipation visqueuse sur le transfert de chaleur

La dissipation visqueuse d'un fluide en écoulement dans une conduite est généralement quantifiée par le nombre de Génération  $Gn$  donné par la relation suivante :

$$Gn = \frac{\eta U^2}{\lambda \Delta T} \quad (2-94)$$

où

$\Delta T$  est la différence entre les températures d'entrée et de sortie du fluide dans la conduite. Ce nombre donne une indication sur l'importance de la dissipation visqueuse comparativement à la conduction. De grandes valeurs de  $Gn$  sous-entendent que la chaleur liée à la dissipation visqueuse ne peut pas être négligée en comparaison avec la chaleur liée à la conduction. Il faut noter que le produit de la viscosité et du taux de cisaillement pour des fluides à forte consistance implique forcément des valeurs de  $Gn$  supérieures à 1 (Winter, 1987; Chhabra and Richardson, 1999). Par conséquent, la dissipation visqueuse peut localement influencer la température même si ce dernier est inférieur à 1. Par contre, la dissipation visqueuse peut être négligée pour des valeurs de  $Gn$  inférieures à 0,1 (Winter, 1987).

En considérant un système adiabatique (pas d'échange de chaleur avec l'extérieur), la variation de la température du fluide peut être liée à la perte de charge  $\Delta p/L$  par le principe de conservation de l'énergie à l'aide de la relation suivante (Winter, 1987; Wagner, 2010) :

$$\Delta T = \frac{\Delta p}{\rho C_p} \quad (2-95)$$

Si  $\Delta T$  est défini comme étant la différence de températures entre la paroi de la conduite  $T_w$  et le fluide  $T_f$ , le nombre de génération est appelé le nombre de Brinkman  $Br$ . Le nombre de Brinkman  $Br$  est le rapport entre la chaleur produite par dissipation visqueuse et celle dissipée par conduction dans le fluide en écoulement (Winter, 1987; Bird et al., 2002) :

$$Br = \frac{\eta U^2}{\lambda (T_w - T_f)} \quad (2-96)$$

Une faible valeur du nombre de Brinkman  $Br$  traduit que la chaleur produite par dissipation visqueuse peut être transportée rapidement par conduction (Bird et al., 2002). Par définition, la valeur positive (ou négative) de  $Br$  représente respectivement le chauffage (ou le refroidissement) du système (Aydin, 2005). Des valeurs élevées du nombre de Brinkman  $Br$  entraînent généralement une augmentation du nombre de Nusselt (Vradis et al., 1993; Min et al., 1997a). Par ailleurs, pour des valeurs différentes de  $Br$ , on note une décroissance du nombre de Nusselt  $Nu$  dans la région d'entrée de la conduite, suivie d'une convergence de la valeur dans la région d'établissement thermique de l'écoulement dans la conduite (Min et al., 1997b). Vradis et al. (1993) notent que le nombre de Nusselt  $Nu$  dans la région thermiquement développée est dépendant du seuil de cisaillement ou du paramètre adimensionnel  $1/\Psi$  (défini par l'éq. (2-89)), et indépendant du nombre de Brinkman  $Br$ . Toutefois, la valeur de  $Nu$  obtenue en tenant compte de la dissipation visqueuse reste largement supérieure à celle obtenue sans la dissipation visqueuse (Min et al., 1997a). Min et al. (1997a) notent que le nombre de Nusselt est significativement affecté par le seuil de cisaillement du fluide de Bingham lorsque la dissipation visqueuse est considérée. Lorsque la dissipation visqueuse est importante, le nombre de Nusselt  $Nu$  a tendance à augmenter. Ceci entraîne un accroissement de l'échange de chaleur à la paroi. On peut aussi noter que pour un  $Br$  supérieur à 1, le fluide est chauffé au lieu d'être refroidi à cause de la forte dissipation de l'énergie mécanique en énergie thermique (qui se traduit par l'augmentation de la chaleur du fluide) (Vradis et al., 1993).

La variation de la température du fluide le long de la conduite peut être calculée à l'aide de l'expression suivante (Wang et Niu, 2008) :

$$T_f(x) = T_{fe} + \frac{Q_w}{\dot{m} C_p} x \quad (2-97)$$

où,  $Q_w$  (W/m) est le flux de chaleur à la paroi;  $T_{fe}$  est la température du fluide à l'entrée de la conduite.

Les équations présentées ci-dessus seront utilisés aux sections 4.5 et 4.6 présentant les modélisations numériques.

## 2.6.4 Effet de la thermo-dépendance des propriétés rhéologiques du fluide sur le transfert de chaleur

Fréquemment, l'écoulement des fluides industriels dans les conduites impliquent des situations non-isothermes. Pour des fluides non-newtoniens à propriétés rhéologiques thermo-dépendantes, la distribution de la température doit être connue afin de permettre le contrôle de l'écoulement (Soares et al., 1999).

Soares et al. (1999) notent que l'effet de la variation des propriétés rhéologiques d'un fluide d'Herschel-Bulkley sur le nombre de Nusselt  $Nu$  est important dans la région d'entrée de la conduite que dans la région thermique totalement développée (région où les couches thermiques de part et d'autre de l'axe de la conduite se rejoignent) où la déviation de  $Nu$  devient faible (Figure 2.18).

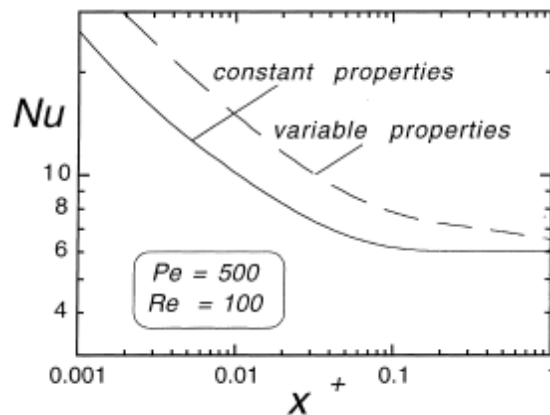


Figure 2.18 : Effet de la variation des propriétés rhéologiques d'un fluide non-newtonien sur le nombre de Nusselt (flux de chaleur constant),  $X^+$  est l'inverse du nombre de Graetz (éq. (2-84)

tirée de Soares et al. (1999)

Sur la Figure 2.18,  $X^+$  est l'inverse du nombre de Graetz. Ce phénomène peut être expliqué par le fait que le gradient de température (par conséquent le gradient radial de viscosité) devient moins intense dans la région totalement développée que dans la région thermique non développée ou d'entrée de la conduite (région où les couches thermiques se développent sans se joindre) (Soares et al., 1999).

De plus, la conduction thermique axiale est plus importante dans la région thermique non développée ou d'entrée de la conduite pour un fluide viscoplastique, et par conséquent entraîne une augmentation du nombre de Nusselt  $Nu$  (Soares et al., 2003). De surcroît, l'effet de la dissipation visqueuse décroît avec l'augmentation de la température dans la conduite pour un fluide dont la viscosité diminue avec l'augmentation de la température (Sahin, 1999; Koo et Kleinstreuer, 2004; Nouar, 2005).

## **2.7 Conception de systèmes de transport du remblai en pâte**

Dans cette section nous allons présenter les principales configurations des systèmes de transport du remblai en pâte, ainsi que les méthodes de conception des systèmes de transport du remblai en pâte.

### **2.7.1 Principales configurations du système de remblayage minier**

Le transport du remblai de la surface jusque dans les chantiers souterrains, peut être réalisé suivant trois configurations (Figure 2.19) : par gravité, par gravité et pompage, et par pompage et gravité (Thomas, 1979; Belem et Benzaazoua, 2008). L'adoption de la configuration de transport du remblai dépend de la configuration de la mine souterraine (Fehrsen et Cooke, 2006).

#### **▪ Transport du remblai par gravité**

Ce système de transport du remblai minier est basé sur la loi de la conservation de l'énergie (transformation de l'énergie potentielle ou de hauteur en énergie cinétique). Le remblai est chargé à la surface à travers un pipeline ou un trou de forage vertical, il s'écoule ensuite sur la partie horizontale du pipeline jusqu'au chantier à remblayer. Donc, l'énergie potentielle devrait être suffisante pour vaincre les pertes de charge dans la partie horizontale du pipeline. Ceci est une condition nécessaire pour utiliser ce système de transport. Dans le cas contraire, il faudrait se rediriger vers les autres options. Le système de transport par gravité ne requiert pas de pompe, ce

qui constitue son avantage en réduisant les coûts liés à l'énergie. Il faut noter que la pression  $p$  générée par gravité est donnée par la relation suivante :

$$p = \rho gH = \gamma H \quad (2-98)$$

Où  $H$  (m) est la hauteur de chute du remblai;  $g$  ( $\text{m/s}^2$ ) est la constante gravitationnelle et  $\rho$  ( $\text{kg/m}^3$ ), la masse volumique du remblai en écoulement.

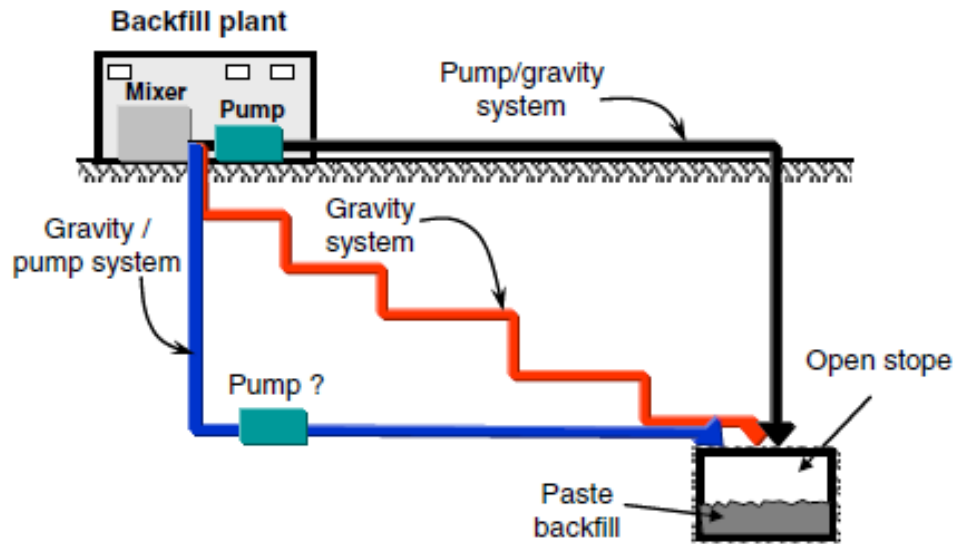
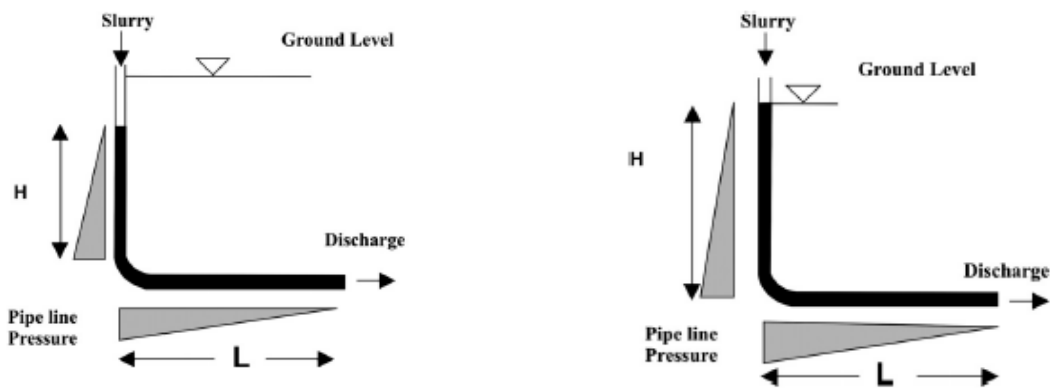


Figure 2.19 : Configurations de systèmes de remblayage hydraulique (tirée de Belem et Benzaazoua, 2008).



a) Mode d'opération en Free fall

b) Mode d'opération en Full flow

Figure 2.20 : Modes d'opération du remblai par gravité, adaptée de Cooke (2001) (Senapati et Mishra, 2012)

Lors du remblayage par gravité, deux modes d'opération sont rencontrés dans l'industrie minière : mode d'opération en «*Free fall*» et mode d'opération en «*Full flow*» (Cooke, 2001). Pour le premier (Figure 2.20a), le remblai tombe librement du puits ou de la manche verticale de la canalisation sous gravité jusqu'à atteindre l'interface air-remblai. La hauteur de l'interface est établie telle que la hauteur statique disponible puisse équilibrer les pertes de charge de la canalisation dans la section pressurisée. On observe généralement une migration vers la paroi de la conduite du remblai en pâte qui entraîne des taux élevés d'usure des pipelines. De plus, les impacts élevés de pression observés à l'interface de l'air-remblai provoquent des ruptures de pipelines (Cooke, 2001). Ces deux problèmes énumérés constituent les désavantages du mode d'opération en «*Free fall*». Pour le second (Figure 2.20b), l'écoulement du remblai dans la canalisation est continu et plein (sans aucun espace vide). Ce système a l'avantage de réduire l'usure des pipelines, car il permet de réduire les impacts de pression à l'interface de l'air-remblai (située à la surface ou au bout de la conduite verticale) et la migration du remblai vers la paroi des pipelines (Cooke, 2001).

- *Transport par pompage et gravité*

Si la configuration de la mine ne permet pas l'utilisation du transport par gravité, on a recours à la combinaison d'un système de transport par pompage et gravité. Ici le remblai est premièrement pompé sur une bonne distance horizontale avant de s'écouler par gravité dans une canalisation verticale ou légèrement inclinée jusqu'au chantier souterrain. Cette configuration de transport s'avère avantageuse si le remblai est rhéofluidifié durant son pompage dans la partie horizontale par cisaillement (Fehrsen et Cooke, 2006; Cooke, 2007a).

- *Transport gravité et pompage*

Ici, le remblai s'écoule par gravité dans le pipeline ou le puits de forage vertical jusqu'à un niveau sous terre avant d'être distribué horizontalement dans les chantiers à l'aide d'une pompe.

Le design du système de distribution du remblai peut être basé sur l'essai d'écoulement en boucle ou sur les propriétés rhéologiques. Ouellet (2015) a comparé les recettes de remblai en pâte ainsi que les résultats des tests d'écoulement de la pâte (test à petite échelle) ayant servi au design des réseaux de distribution et les données recueillies durant l'opération pour 3 mines différentes appartenant à Mines Agnico Eagle Ltd situées au Québec (mine Goldex), en Finlande (mine Kittila) et au Mexique (mine Pinos Altos). Des différences ont été observées entre la vitesse de

transport de la pâte et le pourcentage solide dans l'opération par rapport aux valeurs définies comme critères d'opération au moment du design, même si les pertes de charges étaient relativement proches. L'importance de la représentativité des échantillons utilisés dans les méthodes de design (essais rhéologiques, tests d'écoulement de la pâte et opération) a aussi été discutée.

### **2.7.2 Design basé sur l'essai d'écoulement en boucle ou «*flow loop test*»**

La détermination du comportement de l'écoulement du remblai en pâte est une exigence principale lors de la conception du système de transport hydraulique du remblai en pâte. Cela consiste à déterminer les caractéristiques hydrodynamiques du fluide (pertes de charge et pressions, vitesse d'écoulement, régime d'écoulement, énergie consommée, effet du diamètre du tuyau, évolution de la température du fluide, etc.) lors de son transport en pipeline. Ces propriétés de transport sont fonction de la recette du remblai en pâte, qui en général, est fixée par les caractéristiques de portance ou mécaniques escomptées. Par conséquent, il est important d'être capable d'optimiser les conditions d'écoulement quand un ensemble particulier des variables est donné. Vu la difficulté engendrée par la variabilité des ingrédients du remblai en pâte sur sa transportabilité en pipeline, on a souvent recours aux essais d'écoulement en boucle (*Flow Loop Test*), qui fournissent des données de base pour la conception du système de transport hydraulique du remblai en pâte malgré la non représentativité des matériaux (Clark et al., 1995; Matousek, 2002, Hallbom, 2008; Ouattara, 2011). L'essai de pompage en boucle consiste à pomper le remblai ou la suspension à l'aide d'une pompe dans un système de tuyau instrumenté en circuit fermé, et de suivre l'évolution de la pression le long de la tuyauterie (gradient de pression) et/ou de la température (gradient de température) en fonction soit du débit de pompage, soit du diamètre de la tuyauterie, ou soit du pourcentage solide de la suspension  $C_w$  (Clark et al., 1995; Rozenblit et al., 2000; Kaplan, 2001; Farias et al., 2009).

### **2.7.3 Design du système de transport par des approches rhéologiques**

La conception rationnelle d'un système de distribution du remblai en pâte est une étape très minutieuse qui nécessite une connaissance de nombreux paramètres. À cause de l'imprécision des résultats liée à la non-représentativité des matériaux, de la dégradation subie des matériaux lors de l'essai en boucle et du coût, l'étude préliminaire du système de transport du remblai minier

peut être basée sur leurs propriétés rhéologiques (Clark et al., 1995; Hallbom, 2008; Ouattara, 2011). Vu les différences importantes des matériaux dans l'industrie minière, Cooke (2001) et Hallbom (2008) ont proposé séparément des approches presque identiques de conception des systèmes de distribution du remblai en pâte basées sur les propriétés rhéologiques. Ces approches rhéologiques nécessitent au départ une acquisition des données rhéologiques du matériau pour pouvoir déterminer les paramètres de transport (vitesse d'écoulement, pertes de charge, énergie consommée, etc.) et évaluer le système de transport avec une précision relativement bonne. Ainsi donc, la prédiction du comportement de l'écoulement de la suspension à l'échelle industrielle peut être réalisée à l'aide des propriétés d'écoulement obtenues au laboratoire (Ouattara, 2011). Les équations (2-55) et (2-61) présentées à la section 2.5.3 peuvent être utilisées à cette fin.

### **Approche de Cooke (2001)**

Cooke (2001) propose une procédure itérative dans la conception d'un système de remblayage hydraulique, schématisée par la Figure 2.21. Cette procédure présente les différentes étapes successives à analyser et valider chacune successivement au cours de la conception d'un système de distribution du remblai en pâte.

La première étape de cette démarche consiste à définir les exigences du système, les contraintes liées à la production (taux de remblayage ou débit d'écoulement), les caractéristiques du site minier (topographie, distance de remblayage, température, pression, etc.) et les propriétés de base des résidus (dureté des particules, rhéologie, chimie). Ensuite, vient la modélisation physique de l'écoulement du remblai qui peut être basée, soit sur les données historiques expérimentales, soit sur des essais de caractérisation rhéologique (affaissement, rhéométrie) ou des essais d'écoulement en boucle pouvant prédire les pertes de charge et l'usure des pipelines. En partant des données recueillies aux étapes précédentes (la définition des exigences et la modélisation physique de l'écoulement), on peut ainsi établir un système de distribution du remblai en fonction de la configuration des galeries de la mine, avant de procéder au choix des dimensions de pipelines et trous de forage. Le choix des dimensions de pipelines se fait par itération en recherchant la maximisation de la robustesse ou de la fiabilité du système et de la pompe.

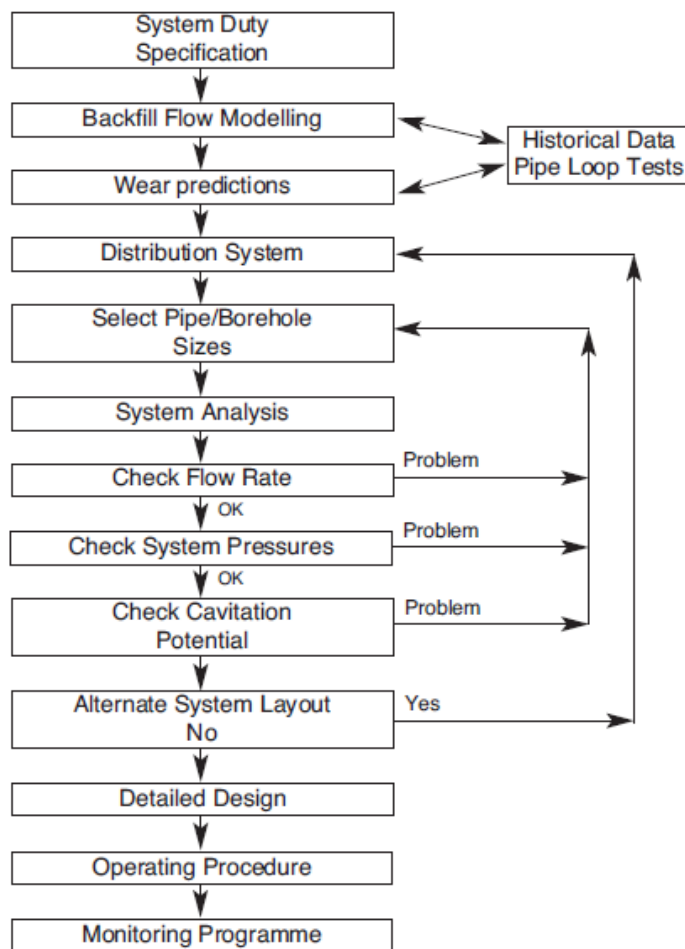


Figure 2.21 : Procédure de conception du système de remblayage hydraulique (Cooke, 2001)

En partant d'une dimension initiale de pipeline, d'une vitesse limite minimale (conditions de stabilité d'écoulement) de 1 m/s (remblai en pâte) ou 2 m/s (remblai hydraulique), et d'une vitesse limite max de 4 m/s (considérations d'usure), on effectue une analyse du système pour vérifier le débit d'écoulement, le gradient de pression et le potentiel de cavitation. Au cas où certaines exigences ne sont pas rencontrées lors de l'analyse du système, on opère des changements nécessaires (choix d'une nouvelle dimension de pipeline ou trous de forage, établissement d'un nouveau système de distribution). Si les calculs sont satisfaisants, on passe à la conception détaillée ou approfondie du système de transport. Enfin, un système de contrôle de qualité est souvent mis en place pour assurer la viabilité du système et des opérations (Cooke, 2001).

Dans la pratique minière, on procède souvent à l'essai d'affaissement pour le contrôle de la qualité. Mais, il faudra souligner que cet essai empirique (essai statique) ne donne d'indication que sur un seul paramètre (seuil de cisaillement) des trois paramètres caractérisant le fluide non-newtonien (seuil de cisaillement, viscosité dynamique, et l'indice d'écoulement) (Cooke, 2001).

### **Approche de Halbom (2008)**

L'approche de conception du système de transport hydraulique de Halbom (2008) est basée sur la détermination des paramètres hydrodynamiques de l'écoulement (gradient de pression, vitesse d'écoulement turbulent, etc.) en fonction des propriétés géotechniques de la suspension (masse volumique de la suspension, pourcentage solide) et rhéologiques obtenues préalablement au laboratoire avec un rhéomètre standard, ainsi que des diamètres du tuyau. En utilisant un tableur, une relation peut être établie entre le gradient de pression et les courbes d'écoulement pour différents diamètres de la tuyauterie et pourcentages solides  $C_w$  (Hallbom, 2008; Ouattara, 2011). Ainsi donc, on peut déterminer le diamètre optimal de pipeline, le pourcentage solide optimal, et par conséquent, le type et la capacité de la pompe requise.

## **2.8 Récapitulatif**

La revue de littérature réalisée indique, comme escompté, que la température a une influence importante sur les propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires de rapport eau/ciment E/C compris entre 0,35 et 0,52. Le seuil de cisaillement et la viscosité plastique de ces derniers augmentent avec l'accroissement de la température et la fluidité de ces matériaux est réduite avec l'accroissement de la température (Petit et al., 2005; Petit et al., 2006; Nonino et al., 2006; Al-Martini and Nehdi, 2010; Wu et al., 2013; John et Gettu, 2014). L'effet des sels sur les propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires et des suspensions dépend des propriétés chimiques et minéralogiques du mélange. Les propriétés rhéologiques de ces mélanges peuvent diminuer ou augmenter dépendamment de l'effet des ions salins sur l'interaction entre les particules solides des mélanges. La transposition de ce domaine d'étude dans la technologie du remblai cimenté en pâte demeure un défi actuel de la recherche, vu sa complexité et sa particularité. La connaissance des propriétés thermiques et rhéologiques de ce dernier ainsi que leur thermo-dépendance est primordiale pour l'analyse du transfert de chaleur lors de l'écoulement du RCP dans le pipeline et

pour une meilleure prédiction de la température de déposition du RCP (qui est l'objectif principal de cette étude).

De plus, la dissipation visqueuse est un élément important à considérer dans l'analyse du transfert de chaleur dans un fluide non-newtonien à forte consistance tel que le RCP. Une bonne analyse du transfert de chaleur passera par l'évaluation des nombres de Nusselt associé aux échanges internes  $Nu_{int}$  et associé aux échanges externes  $Nu_{ext}$ . Ces paramètres  $Nu_{int}$  et  $Nu_{ext}$  peuvent être évalués respectivement à l'aide de la Figure 2.17 ou de l'équation (2-83) et de l'équation (2-93). Cela permettrait d'évaluer le coefficient de transfert de chaleur ainsi que le flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  à l'aide de l'équation (2-81). Ainsi, la température du RCP à un point donnée de la conduite peut être déterminée en résolvant l'équation (2-80) ou d'une manière simpliste à l'aide de l'équation classique (2-97).

L'autre aspect important du design du système de transport du RCP est l'évaluation des pertes de charges. Le RCP étant un fluide non-newtonien, ses propriétés rhéologiques serviront à déterminer les paramètres hydrodynamiques tels que le nombre de Reynolds  $Re$  et le nombre de Hedström  $He$ , ainsi que le coefficient de frottement  $f$  à l'aide des relations reprises dans le Tableau 2.1 et le Tableau 2.2 à la section 2.5.3. Ceci permettra d'évaluer les pertes de charge  $\Delta p/L$  en fonction des diamètres  $D$  et des vitesses d'écoulement  $U$  du RCP dans la conduite. De ce fait, la caractérisation rhéologique du RCP et les essais d'écoulement en boucle sont des outils importants dans les études préliminaires de conception des systèmes de transport du RCP.

Mentionnons aussi que les essais d'affaissement au cône d'Abrams ou au cylindre restent très utilisés dans l'industrie minière pour le contrôle de qualité du RCP, bien qu'ils ne renseignent que sur une seule propriété rhéologique, le seuil de cisaillement (Cooke, 2001). L'influence de la température et de la salinité sur ce paramètre sera aussi évaluée.

## **CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE GÉNÉRALE ET PROGRAMME EXPÉRIMENTAL**

### **3.1 Méthodologie générale de l'étude**

L'objectif principal de cette étude est de prédire la température de déposition du RCP dans les chantiers miniers souterrains, avec une prise en compte de la chaleur générée par dissipation visqueuse, de l'échange de chaleur avec le milieu externe et de la thermodépendance des propriétés rhéologiques du RCP. Pour atteindre cet objectif, la méthodologie générale adoptée dans le cadre de notre recherche est résumée sur la Figure 3.1 qui met en évidence les grandes étapes de notre démarche.

La première étape est constituée de l'homogénéisation et de la caractérisation de base des matériaux (résidus miniers Goldex et Meliadine). Pour ce qui est de la caractérisation de base, elle a pour objectif de déterminer les caractéristiques physiques, chimiques et minéralogiques des matériaux telles que la distribution granulométrique, la teneur en eau initiale, le poids spécifique des grains solides, les phases minérales, etc.

La seconde étape est celle de l'élaboration de différentes recettes de résidu en pâte (RP) sans liant et de remblai cimenté en pâte (RCP). Cette étape s'est déroulée en deux phases. La première phase vise à ressortir les pourcentages solides des recettes ayant des slumps au cône standard de 17,8 cm (soit 7 pouces) à la température de 20°C avec l'eau de robinet. La seconde phase consiste à réaliser des mélanges de RP et RCP avec l'eau de robinet et l'eau saline à des pourcentages solides établis lors de la précédente phase, qui dans la suite font l'objet des caractérisations rhéologiques et thermiques. Les matériaux sont préalablement conditionnés dans la chambre froide et dans l'étuve, respectivement pour des températures inférieures et supérieures à 20°C avant d'être mélangés.

Les caractérisations rhéologiques et thermiques constituent la troisième étape de notre recherche. La caractérisation rhéologique vise premièrement à étudier l'effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques de différents mélanges de RP et RCP issus de la phase 2, afin d'analyser la thermo-dépendance de ces dernières. Il s'agit notamment d'analyser les propriétés rhéologiques des mélanges de RP et RCP à différentes températures à l'aide du rhéomètre AR 2000 (TA Instruments).

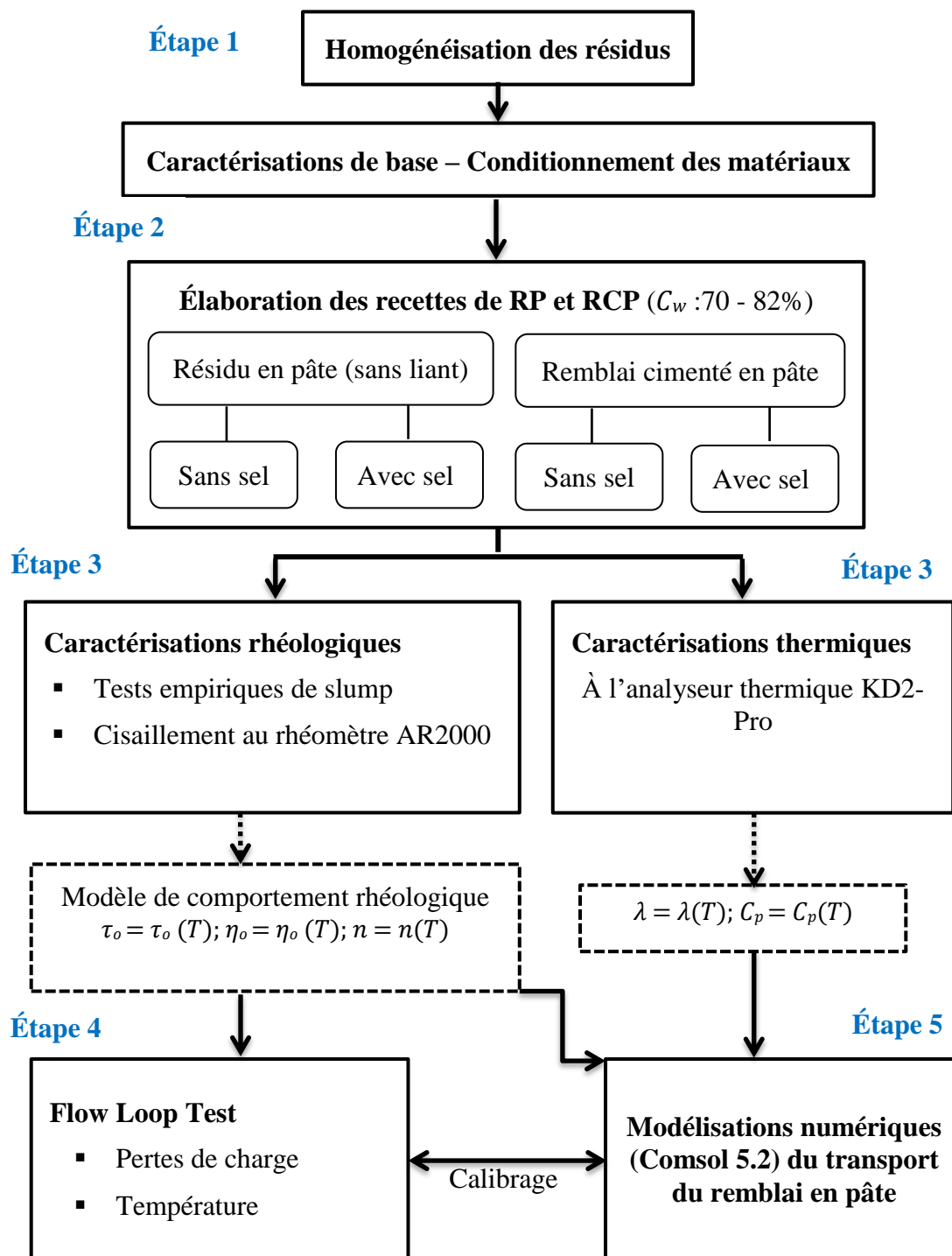


Figure 3.1 : Schéma descriptif de la méthodologie générale

Deuxièmement, l'effet de la salinité sur la rhéologie du RP et RCP est étudié sur un seul mélange de 17,8 cm d'affaissement au cône standard d'Abrams préparé avec l'eau de robinet et de l'eau saline. Quant à la caractérisation thermique, elle a pour objectif de mesurer les propriétés thermiques (conductivité et capacité thermiques) de RP et RCP frais à l'aide de l'analyseur thermique KD-2 Pro en utilisant des sondes thermiques. Ainsi, l'effet de la température et du liant sur ces propriétés thermiques sont étudiés. Les données obtenues ont permis de développer des équations semi-empiriques établissant la thermo-dépendance des propriétés rhéologiques du remblai cimenté en pâte frais pour un pourcentage solide donné. Ces équations sont utilisées plus loin pour les modélisations numériques.

La quatrième étape a consisté en la réalisation des tests d'écoulement en boucle. Il s'agit ici de réaliser des essais de pompage de l'eau, du résidu en pâte, et du remblai cimenté en pâte dans un circuit fermé équipé d'un débitmètre, des sondes de température et des capteurs de pression le long du circuit. Ainsi donc, les pertes de charge et la distribution de la température (du fluide et de la paroi) le long des pipelines sont déterminées.

La cinquième étape a été consacrée aux modélisations numériques du transport du remblai cimenté en pâte en pipeline à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics® 5.2. Les données obtenues lors des tests d'écoulement en boucle (étape 4) sont utilisées pour valider le modèle numérique permettant de simuler l'écoulement des fluides non-newtoniens, en particulier du RCP en tenant compte de la chaleur générée par le frottement interne et la dissipation visqueuse et de l'échange de chaleur avec le milieu externe (détails donnés au chap. 2). Une fois le modèle numérique validé, le comportement de l'écoulement en pipeline du remblai cimenté en pâte à grande échelle dans les conditions nordiques, ainsi que la température de déposition sont prédits, en tenant compte des relations semi-empiriques développées à l'étape 3.

## **3.2 Préparation et caractérisation des matériaux**

Les matériaux de base ayant fait l'objet d'étude sont notamment les résidus de la mine Goldex et du projet Meliadine de la compagnie minière Agnico-Eagle Mines Ltd. Le résidu Meliadine a été obtenu par broyage des carottes de sondage de la minéralisation. Par ailleurs, le résidu minier Goldex provenant de l'usine de traitement, a été livré dans les barils de 200 litres. Une décantation a été faite pour pouvoir éliminer une bonne quantité d'eau. Ce matériau a été ensuite

homogénéisé manuellement à l'aide des pelles, avant d'être stocké dans des chaudières en plastique de 20 litres. L'homogénéisation du résidu sec de Meliadine a été réalisée à l'aide d'un baril à homogénéiser constitué des travers en bois. Ce baril a été spécialement fabriqué au laboratoire URSTM pour l'homogénéisation des matériaux secs. Cette opération a consisté à rouler le baril contenant environ 90 kg de résidus à homogénéiser sur une distance d'environ 250 mètres. Un échantillonnage par quartage a été réalisé pour prélever des échantillons représentatifs de chaque résidu à caractériser. Les résidus Goldex et Meliadine ont fait l'objet de caractérisations physico-minéralogiques visant à déterminer les paramètres affectant le comportement rhéologique du remblai cimenté en pâte tels que la distribution granulométrique, la densité spécifique des grains solides et les phases minérales

### **3.2.1 Caractérisations physiques**

Les caractérisations physiques sont constituées de la détermination de la distribution granulométrique, de la densité relative des grains solides  $D_R$  et de la teneur en eau massique initiale  $w_o$  % des résidus. Les valeurs de la teneur en eau initiale  $w_o$  et de la densité relative  $D_R$  des grains solides sont des données indispensables pour le calcul des proportions d'ingrédients d'un mélange de RP ou de RCP. Leur connaissance permet de déterminer les besoins en masses de liant, d'eau et de résidu pour un volume donné d'une recette de remblai en pâte. Comme mentionné à la section 2.2.1, la distribution granulométrique a une bonne influence sur le comportement rhéologique des matériaux. D'où l'intérêt d'analyser la granulométrie des résidus en vue de mieux appréhender le comportement rhéologique du remblai en pâte.

#### **3.2.1.1 Distribution granulométrique**

L'analyse granulométrique du résidu a été réalisée avec le granulomètre au laser Mastersize 2000 Malvern (Malvern Instruments, 2007) (voir la Figure 3.2). La granulométrie par diffusion laser est une technique indirecte de mesure couramment utilisée pour déterminer la distribution granulométrique des matériaux granulaires pulvérulents dont les tailles de particules sont comprises entre  $0,05\mu\text{m}$  et  $900\mu\text{m}$ . La distribution granulométrique est déduite de l'interaction entre un ensemble de particules et le faisceau laser incident par l'analyse de l'image de diffraction du faisceau. Les particules en suspension dans un fluide (eau en général) diffusent la lumière à un angle qui est inversement proportionnelle à leur taille. La mesure de l'image est faite

à l'aide de détecteurs photosensibles (Malvern Instruments, 2007). Deux modèles mathématiques sont souvent utilisés dans le calcul de l'image de diffusion de la lumière ou du faisceau laser. Il s'agit du modèle de Mie (1908) et celui de Fraunhofer (1817).



Figure 3.2 : Granulomètre à diffraction laser Mastersize 2000 utilisé

Le modèle de Mie (modèle complet) prend en compte l'ensemble des phénomènes liés à la diffusion de la lumière dans les particules (diffraction, réfraction, réflexion). Par contre, le modèle de Fraunhofer est un modèle simpliste qui considère les particules comme des disques plats et opaques (seule la diffraction est prise en compte dans ce cas). Le choix du modèle de calcul dépend de la distribution granulométrique et de la nature du matériau diffusant. Le modèle de Fraunhofer présente des limites de validité pour des particules de diamètre inférieur à  $6\mu\text{m}$ . Dès lors que la taille des particules approche la longueur d'onde incidente, le modèle de Mie reste bien indiqué (Cyr, 1999; Michel et Courard, 2006; Ryżak et Bieganowski, 2011).

L'échantillon sec du matériau (résidus Goldex et Meliadine, dans notre cas) préalablement homogénéisé est mis en suspension dans l'eau, et dispersé au moyen des sondes ultrasoniques afin d'éliminer les agglomérats de particules. La suspension est circulée entre les lentilles traversées par le faisceau laser à l'aide d'un système de mise en circulation de la suspension muni d'une mini-pompe.

Ainsi donc, la Figure 3.3 ci-dessous, présente les courbes granulométriques volumiques des résidus Goldex et Meliadine :

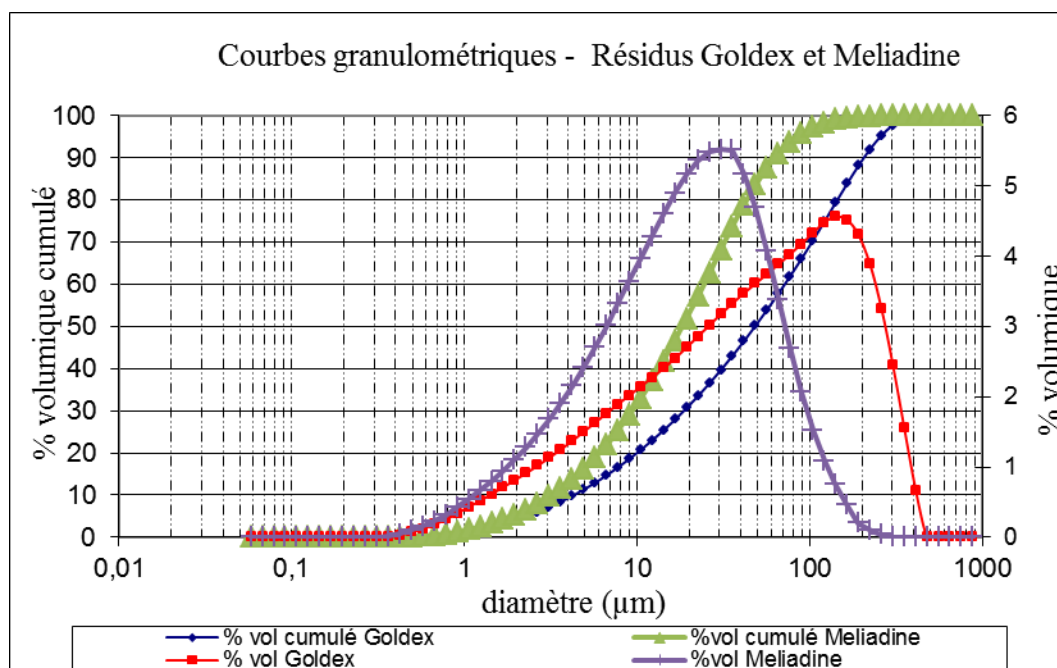


Figure 3.3 : Courbes granulométriques des résidus Goldex et Meliadine

En comparant les deux courbes sur la Figure 3.3, on peut observer que le résidu Meliadine est plus fin que le résidu Goldex. Comme l'indique le Tableau 3.1 (qui reprend les valeurs des paramètres caractéristiques de la distribution granulométrique de ces deux résidus), le pourcentage passants au tamis de 80μm est de 64% et 94%, respectivement pour les résidus Goldex et Meliadine. Le résidu Meliadine contient environ 53% de particules de diamètre inférieur à 20μm, tandis que le résidu Goldex n'en détient que 31%. Quant au coefficient d'uniformité  $C_U$ , il est de 16,6 pour le résidu Goldex et de 7,7 pour le résidu Meliadine. Par ailleurs, les valeurs de coefficients de courbure  $C_c$  de ces deux résidus sont presque identiques (1,1 pour le résidu Goldex et 1,2 pour le résidu Meliadine). Les deux résidus ont des granulométries semi-étalées. Le résidu Goldex se situe dans le fuseau granulométrique des résidus miniers du Québec ( $C_U$  compris entre 10 et 30, pourcentage des passants au tamis de 80μm compris entre 60% et 100%), alors que le résidu Meliadine se situe dans le fuseau granulométrique des résidus miniers canadiens ( $C_U$  compris entre 8 et 18, pourcentage des passants au tamis de 80μm compris entre 70% et 97%) (Bussière, 2007).

Suivant la classification ASTM Designation D-2487, les résidus Goldex et Meliadine est un silt (ML). Suivant la classification Golder Paste Technology (Landriault et al., 1997), le résidu

Goldex donnerait un remblai grossier, par contre le résidu Meliadine donnerait un remblai moyen (voir section 2.2.1).

Tableau 3.1 : Paramètres caractéristiques de la distribution granulométrique des résidus Goldex et Meliadine

Paramètres	Unités	Valeurs	
		Goldex	Meliadine
$C_U = D_{60}/D_{10}$	(-)	16,6	7,7
$C_C = D_{30}^2/(D_{60} D_{10})$	(-)	1,1	1,2
$U = D_{90}-D_{10}/D_{50}$	(-)	4,2	3,2
$D_{10}$	μm	4,3	3,1
$D_{20}$	μm	10	6,0
$D_{30}$	μm	18,6	9,4
$D_{40}$	μm	30,9	13,4
$D_{50}$	μm	48	18,3
$D_{60}$	μm	71,5	24,4
$D_{70}$	μm	102,5	32,1
$D_{80}$	μm	143,9	43,0
$D_{90}$	μm	205,6	62,6
$P_{2\mu m}$	%	4,1	5,4
$P_{20\mu m}$	%	31	53
$P_{80\mu m}$	%	64	94

### 3.2.1.2 Teneur en eau massique initiale des résidus

Cet essai a été réalisé suivant la norme ASTM D 2216. L'échantillon du résidu humide de masse  $M_h$  d'environ 100 g, a été placé à l'étuve à 60°C jusqu'à son séchage total, vu la variabilité (changement de la minéralogie au cours de l'exploitation) et la sensibilité globale des résidus à la chaleur (perte en poids et transformation des phases minérales). Le suivi de la masse est effectué à l'aide des pesées après chaque 8h jusqu'à obtenir une masse sèche constante. La masse sèche  $M_s$  ou  $M_d$  permet de calculer la teneur en eau suivant l'équation (2-4). Ainsi donc, le pourcentage solide peut aussi être déduit à l'aide de l'équation (2-10). Les résultats indiquent que les valeurs de la teneur de la teneur en eau massique initiale  $w_o$  et du pourcentage solide massique initial  $C_{wo}$  du résidu Goldex sont respectivement de 20,8 % et 82,8 %. Rappelons que le résidu Meliadine est sec ( $w_o = 0\%$ ).

### 3.2.1.3 Densité relative des grains solides des résidus

La densité relative des grains solides  $D_R$  a été déterminée à l'aide du pycnomètre à hélium AccuPyc 1330 de Micromeritics (voir la Figure 3.4).



Figure 3.4 : Pycnomètre à hélium AccuPyc 1330 de Micromeritics

Cet appareil détermine la masse volumique d'un matériau solide par la mesure du volume de gaz (hélium) déplacé. Le dispositif expérimental comprend une cellule d'analyse de forme cylindrique contenant un cylindre porte-échantillon  $V_c$  et une cellule d'expansion de volume  $V_{exp}$  à une pression atmosphérique  $P_a$ . Le principe de mesure consiste à soumettre un échantillon sec de masse connue  $m$  sous une pression contrôlée  $P_1$  d'un volume de gaz connu  $V_1$  diffusant à travers les vides de l'échantillon. Connaissant le volume du cylindre porte-échantillon  $V_c$  et le volume de gaz  $V_1$ , le volume de l'échantillon peut être calculé par l'expression :

$$V_e = V_c - V_1 \quad (3-1)$$

Le volume de gaz purgé dans l'échantillon est recueilli dans la cellule d'expansion à une pression  $P_{exp}$  correspondant à un volume  $V_{exp}$ . Par la loi de Mariotte sur les gaz parfaits, le volume  $V_1$  peut être déterminé à l'aide de l'expression suivante :

$$(P_1 - P_a)V_1 = (P_{exp} - P_a) V_{exp} \quad (3-2)$$

Ainsi, le volume de l'échantillon peut être déduit :

$$V_e = V_c - \frac{V_{exp}}{\frac{(P_1 - P_a)}{(P_{exp} - P_a)}} \quad (3-3)$$

Le rapport de la masse de l'échantillon  $m$  préalablement connue, et du volume de l'échantillon  $V_e$  donne la masse volumique ou densité spécifique des grains solides  $\rho_s$  :

$$\rho_s = \frac{m}{V_e} \quad (3-4)$$

La densité relative des grains solides  $D_R$  peut ainsi être déterminée en utilisant l'équation (2-3). Le pycnomètre a été préalablement calibré à l'aide de billes d'acier dont la masse volumique et le volume sont connus. Après calibrage, on procède la pesée de la masse du porte-échantillon à vide, ensuite à celle du porte-échantillon rempli de l'échantillon au deux tiers à l'aide d'une balance de précision (quatre chiffres après la virgule). L'échantillon est d'abord rempli dans le cylindre porte-échantillon, ensuite le cylindre contenant l'échantillon est placé dans le pycnomètre avant sa mise en marche.

À l'issue des essais effectués sur les échantillons de nos deux résidus miniers, les valeurs de densités relatives  $D_R$  des grains solides de Goldex et Meliadine sont respectivement de 2,74 et 2,93. Le résidu Goldex provient probablement d'une veine de quartz, du fait que son  $D_R$  est compris entre 2,6 et 2,9 (Bussière, 2007). Pour sa part, le résidu Meliadine est probablement un résidu issu d'une roche à minéraux de densité relativement. Ces résultats seront confirmés plus loin par la caractérisation minéralogique.

### 3.2.2 Caractérisation minéralogique

L'identification des phases minérales contenues dans les résidus miniers est importante, car la rhéologie du remblai en pâte en dépend (Ndlovu et al., 2011). La caractérisation minéralogique des résidus Goldex et Meliadine est obtenue par la méthode de diffraction aux rayons X ( $DRX$ ) du diffractomètre Bruker A.X.S Advance D8 de l'UQAT. Cette méthode consiste à bombarder l'échantillon du résidu (pulvérisé) avec les rayons X et à enregistrer les rayons diffractés en fonction de l'angle de déviation du faisceau. Les rayons X diffractés forment le diffractogramme qui permet de déterminer les phases minérales de l'échantillon. Les phases minérales obtenues lors de cette caractérisation sont reprises dans le Tableau 3.2. L'albite (53,5 %), le quartz (23,6 %), la chlorite (11,2 %) et la calcite (8,1 %) constituent les phases minérales majeures du résidu minier Goldex. L'actinolite (2,1 %) et le gypse (1 %) et la muscovite (0,4 %) constituent les phases mineures de ce résidu (Goldex). En revanche, le Quartz (40,3 %), l'Albite (19,5 %), la

Muscovite (14,6 %), l'Ankérite (8,8 %) et la Chlorite (8,1 %) constituent les phases minérales majeures du résidu minier Meliadine. La Magnétite (4,6 %), la Calcite (2,4 %), la Microline (1,3 %) et la Pyrite (0,4%) en constituent les phases mineures. La présence de la Magnétite (densité relative de 5,2 (Waples and Waples, 2004)) dans le résidu Meliadine explique bien sa densité relative, qui est de 2,93.

Tableau 3.2 : Phases minérales des résidus miniers Goldex et Meliadine

Phase minérale	Formule chimique	Proportion massique (%)	
		Goldex	Meliadine
<b>Albite</b>	$NaAlSi_3O_8$	53,5	19,5
<b>Quartz</b>	$SiO_2$	23,6	40,3
<b>Chlorite</b>	$(Mg, Al)_6(Si, Al)_4O_{10}(OH)_8$	11,2	8,1
<b>Calcite</b>	$CaCO_3$	8,1	2,4
<b>Actinolite</b>	$Ca_2(Mg, Fe^{2+})_5Si_8O_{22}(OH)_2$	2,1	0
<b>Gypse</b>	$CaSO_4 \cdot 2H_2O$	1	0
<b>Muscovite</b>	$K(Al_3Si_3O_{10})(OH)_2$	0,4	14,6
<b>Pyrite</b>	$FeS_2$	0	0,4
<b>Ankérite</b>	$Ca(Fe, Mg, Mn)(CO_3)_2$	0	8,8
<b>Microline</b>	$KAlSi_3O_8$	0	1,3
<b>Magnétite</b>	$Fe_3O_4$	0	4,6
<b>Total</b>		100	100

### 3.3 Élaboration des recettes

L'élaboration des recettes s'est faite en deux grandes phases. La première phase est une démarche aléatoire ou par tâtonnement fixant au départ un pourcentage solide. Elle a été réalisée en vue de déterminer une relation entre le pourcentage solide  $C_w$  et l'affaissement (slump)  $S$  pour une température donnée. Cette relation a permis de ressortir une gamme de recettes ayant des affaissements compris entre 15,2 cm (6 pouces) et 25,4 cm (10 pouces), afin de devoir passer à la seconde étape, qui est celle de préparer les recettes de 17,8 cm de slump pour la suite de la caractérisation thermo-rhéologique par cisaillement au rhéomètre AR 2000.

Pour ce faire, les matériaux ont été conditionnés à différentes températures avant de pouvoir réaliser les essais d'affaissement. Pour des températures inférieures à 20°C, les matériaux ont été conditionnés dans une chambre froide avec un contrôle de la température; pour celles supérieures

à 20°C, le conditionnement des matériaux s'est fait dans l'étuve avec un contrôle permanent de la température durant 24h.

Le malaxage de différentes recettes destinées aux essais d'affaissement, (environ une masse de 20 kg) a été fait à l'aide d'un malaxeur (Figure 3.5) durant 7 minutes. Les recettes utilisées dans notre première étape ont été préparées à base des résidus Goldex et Meliadine dont les caractéristiques sont présentées dans la section 3.2.



Figure 3.5 : Malaxeur Hobart utilisé dans la préparation de recettes du remblai en pâte (Laboratoire URSTM).

Le Tableau A.1 de l'annexe A présente les recettes (pourcentage solide, teneur en liant, température du matériau et poids spécifique) élaborées avec le résidu Goldex pour les essais d'affaissement au cône d'Abrams. Les mélanges sont constitués de deux types de mélanges à différents pourcentages solides : le résidu en pâte et le remblai cimenté en pâte. Le liant utilisé est le ciment Portland type 1 ou GU («*General Use*») à des dosages de 3 et 5%. Ensuite les mêmes types de mélanges (résidu en pâte et le remblai cimenté en pâte) ont été réalisés avec le résidu Meliadine à 20°C (voir le Tableau A.2 de l'Annexe A). En revanche, deux types de ciment ont été utilisés pour le remblai cimenté en pâte à des dosages de 3 % et 5 % pour le résidu Meliadine. Il s'agit notamment du ciment GU et du ciment HE («*High Early Strength*»). Ces deux types de ciment ont les mêmes caractéristiques minéralogiques, mais différent par leur finesse ou leur

degré de mouture, et par conséquent par leur surface spécifique. Le ciment HE étant plus fin, il présente une surface spécifique de  $613 \text{ m}^2/\text{kg}$  (Bentz, 2010), qui est supérieure à celle du ciment GU (qui est de  $360 \text{ m}^2/\text{kg}$ ) (Chindaprasirt et al., 2005).

Dans la seconde phase, les mélanges ont été élaborés pour la campagne de caractérisation thermo-rhéologique sur base des résultats de la première phase. Ainsi donc, les mélanges (environ 0,4 kg) ont été réalisés à 2, 10, 20, 40 et  $45^\circ\text{C}$  pour différents pourcentages solides (voir les Tableaux B.1 et B.2 de l'annexe B). Pour des raisons d'économie des matériaux, le malaxage a été fait avec le malaxeur manuel (voir Figure 3.6) durant 7 minutes. Deux types principaux de mélanges ont été élaborés pour les deux résidus (Goldex et Meliadine). Il s'agit de :

- Le résidu en pâte (ou «*paste tailings*») : à l'eau de robinet RP (ou *PT*) et à l'eau saline RPS (ou *PTS*);
- le remblai en pâte cimenté («*cemented paste backfill*») : à l'eau de robinet RCP (ou *CPB*) et à l'eau saline RCPS (ou *CPBS*). Deux types de ciment ont été utilisés dans ces mélanges, il s'agit du ciment GU et du ciment HE à des dosages  $B_w$  de 3 et 5%.



Figure 3.6 : Malaxeur manuel utilisé pour les mélanges d'essais rhéologiques.

L'eau saline a été préparée à différentes concentrations en sels (5, 10 et 20 g/L). Le Tableau 3.3 suivant donne les concentrations de chaque sel contenu dans l'eau saline à différentes concentrations en sels :

Tableau 3.3 : Composition en sels de l'eau saline aux concentrations de 5, 10 et 20 g/L.

Sel	Concentration (g/litre)		
NaCl	3,06	6,12	12,24
CaCl <sub>2</sub>	0,47	0,93	1,86
KCl	0,05	0,1	0,2
MgSO <sub>4</sub>	0,35	0,70	1,40
MgCl <sub>2</sub>	0,31	0,63	1,25
Na <sub>2</sub> S <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	0,67	1,34	2,69
CuSO <sub>4</sub>	0,09	0,18	0,36
Total	5,00	10,00	20,00

On peut observer que le NaCl prédomine relativement dans la composition des sels contenus de l'eau saline, avec une proportion d'environ 61%. Pour le projet Meliadine, la concentration de sel dans l'eau de gâchage utilisée pour le remblai cimenté en pâte est d'environ 5 g/L.

### 3.4 Caractérisation rhéologique du remblai en pâte

Cette section décrit la méthodologie utilisée pour la détermination directe et indirecte des paramètres rhéologiques.

#### 3.4.1 Description de l'essai au cône

Les mesures indirectes de paramètres rhéologiques ont été réalisées à l'aide du test d'affaissement au cône. Ces tests évaluent les conditions d'écoulement et d'arrêt d'un volume de matériau sous l'effet de son propre poids. C'est un test simple qui permet d'identifier différentes grandeurs rhéologiques, en particulier, le seuil d'écoulement (voir section 2.3.3.2). Cet essai a été réalisé suivant la norme ASTM C 143/C 143M-05a.

L'essai consiste à remplir le cône en trois couches de matériau. Chaque couche subit 25 coups avec une tige de piquage métallique de 16 mm et 10 mm de diamètre respectivement pour le cône

standard et le petit cône. La première couche devra remplir le moule jusqu'à 67 mm (ou 33mm) de hauteur et la seconde couche jusqu'à 155 mm de hauteur. Le moule est ensuite soulevé durant  $5 \pm 2$  secondes, permettant ainsi au matériau de s'écouler sous l'effet de la gravité (ASTM C 143/C 143M-05a, 2007). Ensuite, on mesure l'affaissement ou « *slump height* » (variation de la hauteur de l'échantillon par rapport au sommet du cône) (voir la Figure 3.7). Il faut noter que l'essai complet doit être exécuté sans interruption en moins de 2 minutes et 30 secondes.

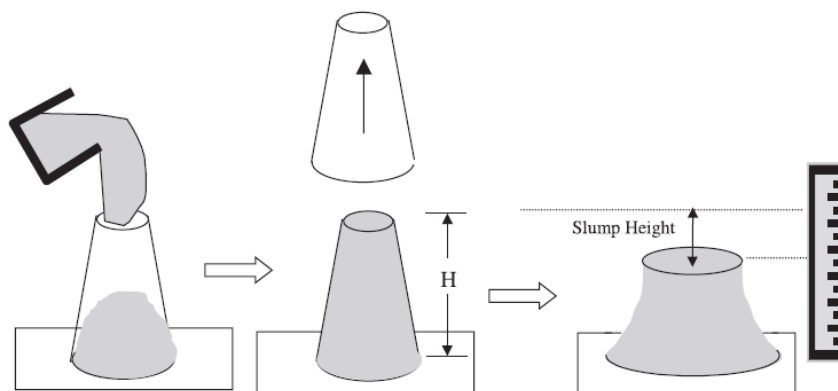


Figure 3.7 : Illustration de l'essai d'affaissement au cône d'Abrams (Clayton et al., 2003)

### 3.4.2 Mesure directe des paramètres rhéologiques au rhéomètre AR 2000

Les mesures directes des paramètres rhéologiques ont été réalisées à l'aide du rhéomètre AR 2000 (TA Instruments) en mode d'écoulement permanent (mode oscillatoire n'a pas été utilisé).

#### 3.4.2.1 Description du rhéomètre AR 2000

Le rhéomètre AR 2000 (Figure 3.8) est un rhéomètre rotatif équipé de diverses géométries (plan-plan, cône-plan, cylindre concentrique et croisillon ou «*vane*») pouvant être sélectionnées suivant l'application ou les caractéristiques du matériau. Ce rhéomètre permet de réaliser l'essai de cisaillement soit en contrôlant la contrainte de cisaillement  $\tau$ , soit le taux de cisaillement  $\dot{\gamma}$ . Son fonctionnement est assuré à l'aide d'un logiciel de contrôle permettant de réaliser tous les réglages possibles avec précision. Ces réglages sont notamment le calibrage de l'inertie de l'instrument, du système de roulement du moteur («*bearing friction*»), de l'inertie et de la cartographie («*mapping*») de la géométrie, et la mise à zéro de l'entrefer («*zero gap*»). Le rhéomètre AR 2000 est aussi équipé d'un système de contrôle de la température composé d'une pompe, d'un système d'échange de chaleur, et d'un circuit fermé de recirculation du fluide (eau

en général). Lors du réglage, il suffit de fixer la température d'essai, le système de contrôle de la température se met en action automatiquement : la pompe renvoie l'eau (à 20°C) dans le circuit, passe à travers le système d'échange de chaleur ensuite par le système Peltier (en plaque ou en cylindre concentrique) avant de boucler le circuit. Le système d'échange de chaleur permet ainsi de chauffer ou de refroidir le fluide en circulation, et par conséquent le système Peltier, ainsi que la plaque ou la coupelle cylindrique et l'échantillon à cisailier. La gamme de température d'essai varie suivant les accessoires de refroidissement ou de chauffage, le type du système Peltier, le type et la température initiale du fluide en circulation. Dans notre cas, avec l'eau déionisée à 20°C et une pompe, les gammes de température varient de -5 à 100°C et de 0 à 100°C respectivement pour le système Peltier en plaque et le système Peltier en cylindre concentrique (Figure 3.8). Pour ce qui est de la mesure du couple de torsion sur ce rhéomètre, elle se fait sur le rotor. Afin d'éviter l'instabilité de la température de l'échantillon cisailé, le choix a porté sur le système Peltier cylindrique muni d'une coupelle de la même forme de 30 mm de diamètre interne.

Le choix de la géométrie est fonction des caractéristiques du matériau à cisailier, en particulier de sa viscosité. Pour des fluides de faible viscosité, la géométrie à diamètre important est bien indiquée; car elle permet un cisaillement effectif de l'échantillon. L'ouverture de l'entrefer est par contre dictée par le taux de cisaillement à atteindre suivant les conditions d'application industrielle : plus le taux de cisaillement à atteindre est élevé, moins sera l'ouverture de l'entrefer pour devoir éviter l'éjection de l'échantillon hors de la géométrie. Dans notre cas, l'entrefer ou le gap entre l'outil (croisillon) et le fond de la coupelle cylindrique est de 4000µm, alors que l'entrefer entre le croisillon la coupelle cylindrique est d'environ 1000µm. Le croisillon (Figure 3.8) du rhéomètre AR 2000 (ayant un diamètre de 28 mm et une hauteur de 42 mm) semble plus adapté aux suspensions à fortes consistances (Boger, 2009).

Une attention particulière doit être accordée sur la taille maximale des grains ( $D_{\max}$ ) du matériau à tester par rapport à l'entrefer. Généralement, cet entrefer doit être au moins dix fois la valeur de  $D_{\max}$  (TA Instruments, 2007).

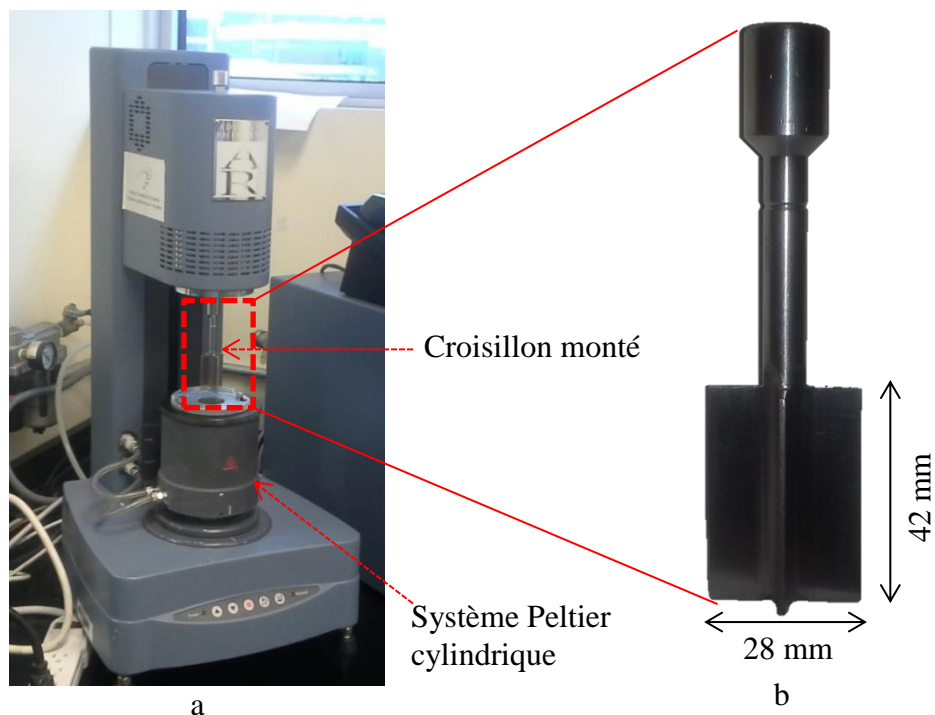


Figure 3.8 : (a) Rhéomètre AR 2000 (TA Instruments) et (b) croisillon utilisés

### 3.4.2.2 Modes d'écoulement permanent possibles (disponibles)

Le principe de mesure en mode écoulement permanent est basé sur la mise en écoulement du matériau en contrôlant soit le taux de cisaillement ou soit la contrainte de cisaillement. On retrouve quatre procédures distinctes dans ce mode de cisaillement : *Peak Hold Step (PHS)*, *Continuous Ramp Flow (CRF)*, *Steady State Flow Step (SSFS)*, et *Stepped Flow Step (SFS)*.

- La procédure «*Peak hold step*» consiste à appliquer une valeur faible et constante du taux de cisaillement et de voir l'évolution de la contrainte de cisaillement (la réponse du matériau) en fonction du temps jusqu'à atteindre une phase de plateau (valeur constante). Cette procédure a pour objet de déterminer le temps de stabilisation de l'écoulement ou le temps nécessaire pour atteindre un régime permanent et le seuil de cisaillement dynamique;
- La procédure «*Continuous Ramp Flow*» consiste à appliquer une contrainte ou un taux de cisaillement continuellement au matériau avec une incrémentation régulière dans un intervalle de temps bien défini. C'est ce mode qui a été utilisé (voir section 3.4.2.3), car il est plus approprié à nos matériaux (remblai en pâte) et permet d'obtenir les résultats rapides et précis (Ouattara, 2011);

- La procédure «*Steady State Flow Step* » consiste à appliquer une contrainte ou un taux de cisaillement constant au matériau avec une incrémentation automatique de la valeur au point d'équilibre correspondant au temps de stabilisation ou de réponse au bout duquel les mesures sont réalisées;
- La procédure «*Stepped Flow Step*» consiste à appliquer des valeurs successives de contrainte ou de taux de cisaillement durant des paliers de temps bien déterminés. Au milieu de chaque palier, on enregistre les mesures du taux de cisaillement ou de la contrainte.

Les procédures *Continuous Ramp Flow (CRF)*, *Steady State Flow Step (SSFS)*, et *Stepped Flow Step (SFS)* permettent de réaliser des mesures en boucle, qui consistent à appliquer une contrainte ou un taux de cisaillement ascendant (croissant) puis descendant (décroissant) dans le temps. La mesure en boucle est pertinente pour les fluides exhibant un effet d'hystérésis ou un comportement thixotropique (Coussot et Ancey, 1999; Fernández-altable et Casanova, 2006). Alors que le mode ascendant détermine les propriétés sous un régime transitoire intégrant des artefacts liés à la mise en place de l'échantillon, le mode descendant est plus stable et donne des courbes plus lisses et qui peuvent être modélisées avec plus de précision (Ouattara, 2011). De plus, les propriétés rhéologiques obtenues en mode descendant sont appropriées pour le design de l'écoulement en pipelines du RPC qui est préalablement cisailé dans le réservoir de mélange et par les pompes avant d'arriver dans le pipeline (Pullum, 2007).

#### **3.4.2.3 Protocole de mesure utilisée avec le rhéomètre AR 2000**

Pour la bonne réalisation des tests de cisaillement au rhéomètre AR 2000, les étapes ci-dessous ont été suivies :

- réglage de l'appareil : le mise à zéro de l'entrefer ou gap, le calibrage de l'inertie de la tige de rotation à vide (sans la géométrie), le calibrage de la tige de rotation avec la géométrie montée, le calibrage du frottement lié à la rotation de la tige, et enfin le *mapping* ou la cartographie de la géométrie, et fixation de la température. Il faudra noter que, dans le cadre de notre étude, la plage de température d'essai varie entre 2°C et 45°C.
- fixation des paramètres de la géométrie de mesure et de l'ouverture de l'entrefer;

- choix du mode de cisaillement ou d'écoulement (mode écoulement permanent) et des procédures suivant le mode d'écoulement. Il s'agit aussi de fixer les plages de contrainte ou de taux de cisaillement, le temps d'échantillonnage des points, le nombre de points à échantillonner. Au cours de cette étude, ces mesures ont été réalisées avec la procédure «*Continuous Ramp Flow*». Deux procédures de cisaillement ont été utilisées lors de la caractérisation rhéologique de nos échantillons de remblai en pâte. Il s'agit de la procédure de cisaillement en boucle («*up and down flow*») (Figure 3.9a) et de la procédure pré-cisaillement suivi d'un cisaillement descendant («*down flow*») (Figure 3.9b).

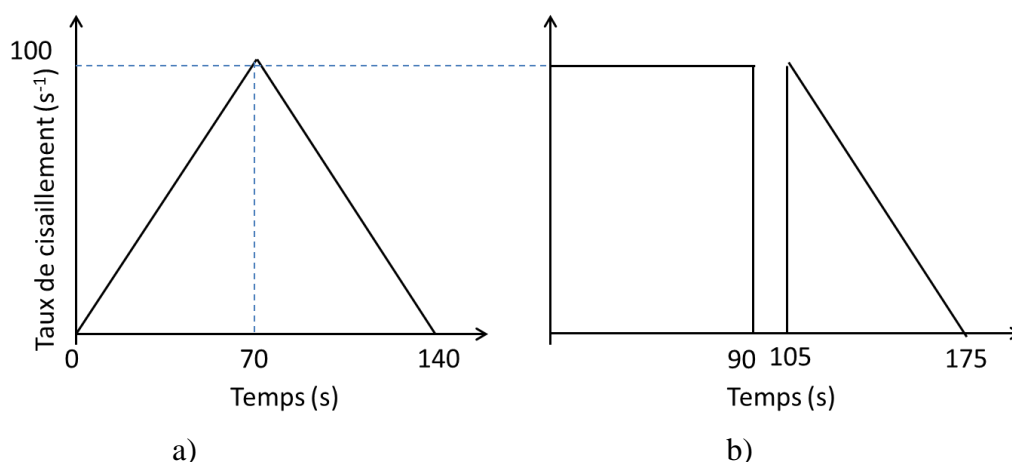


Figure 3.9 : Procédures de cisaillement utilisées lors des essais rhéologiques : a) boucle et b) avec pré-cisaillement.

- mise en place de l'échantillon (préalablement conditionné à la température d'essai) sur la plaque ou dans la coupelle suivie d'un abaissement de la géométrie jusqu'à l'ouverture de l'entrefer indiqué.
- lancement de l'essai.

#### 3.4.2.4 Méthode de traitement des données et ajustement des rhéogrammes

Le traitement des données obtenues au cours de nos essais de cisaillement au rhéomètre AR 2000 se fait à l'aide du logiciel d'analyse des données de TA Instrument «*Rheological data analysis advantage*». Ce logiciel présente plusieurs options de traitement, et permet donc de tracer les courbes d'écoulement (contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement) et de viscosité dynamique (viscosité en fonction du taux de cisaillement) des matériaux. Les courbes

brutes sont corrigées par un traitement comprenant quatre étapes successives. Ces étapes sont les suivantes :

- la correction de la contrainte normale : elle consiste à corriger le surplus de contrainte dû à l'effet de bord entre le stator et le rotor surtout pour les plaques parallèles. Cette correction entraîne en général un abaissement de la courbe d'écoulement.
- le traitement par les fonctions «*Merge*» et «*Smooth*» : la fonction «*Merge*» permet de fusionner plusieurs courbes d'écoulement obtenues pour différents modes de chargement sur les échantillons d'un même mélange. Cela permet d'obtenir une courbe moyenne unique qui servira dans la suite du traitement. La courbe ainsi obtenue après fusion peut toutefois comporter un grand nombre de points, et se présente en dents de scie. Pour devoir éliminer cette lacune, on procède à un lissage à l'aide de la fonction «*Smooth*».
- la réduction du nombre de points : malgré le lissage avec la fonction «*Smooth*», la courbe présente en général des points qui nécessitent une réduction. La réduction du nombre de points peut se faire soit en prenant la moyenne, soit en choisissant un seul point par groupe de deux points successifs ou plus. Cela permet de réduire le nombre de points erronés de la courbe d'écoulement.
- le lissage par application des modèles d'ajustement : c'est un dernier traitement qui consiste à lisser la courbe résultante si cela s'avère nécessaire. Au cours de ce traitement, on procède à un arrangement des points excentrés invalides ne permettant pas un ajustement adéquat de la courbe d'écoulement. Ce lissage aboutit à une courbe définitive sur laquelle les modèles de comportement de fluide (voir la section 2.3.2) peuvent être callés afin de déterminer les paramètres rhéologiques. L'option «*best fitting model*» est utilisée pour générer le modèle de comportement le plus proche des données expérimentales en calculant l'erreur standard. L'erreur standard est calculée par le logiciel selon la méthode de moindres carrées, et est donnée par la formule suivante :

$$Erreur\ standard(\%) = \frac{\left(\sum \frac{(x_m - x_c)^2}{(N - 2)}\right)^{1/2}}{range} \times 1000 \quad (3-5)$$

où

$x_m$  : valeur obtenue du point expérimentalement;

$x_c$  : valeur calculée du point par l'équation du modèle utilisé;

$N$  : nombre total des points mesurés;

range : différence entre les valeurs maximale et minimale mesurées.

Selon, le manuel de TA instrument, l'erreur standard est jugée acceptable lorsqu'elle est inférieure à 20‰.

### 3.5 Caractérisation thermique du remblai en pâte frais

La caractérisation thermique du remblai en pâte frais a porté sur les mesures des propriétés thermiques du remblai en pâte frais entre 2°C et 40°C. Ces mesures ont été réalisées à l'aide de différents capteurs de l'analyseur thermique KD2 Pro (Figure 3.10).



Figure 3.10 : Analyseur thermique KD2 Pro et le capteur SH-1

L'analyseur de propriétés thermiques KD2 Pro est un appareil portable de la firme DECAGON Inc. Cet appareil est conforme à la norme ASTM D5334-08 pour la détermination de la conductivité thermique des sols et des roches par la méthode du fil chaud. Utilisable au laboratoire et sur terrain, le KD2 Pro a une capacité d'enregistrement automatique et de stockage de 4095 lectures ou données. Les mesures ont été réalisées avec le capteur SH-1 (Figure 3.10) dont les caractéristiques sont reprises dans le Tableau 3.4. SH-1 est un capteur à deux aiguilles espacées de 6 mm ayant chacune 1,3 mm de diamètre et 30 mm de long. Ce capteur permet de

mesurer toutes les propriétés thermiques (conductivité, capacité volumique, diffusivité, résistivité) simultanément (voir le Tableau 3.4) avec de meilleures précisions pour les matériaux granulaires. L'analyseur thermique est accompagné d'un logiciel d'importation de données «*KD2 Pro Utility*» qui permet de les présenter dans un format Excel.

Afin d'examiner l'effet du dosage en liant et de la température, les premières mesures ont été réalisées sur deux mélanges frais de  $C_w = 75\%$  préparés avec le résidu Goldex : résidu en pâte et remblai en pâte cimenté (à 3% et 5% GU). Les secondes mesures des propriétés thermiques ont été réalisées à 2, 20, 30 et 40°C sur le résidu en pâte et le remblai cimenté en pâte (à 3 et 5% HE) élaborés avec le résidu Meliadine à un pourcentage solide de 76,3%. Notons que le malaxage de ces mélanges a été fait avec le grand malaxeur Hobart (Figure 3.5).

Les différents mélanges ont été remplis dans les moules (Figure 3.11) immédiatement après malaxage avant de procéder aux mesures de la conductivité  $\lambda$ , de la résistivité  $\Omega$ , de la capacité  $C_{tp}$  (à pression constante), et de la diffusivité  $\delta$  thermiques du remblai en pâte frais.

Tableau 3.4 : Caractéristiques des capteurs de l'analyseur thermique KD2 Pro (Decagon, 2011)

Capteur	SH-1
Mesures	Temps de lecture : 2 minutes
Précision	Conductivité $\lambda$ : $\pm 10\%$ pour $0,2 < \lambda < 2$ W/mK Diffusivité $\delta$ : $\pm 10\%$ pour $\lambda > 0,1$ W/mK Chaleur spécifique $C_t$ : $\pm 10\%$ pour $\lambda > 0,1$ W/m <sup>3</sup> K)
Gamme	Conductivité $\lambda$ : 0,02 à 2 W/mK Résistivité $\Omega$ : 50 à 5000 °C cm/W Diffusivité $\delta$ : 0,1 à 1 mm <sup>2</sup> /s Chaleur spécifique $C_t$ : 0,5 à 4 MJ/m <sup>3</sup> K
Câble	0,8 m
Environ.	-50° C à 150° C



Figure 3.11 : Mesure des propriétés thermiques du remblai en pâte à l'aide du capteur SH-1 de l'analyseur thermique KD2 Pro

### 3.6 Essais de mini écoulement en boucle (« *Mini Flow Loop Tests* »)

Dans le cadre de notre recherche, les tests d'écoulement en boucle ont été réalisés dans le but de comprendre l'effet de la variation de la température sur le comportement hydrodynamique (gradients de pression) du remblai en pâte en écoulement dans un circuit fermé de tuyaux en acier, d'examiner l'effet du frottement interne et de la dissipation visqueuse sur la variation de la température du fluide et d'analyser la distribution de températures le long du circuit. Ces essais ont porté sur trois types de matériaux : l'eau, la pâte de résidu et le remblai en pâte cimenté. Les propriétés de l'eau étant bien maîtrisées, le premier essai de pompage a été effectué avec de l'eau pour s'assurer du fonctionnement du circuit. La recirculation de l'eau dans le circuit était aussi utilisée pour nettoyer le circuit avant et après le test de pompage.

#### 3.6.1 Circuit d'essai du mini écoulement en boucle et instrumentation

La Figure 3.12 schématise le circuit de pompage utilisé lors de ces tests et les différents dispositifs de mesure de propriétés visées. Ce circuit comporte essentiellement une pompe volumétrique et une tuyauterie en circuit fermé (voir Figure 3.12).

La pompe volumétrique utilisée est une pompe à vis excentrée «CG-500 3C6 Grout Pump» (Voir Figure 3.12) ayant une pression maximale de 18 bars (1800 kPa) et un débit maximal de 76 L/s, munie de deux tanks malaxeurs de capacité totale de 265 litres (voir Figure 3.12) et d'une trémie de 57 litres. C'est une pompe polyvalente à déplacement positif, équipée d'un rotor hélicoïdal à

filetage unique tournant dans un stator à double filetage interne, permettant ainsi l'écoulement continu du fluide à travers les espaces séparés formés entre le rotor et le stator. Le fluide se déplace suivant la trajectoire spiralée du filetage du rotor sans changement de volume (Glennon, 2002; Lapointe-Vignola, 2002). Cette pompe permet de pomper des fluides visqueux contenant des particules solides tels que les pâtes de ciment.

Pompe à vis excentrée

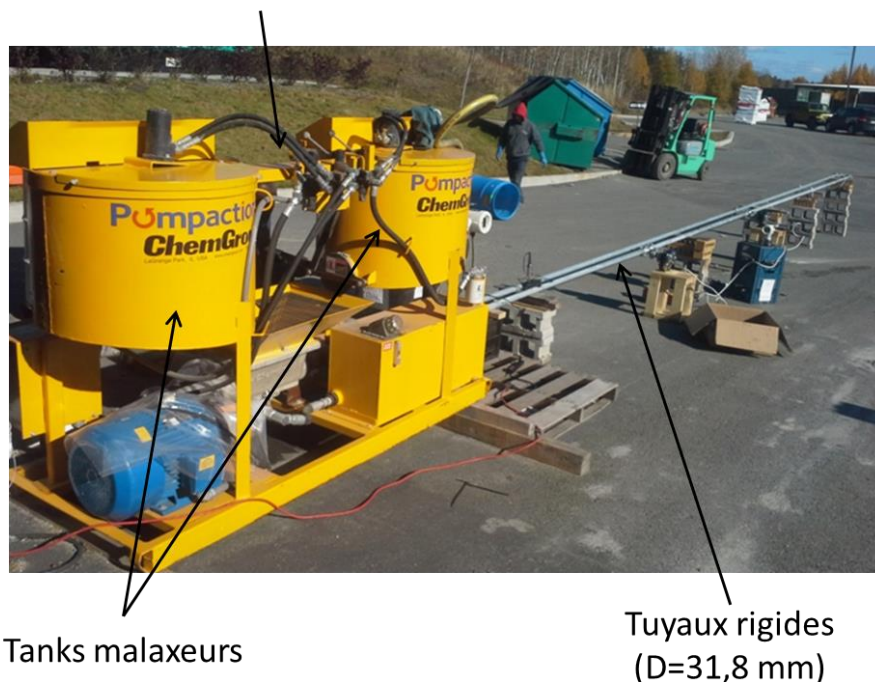


Figure 3.12 : Montage du circuit du mini essai d'écoulement en boucle

Une tuyauterie circulaire de 27,9 mètres de long et de 31,8 mm de diamètre, a été installée horizontalement et nivelée à l'aide d'un laser rotatif à mise à niveau automatique. Cette tuyauterie est composée d'un tuyau rigide en acier (long de 25,2 m) et d'un boyau flexible de 2,7 mètres de longueur. Ce boyau a permis de boucler le circuit en acheminant le matériau dans la trémie de la pompe.

Comme le schématise la Figure 3.13, le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle a été instrumenté avec les équipements suivants : un transmetteur de pression différentielle, deux sondes de température de type RTD, deux thermocouples de type K, et un débitmètre électromagnétique.

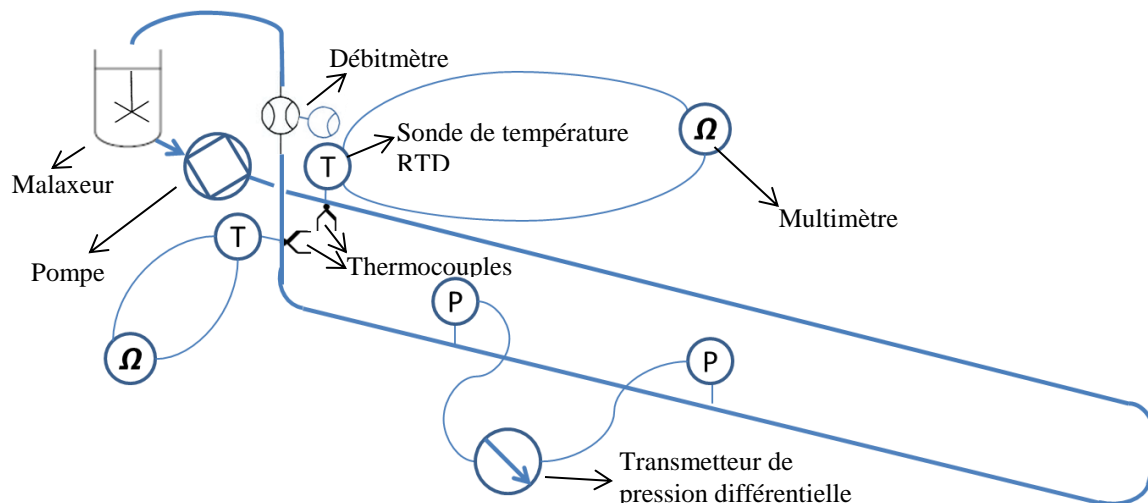


Figure 3.13 : Schéma du circuit du mini essai d'écoulement en boucle («*mini flow loop test*»)

Le transmetteur de pression différentielle (Figure 3.14) «*Model 266DRH Differential Standard static pressure*» est équipé de deux capteurs de pression (forte et basse pression) à diaphragme «*Model S26 seals*» de 10 à 600 kPa de capacité de mesure, de 190,5 mm de diamètre, et d'une précision de 0,08 kPa.

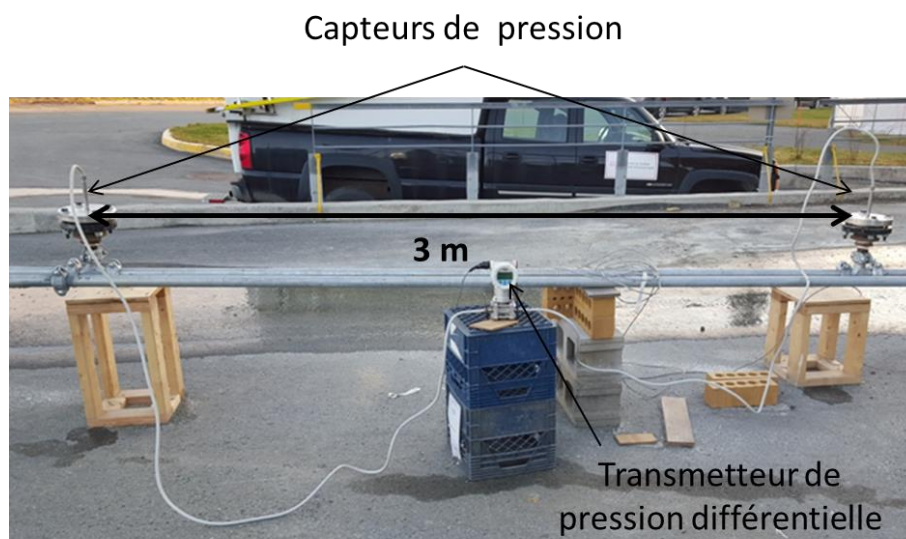


Figure 3.14 : Transmetteur de pression différentielle «*Model 266DRH Differential Standard static pressure*» équipé de deux capteurs de pression (forte et basse pression) montés sur le circuit de pompage en boucle.

Ce transmetteur de pression permet de calculer les pertes de charge entre les deux capteurs de pression distants avec une précision de 0,06% (de 3 mètres sur notre circuit de pompage) (voir Figure 3.14)

La température du fluide (en écoulement) à l'entrée et la sortie du circuit a été mesurée à l'aide de deux sondes de température de type RTD («*Resistance Temperature Device*») modèle R24 d'Intempco (Figure 3.15a), pouvant mesurer des températures allant de -50 à 200°C avec une précision de 0,1°C (0,04%) à 0°C.



a



b

Figure 3.15 : a. Capteurs de température RTD; b. Multimètres de lecture montés sur le circuit de pompage en boucle.

Construites suivant la norme DIN EN 60751, ces sondes ont un diamètre de 4,8 mm et une longueur d'immersion de 25,4 mm. Le principe de mesure de ce type de sondes est basé sur la corrélation entre la résistance électrique d'un conducteur et sa température à cause de la dépendance à cette dernière au mouvement des électrons libres et à la vibration de la structure atomique du conducteur (Childs et al., 2000; Davies et al., 2007). La résistance de l'élément RTD (en platine dans notre cas) varie de manière connue et prévisible en fonction de la température ; c'est cette variation de résistance qui sert à déterminer la température à l'aide des relations suivantes (Childs et al., 2000) :

$$R_T = R_0[1 + AT + BT^2], \text{ pour } 0 < T < 850^\circ\text{C}, \quad (3-6)$$

$$R_T = R_0[1 + AT + BT^2 + C(T - 100)T^3], \text{ pour } -200 < T < 0^\circ\text{C}, \quad (3-7)$$

avec,

$R_T$  : résistance de l'élément RTD à une température  $T$  donnée;

$R_0$  : résistance de l'élément RTD à  $0^\circ\text{C}$ ;

$A$  ( $= 3,9083 \times 10^{-3}$ ),  $B$  ( $= -5,775 \times 10^{-7}$ ), et  $C$  ( $= -4,183 \times 10^{-12}$ ) sont des constantes de l'élément RTD.

Dans notre cas, la lecture de la résistance a été faite avec deux multimètres (Figure 3.15b) connectés aux deux capteurs de température distants de 24,5 mètres installés l'un à l'entrée et l'autre à la sortie du circuit. À l'aide de la table de corrélation (Voir la Figure C. 1 à l'Annexe C) entre la résistance et la température du capteur R24, la température du fluide en écoulement dans le circuit a été ainsi déterminée.

La température extérieure à la paroi du tuyau (à l'entrée et à la sortie du circuit du mini essai d'écoulement en boucle) a été mesurée à l'aide de deux thermocouples de type K connectés au thermomètre numérique 6802 II (Figure 3.16).



Figure 3.16 : Thermocouples de type K fixés sur la paroi de la conduite en acier et connectés au thermomètre numérique 6802 II

Le débit d'écoulement du fluide en écoulement dans le circuit a été mesuré avec un débitmètre électromagnétique de type « *Process Master FEP315* » (Figure 3.17) ayant une précision de  $\pm 0,4\%$ . Ce débitmètre a été préalablement calibré par le fournisseur (ABB Automation). Ce débitmètre fonctionne suivant la loi d'induction de Faraday (ABB Automation Products GmbH,

2014). Quand un fluide conducteur s'écoule dans une conduite perpendiculairement à travers un champ magnétique d'induction magnétique  $B$ , une différence de potentiel électrique  $V_E$  est créée au sein du fluide. Et cette différence de potentiel  $V_E$ , captée à l'aide de deux électrodes, est proportionnelle à l'induction magnétique  $B$ , à la distance  $d$  entre les deux électrodes, et la vitesse moyenne du fluide  $U$  (Cha et al., 2002). Cela permet de déduire la vitesse, puis le débit volumique  $\dot{m}_v$  du fluide dans une conduite à l'aide de la relation suivante (Cha et al., 2002; ABB Automation Products GmbH, 2014) :

$$V_E = B d U = \frac{4B}{\pi d} \dot{m}_v \quad (3-8)$$

où,

$V_E$  (V): est la différence de potentiel électrique;

$B$  ( $\text{V}\cdot\text{s}/\text{m}^2$ ) : est le champ magnétique d'induction magnétique;

$d$  (m) : est la distance entre les deux électrodes;

$U$  (m/s) : est la vitesse moyenne du fluide;

$\dot{m}_v$  ( $\text{m}^3/\text{s}$ ) : est le débit volumique du fluide.



Figure 3.17 : Débitmètre électromagnétique de type « *Process Master FEP315* » monté sur le circuit d'essai de pompage.

### 3.6.2 Protocole d'essai du mini écoulement en boucle du remblai minier en pâte (« Mini Flow Loop Test »)

Le protocole adopté pour les tests d'écoulement en boucle est constitué des étapes successives suivantes (comparer avec la procédure décrite à la section 2.7.2) :

- montage et instrumentation du circuit de pompage : installation de la pompe, du débitmètre et des capteurs de pression et de température ;
- obtention des échantillons représentatifs de matériaux solides et liquides à transporter ;
- exécution du pompage avec l'eau et mesure de différents paramètres (pression, température, et débit);
- mélange progressif de différents ingrédients (eau, résidu, liant) à l'aide du malaxeur-tank de la pompe.
- estimation, à l'aide de l'essai d'affaissement (Figure 3.18), d'une fourchette du pourcentage solide  $C_w$  du remblai pouvant être transportée ou pompée (affaissement au cône de 10 pouces au cône standard d'Abrams, détermination du pourcentage solide par séchage d'un échantillon à l'étuve) en tenant compte de la capacité limite de la pompe et du malaxeur-tank ;
- échantillonnage pour des fins d'analyses rhéologiques;
- exécution du pompage durant une heure de temps pour différents mélanges et mesure de différents paramètres (débit, pertes de charge linéaire, température du fluide et de la paroi). Un «*flushing*» du circuit de pompage est réalisé après chaque essai avant de passer à un autre mélange;
- démontage du circuit de pompage;
- caractérisation rhéologique de différents mélanges et prédiction des pertes de charge à l'aide des propriétés rhéologiques;
- analyse des résultats pour obtenir les relations entre les différents paramètres.



Figure 3.18 : Essai d'affaissement au cône d'Abrams du remblai en pâte lors du mini essai d'écoulement en boucle.

### 3.7 Simulations numériques du transport en pipeline avec le logiciel COMSOL Multiphysics® 5.2

Le logiciel COMSOL Multiphysics® 5.2 est un environnement interactif efficace pour la modélisation et la résolution des problèmes scientifiques et d'ingénieurs basé sur les équations différentielles partielles. Ce logiciel de simulation numérique utilise la méthode des éléments finis pour résoudre les problèmes. Il présente l'avantage de simuler et coupler simultanément de nombreux phénomènes physiques en un seul modèle physique (simulation multi-physique) (COMSOL, 2012). Ce logiciel comprend plusieurs modules qui s'étendent sur plusieurs domaines d'applications (Acoustique, dynamique des fluides, transfert de chaleur, géophysique, etc.). COMSOL Multiphysics® 5.2 fournit un environnement de travail convivial incluant trois étapes : prétraitement, solution et post traitement. Le prétraitement consiste à spécifier le modèle physique et à fixer les paramètres. La création des mailles et la résolution des équations constituent la seconde étape. La visualisation et l'analyse des résultats constituent la troisième étape de post traitement.

Les étapes suivies lors de la simulation numérique de l'écoulement du remblai en pâte en pipeline avec le logiciel COMSOL Multiphysics® 5.2 sont les suivantes :

1. Spécification ou choix du modèle physique, du type d'analyse (stationnaire, transitoire ou «*time dependant*»), et de la dimension (0D, 1D, 2D ou 3D) suivant le problème à résoudre. Dans notre cas, le choix a porté sur le modèle physique «*non-isothermal pipe flow*» en

mode stationnaire à trois dimensions (3D), car ce dernier modèle est un couplage deux modèles physiques «*pipe flow*» et «*heat transfer in pipe*». Les paramètres principaux de sortie sont la pression  $p$ , la vitesse  $U$  et la température du fluide  $T_f$ .

2. Création ou importation de la géométrie : le logiciel est muni d'outil de conception de la géométrie à une, deux et trois dimensions, et aussi de l'interface permettant d'importer une géométrie conçue avec un autre outil.
3. Spécification des propriétés physiques des matériaux et fixation des conditions frontières. Il s'agit de spécifier les propriétés physiques, rhéologiques et thermiques du fluide (eau et remblai), la température initiale, la vitesse initiale, la pression à l'entrée ou la sortie, les caractéristiques du pipeline (diamètre, rugosité, matière, etc.), la source de chaleur, etc.;
4. Création des mailles : suivant l'étude à mener, le logiciel permet à l'utilisateur de sélectionner le type ou la forme de mailles approprié à l'étude (maillage extra fin pour notre cas);
5. Lancement de la solution;
6. Exportation, traitement des résultats et reproduction du rapport.

Il convient de signaler que le module utilisé pour la simulation numérique dans cette étude est notamment le module «*Fluid Flow*» de COMSOL Multiphysics® 5.2. Dans le but d'atteindre les objectifs assignés à cette étude, les simulations numériques du transport du remblai en pâte avec COMSOL Multiphysics® 5.2 se sont déroulées en deux grandes phases. La première phase a consisté à réaliser la validation numérique des procédures et du modèle à l'aide des résultats des essais d'écoulement en boucle. Il s'agit de vérifier si le modèle numérique donne des résultats proches de ceux observés à l'échelle d'essai de mini écoulement en boucle (pour chaque matériau testé). La seconde phase consiste à étendre le modèle numérique validé à l'étude de l'écoulement du remblai cimenté en pâte et du transfert de chaleur dans un circuit de distribution en pipeline à l'échelle réelle, en tenant compte de la thermodépendance des propriétés rhéologiques du remblai cimenté en pâte. Les équations principales résolues par le modèle numérique sont les équations (2-54) et (2-80) respectivement pour la pression et la température du fluide en écoulement à l'intérieur du tuyau.

## CHAPITRE 4 RÉSULTATS

Ce chapitre présente d'abord les résultats sur l'effet de la température sur l'affaissement au cône standard et au petit cône d'Abrams, et les propriétés rhéologiques et thermiques de résidus en pâte et de remblais cimentés en pâte préparés à l'eau de robinet (RCP) et à l'eau saline (RCPS). Les résultats des mini essais d'écoulement en boucle (*mini flow loop tests*) du RPC sont ensuite présentés. Finalement, ce chapitre montre les résultats de simulations numériques des essais d'écoulement en boucle et de l'écoulement en pipeline du remblai cimenté en pâte RCPS à grande échelle.

### 4.1 Effet du pourcentage solide et de la température sur les essais d'affaissement au cône d'Abrams

Les essais d'affaissement au cône d'Abrams constituent l'étude préliminaire de l'effet de la température et du pourcentage solide  $C_w$  sur la consistance du résidu en pâte RP et du remblai cimenté RCP en pâte. Ces investigations ont été réalisées sur de mélanges faits principalement avec les résidus Goldex, mais aussi faits avec résidus Meliadine. Les différents mélanges étudiés sont présentés dans le Tableau A.1 et le Tableau A.2 à l'Annexe A respectivement pour les résidus Goldex et Meliadine.

#### 4.1.1 Résidu en pâte Goldex

La Figure 4.1 et la Figure 4.2 présentent respectivement les résultats d'essais d'affaissement au cône standard (CS) et au petit cône (PC) à 5, 14 et 20°C pour des pourcentages solides compris entre 75% et 82%. À toutes les températures d'essais, on peut noter que l'affaissement  $S$  du résidu en pâte Goldex diminue avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$ . À la température de 5°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 24 (11), 21,4 (8,4), 16,4 (7), 12 (6), 7 (3,7), et 6 (2,8) cm respectivement pour les pourcentages solides de 76,3%, 76,8%, 77,2%, 77,6%, 79,2%, 80,5% et 80,9%. À la température de 14°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 26,8 (11,7), 25 (11,2), 18,4 (8,4), 13,3 (6), et 6,5 (2,8) cm respectivement pour les pourcentages solides de 75,5%, 76%, 77,9%, 79% et 80,8%. À la température de 20°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 25,5 (11,5), 18,5 (8,3), 15,6 (7,2), 12

(5,5), 10,5 (5), 8 (3,8), et 5,4 (2,8) cm respectivement pour les pourcentages solides de 76,7%, 78,3%, 78,8%, 79,2%, 79,6%, 80,1% et 81,6% (voir Tableau D. 1 à l'Annexe D).

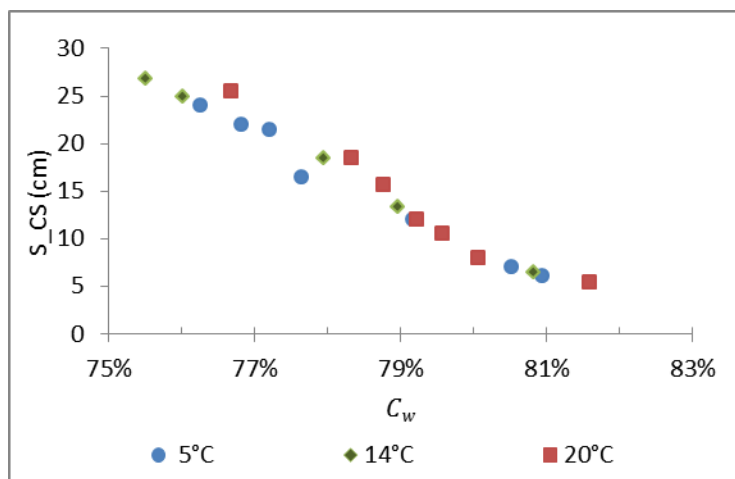


Figure 4.1 : Variation de l'affaissement au cône standard CS en fonction du pourcentage solide  $C_w$  du résidu en pâte Goldex à 5, 14 et 20°C

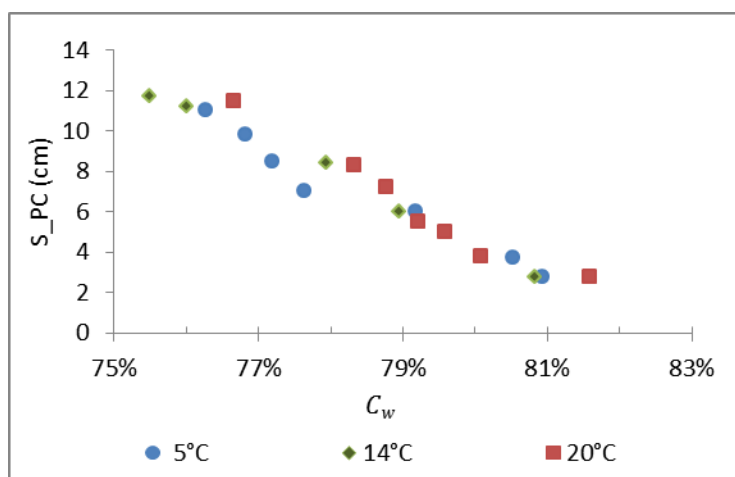


Figure 4.2 : Variation de l'affaissement au petit cône en fonction du pourcentage solide  $C_w$  du résidu en pâte Goldex à 5, 14 et 20°C

En outre, on observe une très faible tendance à l'augmentation de l'affaissement  $S$  du résidu en pâte Goldex avec l'augmentation de la température à un pourcentage solide donné. Inversement, pour un affaissement donné, le pourcentage solide a tendance à augmenter très faiblement avec l'augmentation de la température. Ainsi donc, pour un affaissement au cône de 7 pouces (soit 17,78 cm) au cône standard CS ou 3,18 pouces (soit 8,08 cm) au petit cône PC, les pourcentages solides à 5, 14 et 20°C sont respectivement de 77,8%, 77,9% et 78,3%. On notera aussi que

l'effet de la température sur l'affaissement  $S$  est plus perceptible à de faibles pourcentages solides. Globalement, l'effet de la température sur l'affaissement aux CS et PC du RP Goldex est très mineur. Les essais d'affaissement au cône standard CS et au petit cône PC ont permis de ressortir les relations entre les affaissements aux CS et PC du résidu en pâte Goldex RP, qui du reste, sont ajustées à l'aide des droites de régression pour les différentes températures d'essais (voir Figure 4.3).

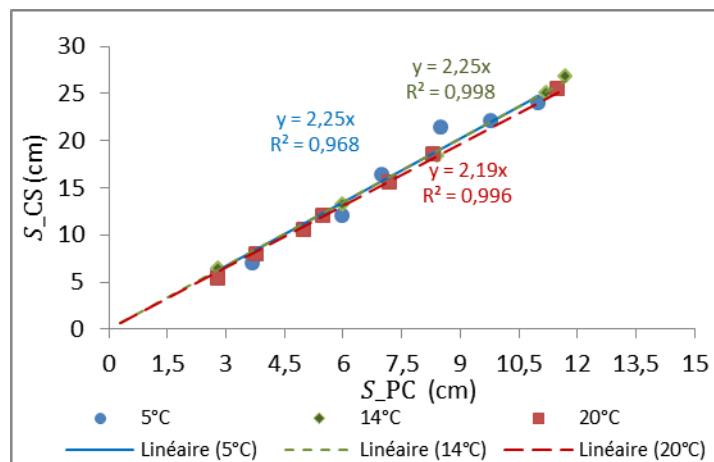


Figure 4.3 : Relations entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du résidu en pâte Goldex à 5, 14 et 20°C.

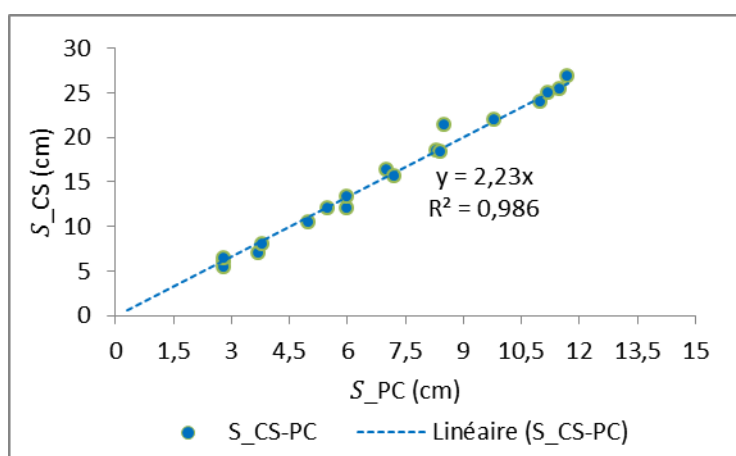


Figure 4.4: Relation généralisée entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du résidu en pâte Goldex.

Comme on peut bien le voir sur cette figure, les droites de régression établies à 5, 14 et 20°C sont très rapprochées. Ainsi on peut noter que la température n'affecte presque pas la relation entre les affaissements du RP Goldex au CS et au PC. Globalement, la Figure 4.4 reprend la relation pouvant être utilisée pour le passage d'un affaissement au PC vers un affaissement au CS (ou vice-versa) du RP Goldex entre 5°C et 20°C, pour des pourcentages solides compris entre 75% et 82%.

#### 4.1.2 Résidu en pâte Meliadine

Pour les résidus en pâte Meliadine, l'effet du pourcentage solide sur l'affaissement a été étudié à 20°C seulement. La Figure 4.5 donne les résultats d'essais d'affaissement du résidu en pâte RP Meliadine au cône standard CS et au petit cône PC à une température de 20°C. Sur cette figure, l'affaissement  $S$  aux cônes CS et PC est défini en fonction du pourcentage solide  $C_w$ . Les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS sont de 26,2, 23,8, 20, 15, et 9,4 cm pour les pourcentages solides respectifs de 74%, 75%, 76%, 77%, et 78%. Par ailleurs, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au PC sont de 13,2, 10,2, 8,5, 7, 5, 3,7 et 2,9 cm pour les pourcentages solides respectifs de 73,2%, 75,1%, 76,7%, 77,4%, 78%, 79% et 80,1% (voir Tableau D.2 à l'Annexe D). On peut noter que l'affaissement au cône CS de 17,78 cm (soit 7 pouces) correspond à un pourcentage solide  $C_w$  de 76,3%.

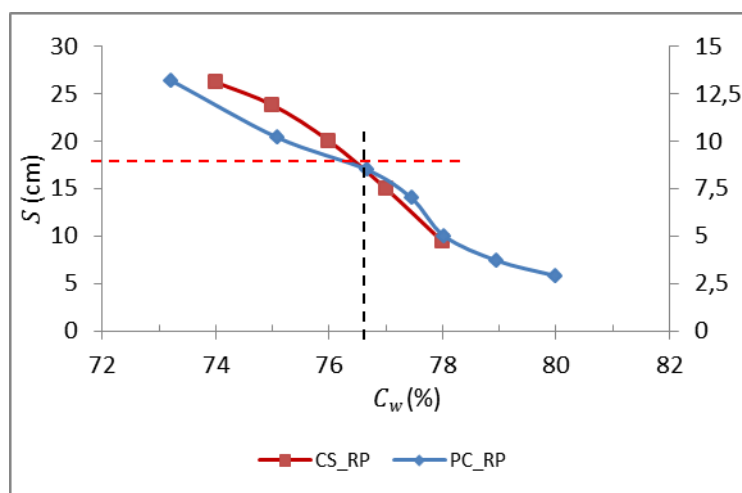


Figure 4.5 : Variation de l'affaissement au cône standard CS et au petit cône PC en fonction du pourcentage solide  $C_w$  du résidu en pâte RP Meliadine à 20°C

En considérant les résultats d'essais d'affaissement aux cônes CS et PC, la relation entre les affaissements aux cônes CS et PC a été établie à 20°C (voir Figure 4.6). Ainsi donc, le pourcentage solide  $C_w$  de 76,3% correspond à un affaissement au PC de 8,4 cm.

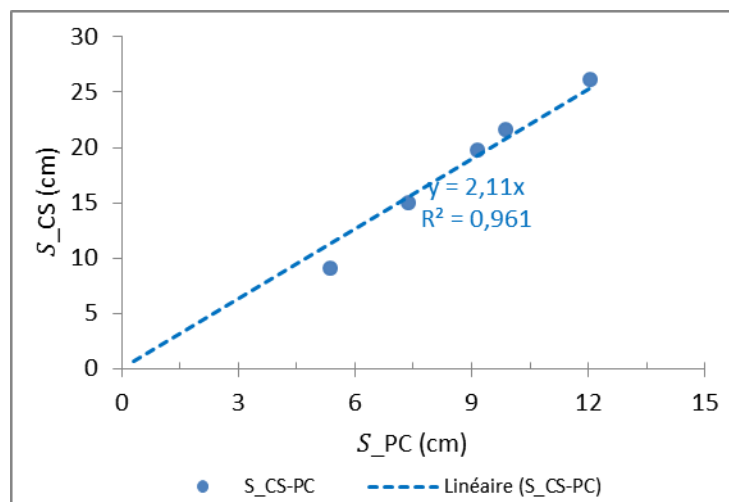


Figure 4.6 : Relation entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du résidu en pâte RP Meliadine à 20°C.

### 4.1.3 Remblai cimenté en pâte Goldex

La Figure 4.7 et la Figure 4.8 présentent respectivement les résultats d'essais d'affaissement au cône standard et au petit cône du remblai cimenté en pâte (RCP) Goldex à 5, 20, 30 et 38°C. Le ciment GU à un dosage de 5% a été utilisé dans la préparation des mélanges. À la température de 5°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 26 (12), 20,5 (8), 11 (5), et 5 (2,5) cm respectivement pour les pourcentages solides de 75,3%, 77,3%, 78,9%, et 81,7%. À la température de 20°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 24,4 (10), 19,3 (7,3), 7,4 (3,8), et 4,8 (2,3) cm respectivement pour les pourcentages solides de 75,5%, 77,2%, 79,8% et 81,4%. À la température de 30°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 21 (10), 12 (5,6), et 5,6 (2,7) cm respectivement pour les pourcentages solides de 75%, 77% et 79%. À la température de 38°C, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au CS (PC) sont de 19,5 (9,5), 10 (5,2), et 5,2 (2,5) cm respectivement pour les pourcentages solides de 75%, 77% et 79% (voir Tableau E. 1 à l'Annexe E).

Dans l'ensemble, l'affaissement  $S$  aux cônes CS et PC du RCP Goldex diminue avec le pourcentage solide  $C_w$ , à une température donnée et avec la température à un pourcentage solide

donné  $C_w$ . Comme on peut si bien le remarquer à la Figure 4.7 et à la Figure 4.8, l'effet de la température sur l'affaissement aux cônes est plus marqué à 30 et 38°C qu'à 5 ou 20°C. De plus, le pourcentage solide  $C_w$  du remblai en pâte correspondant à un affaissement  $S$  donné a tendance à diminuer lorsque la température augmente. En effet, pour un affaissement au CS de 17,78 cm (soit 7 pouces), les pourcentages solides correspondant à 5, 20, 30 et 38°C sont respectivement de 77,7%, 77,4%, 75,8% et 75,3%.

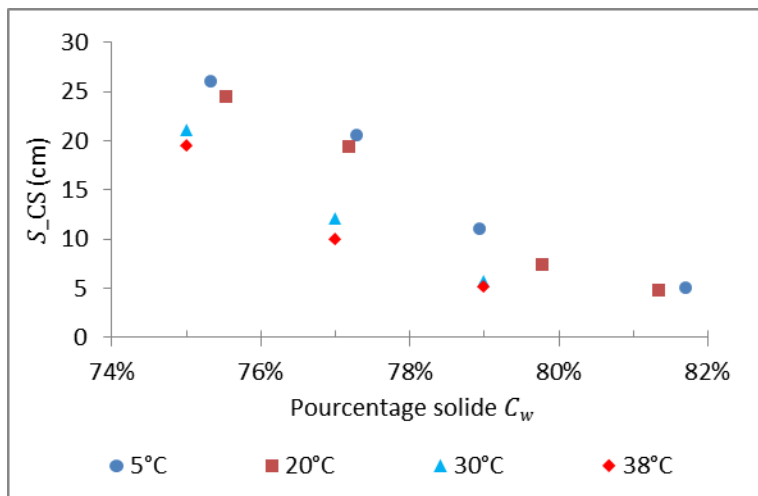


Figure 4.7 : Variation de l'affaissement au cône standard CS en fonction du pourcentage solide  $C_w$  du remblai cimenté en pâte Goldex à 5, 20, 30 et 38°C.

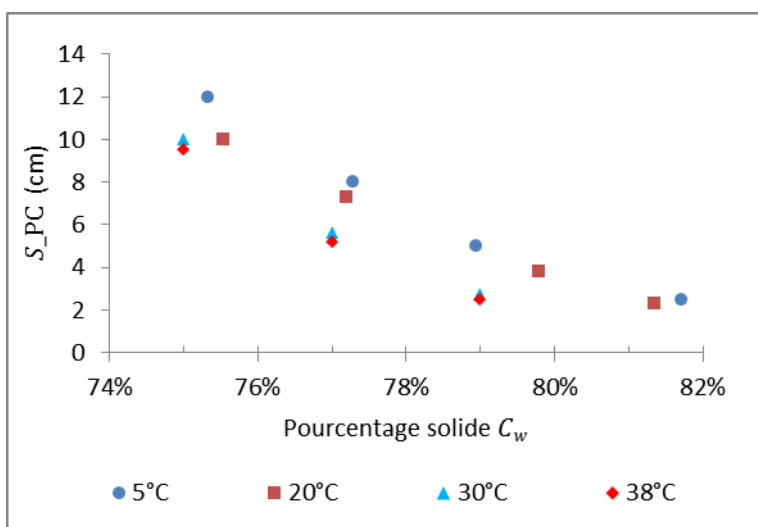


Figure 4.8 : Variation de l'affaissement au petit cône PC en fonction du pourcentage solide  $C_w$  du remblai cimenté en pâte Goldex à 5, 20, 30 et 38°C.

Les résultats d'essais d'affaissement aux cônes CS et PC ont permis d'établir des relations entre les affaissements obtenus avec les deux cônes pour les différentes températures d'essais (Figure 4.9) à l'aide d'une régression linéaire. Les droites de régression établies à différentes températures se rapprochent. Par conséquent, on peut conclure que la température n'affecte presque pas les relations entre les affaissements  $S$  aux cônes CS et PC du RPC Goldex. Ainsi, une relation généralisée entre l'affaissement au CS et au PC du RPC Goldex peut être proposée (voir Figure 4.10) pour des pourcentages solides compris entre 75% et 82% et des températures allant de 5 à 38°C.

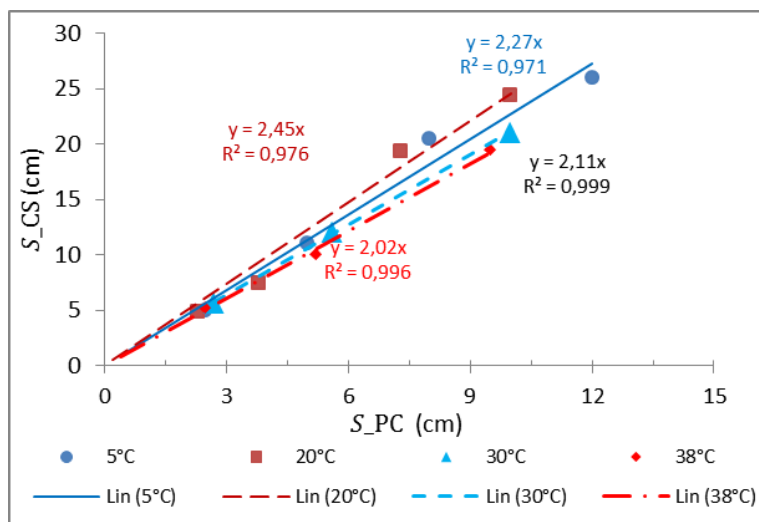


Figure 4.9 : Relations entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du remblai cimenté en pâte Goldex à 5, 20, 30 et 38°C.

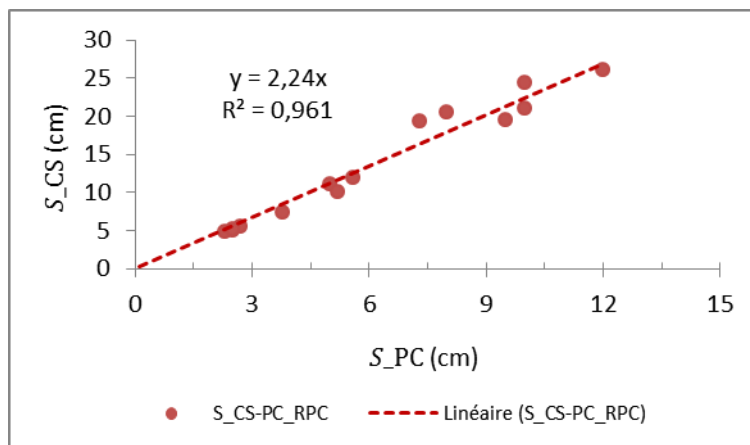


Figure 4.10 : Relation généralisée entre l'affaissement au cône standard CS et l'affaissement PC du remblai en pâte Goldex

#### 4.1.4 Remblai cimenté en pâte Meliadine

Pour le remblai cimenté en pâte Meliadine, l'effet du pourcentage solide, du type de liant (GU et HE) et du pourcentage de liant (3 et 5%) sur l'affaissement a été étudié à 20°C. La Figure 4.11 et la Figure 4.12 présentent les résultats d'essais d'affaissement du remblai cimenté en pâte fait respectivement aux ciments GU et HE au petit cône à la température de 20°C. Les résultats obtenus sur les résidus en pâte (RP) sont aussi présentés sur ces figures. On peut noter que pour un pourcentage solide  $C_w$  donné l'ajout du ciment GU ou HE à des dosages de 3 et 5% diminue l'affaissement ou augmente la consistance par rapport aux RP. Au dosage de 3% en ciment GU, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au PC sont de 9,6 cm, 8,5 cm, 6 cm, 4 cm, 2,6 cm et 1,6 cm pour les pourcentages solides respectifs de 74,6%, 75,3%, 76,4%, 77,9%, 79,3% et 80,6%. Pour le dosage de 5% en ciment GU, les valeurs d'affaissement  $S$  observées au PC sont de 10,5 cm, 8 cm, 6,6 cm, 4 cm, 2,6 cm et 2 cm pour les pourcentages solides respectifs de 73,9%, 75,5%, 76,7%, 78,1%, 79,9% et 80,7% (voir le Tableau E.1 à l'Annexe E). Pour un pourcentage solide  $C_w$  donné, les affaissements au PC obtenus aux dosages en ciment GU de 3% et 5% sont presque égaux.

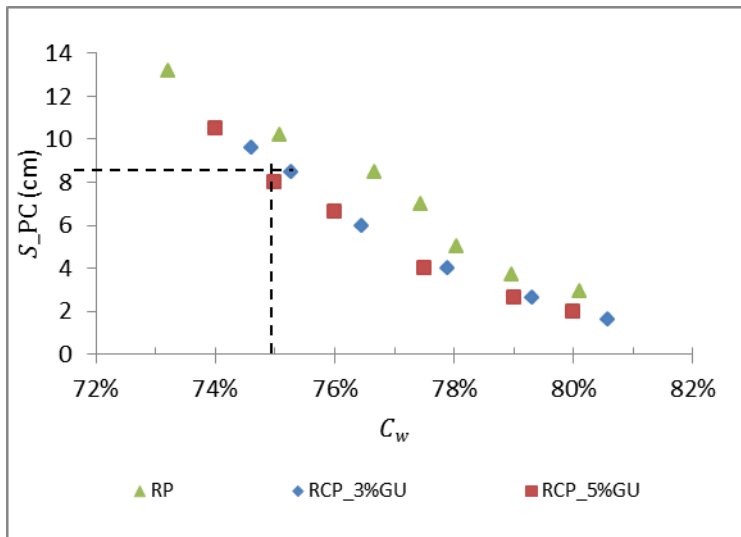


Figure 4.11 : Variation de l'affaissement au petit cône PC en fonction du pourcentage solide  $C_w$  des mélanges RP et RCP Meliadine (à 3 et 5% de dosage en ciment GU)

Par ailleurs, les mélanges de RCP Meliadine au dosage de 3% en ciment HE ont présenté les valeurs d'affaissement  $S$  au PC de 10 cm, 8 cm, 6,7 cm, 3,9 cm, 2,5 cm et 2,1 cm pour des pourcentages solides respectifs de 74,1%, 75,3%, 76,3%, 78%, 79,7% et 80,6%. Au dosage de

5% de ciment HE, les valeurs d'affaissement  $S$  au PC de 9,8 cm , 8 cm , 6,7 cm , 4,2 cm, 2,5 cm, et 2 cm, pour des pourcentages solides respectifs de 74,2%, 75,4%, 76,4%, 77,8%, 79,6% et 80,5% (voir Tableau E.3 à l'Annexe E). Le passage de 3% à 5% de liant ne semble pas affecter les valeurs de l'affaissement au cône. En utilisant le rapport d'affaissement CS-PC établi à la Figure 4.6 pour le résidu Meliadine, l'affaissement au cône standard de 17,8 cm (7 pouces), correspond à un affaissement au petit cône de 8,4 cm (3,3 pouces). L'affaissement au petit cône de 8,4 cm correspond au pourcentage solide  $C_w$  de 75% de RCP Meliadine à un dosage en ciment GU ou HE de 3 ou 5% (voir Figure 4.11 et Figure 4.12). Comme pour le mélange au ciment GU, les affaissements au PC obtenus aux dosages en ciment HE de 3% et 5% sont presque égaux pour un pourcentage solide donné  $C_w$ .

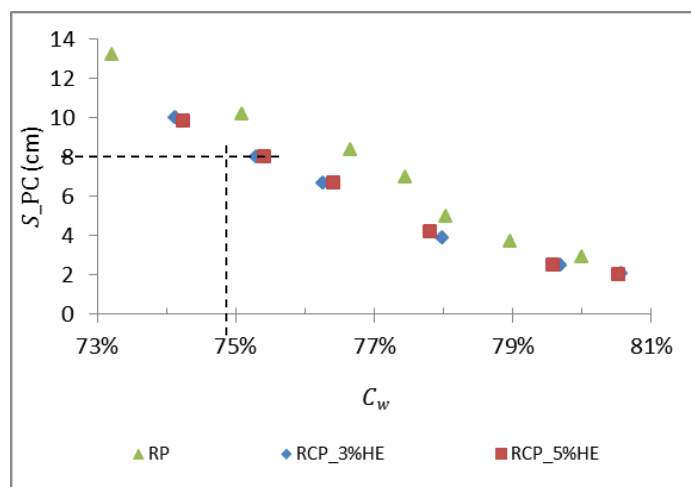


Figure 4.12 : Variation de l'affaissement au petit cône PC en fonction du pourcentage solide  $C_w$  des mélanges de RP et RCP Meliadine (à 3 et 5% de dosage en ciment HE)

## 4.2 Effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques

Cette section présente principalement les résultats des essais de cisaillement au rhéomètre AR 2000 sur les mélanges de résidus en pâte RP et de remblais cimentés en pâte RCP Goldex et Meliadine. Les Tableaux B.1 et B.2 à l'Annexe B présentent respectivement les mélanges (RP et RCP) Goldex et Meliadine utilisés. L'objectif principal de ces essais rhéologiques était d'examiner l'effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques de ces

différents mélanges. Néanmoins, l'effet du pourcentage solide  $C_w$  a été aussi analysé sur les mélanges de RP et RPC à la température de 20°C.

### 4.2.1 Résidu en pâte Goldex

La Figure 4.13 et la Figure 4.14 présentent respectivement les rhéogrammes et les courbes de viscosité dynamique en fonction du taux de cisaillement des mélanges de RP Goldex à différents pourcentages solides (74%, 76,3%, 77,5%, 79% et 80%) à une température autour de 20°C. On observe que pour un taux de cisaillement donné, la contrainte de cisaillement augmente avec l'augmentation du pourcentage solide. De plus, la viscosité des mélanges RP Goldex diminue avec l'augmentation du taux de cisaillement. Comme l'indique le Tableau F. 1 (synthèse des résultats) à l'Annexe F, ces différentes courbes s'ajustent mieux (faible erreur standard) avec le modèle d'écoulement de Herschel-Bulkley (équation (2-31)) et le modèle de viscosité de Sisko (équation (2-34)).

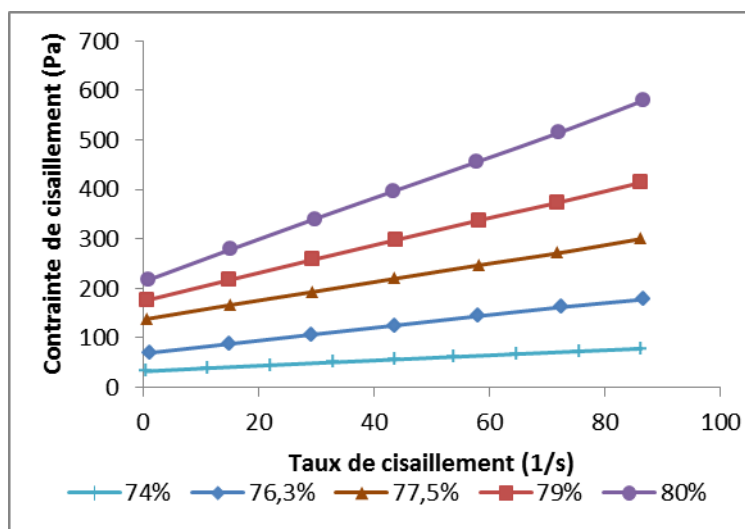


Figure 4.13 : Rhéogrammes des mélanges de résidu en pâte RP Goldex à différents pourcentages solides  $C_w$  à 20°C.

On note sur la Figure 4.14, pour un pourcentage solide donné, une première zone dans laquelle la viscosité diminue rapidement à de faibles taux de cisaillement ( $< 20 \text{ s}^{-1}$ ), et la seconde zone où la viscosité atteint une phase de plateau ou d'équilibre à de taux de cisaillement élevés. La première zone, dominée par le seuil de cisaillement (Slatter, 2006), est une phase dans laquelle le matériau se fluidifie avant d'atteindre la seconde zone dominée par la viscosité plastique (Slatter, 2006).

Par ailleurs, l'effet du pourcentage solide reste remarquable à des taux de cisaillement élevés. En effet, la viscosité atteinte à de taux de cisaillement élevés, qui correspond à la viscosité à l'infini de Sisko  $\eta_\infty$ , augmente à l'augmentation du  $C_w$ . Elle est de 0,50 Pas à 74% et à 4,15 Pas de 80 % solide.

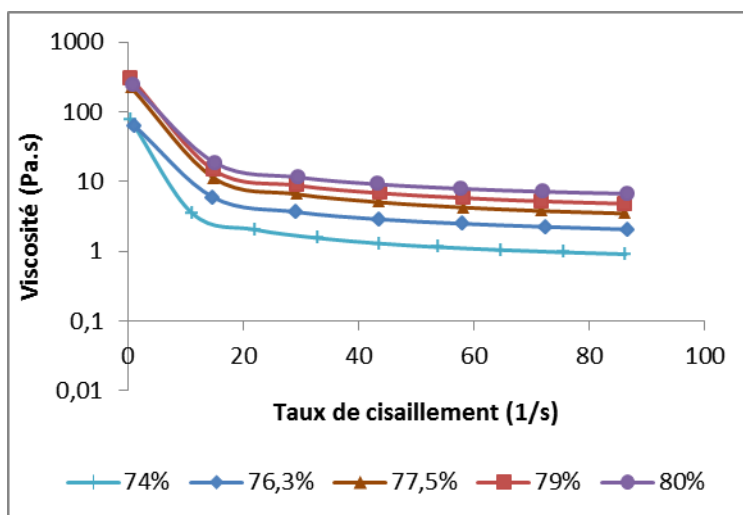


Figure 4.14 : Courbes de viscosité dynamique des résidus en pâte Goldex à différents pourcentages solides à 20°C.

La Figure 4.15 illustre l'effet du pourcentage solide sur le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance  $K$  et l'indice d'écoulement  $n$  de Herschel-Bulkley du résidu en pâte RP Goldex.  $\tau_{HB}$  et  $K$  augmentent avec le pourcentage solide  $C_w$ . Les valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  sont de 32,1 Pa, 68 Pa, 137,6 Pa, 174,4 Pa et 214,4 Pa pour des pourcentages solides  $C_w$  respectifs de 74, 76,3, 77,5, 79 et 80%. Par ailleurs, les valeurs de l'indice de consistance  $K$  sont de 0,74 Pa.s<sup>n</sup>, 1,55 Pa.s<sup>n</sup>, 1,93 Pa.s<sup>n</sup>, 3,09 Pa.s<sup>n</sup> et 4,24 Pa.s<sup>n</sup> pour des pourcentages solides  $C_w$  respectifs de 74, 76,3, 77,5, 79 et 80%. Par contre l'indice d'écoulement  $n$  demeure presque constant et inférieur à 1. Les valeurs d'indice d'écoulement  $n$  sont de 0,93, 0,96, 0,99, 0,98 et 0,99 respectivement pour des pourcentages solides  $C_w$  respectifs de 74, 76,3, 77,5, 79 et 80%. Ces valeurs de  $n$  dénotent un comportement rhéofluidifiant du RP Goldex pour des pourcentages solides  $C_w$  compris entre 74% et 80% et des taux de cisaillement inférieurs à 100 s<sup>-1</sup>. Les valeurs de l'indice d'écoulement pour les différents mélanges s'approchent néanmoins de la valeur de 1, ce qui peut bien expliquer le fait que le modèle de Bingham soit le second meilleur modèle d'ajustement des courbes d'écoulement des mélanges RP Goldex (voir le Tableau F. 1 en Annexe F). De même, on peut

noter aussi que les paramètres de Bingham (seuil de cisaillement  $\tau_0$  et la viscosité plastique  $\eta_B$ ) augmentent l'augmentation de  $C_w$  du RP Goldex.

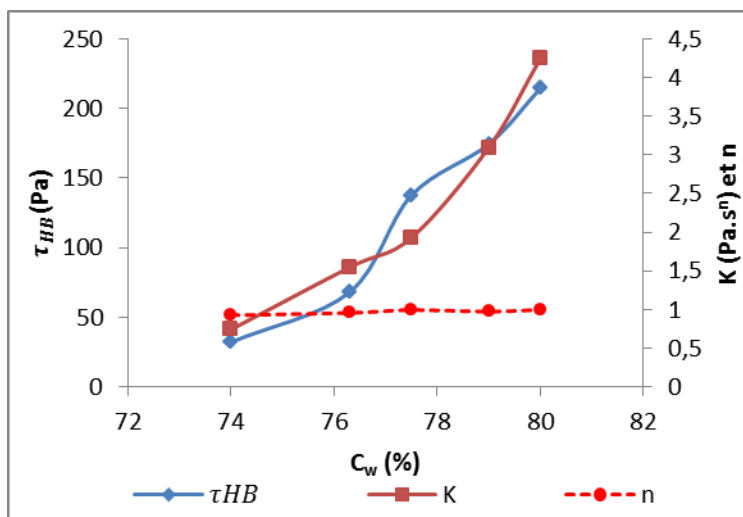


Figure 4.15 : Variation des propriétés rhéologiques du résidu en pâte (le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance  $K$  et l'indice d'écoulement  $n$ ) en fonction du pourcentage solide  $C_w$ .

## 4.2.2 Résidu en pâte RP Meliadine

### 4.2.2.1 Effet du pourcentage solide $C_w$

La Figure 4.16 et la Figure 4.17 présentent respectivement les rhéogrammes et les courbes de viscosité en fonction du taux de cisaillement des mélanges de RP Meliadine à des pourcentages solides  $C_w$  de 71%, 73%, 75% et 76,3% à une température de 20°C. On peut observer sur la Figure 4.16 qu'à un taux de cisaillement donné, la contrainte de cisaillement augmente avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$ . Lors du traitement des données expérimentales, il est apparu que le modèle d'écoulement de Herschel-Bulkley est plus approprié pour décrire les rhéogrammes des mélanges de RP Meliadine à des pourcentages solides compris entre 71% et 76,3% (voir le Tableau F.2 en Annexe F).

Pour les courbes de viscosité dynamique présentées sur la Figure 4.17, c'est le modèle de Sisko qui s'ajuste le mieux pour décrire le comportement des mélanges de RP Meliadine (voir le Tableau F.2 en Annexe F). De surcroît, l'indice de consistance  $K_S$  et la viscosité à l'infini  $\eta_\infty$  de Sisko des mélanges RP Meliadine sont dépendants du pourcentage solide  $C_w$ . En effet, ces paramètres de Sisko augmentent avec le pourcentage solide  $C_w$ .  $K_S$  passe de 29,3  $\text{Pa.s}^n$  à 165,3

$\text{Pa.s}^n$ .  $\eta_\infty$  varie de 0,63 Pa.s à 3,2 Pa.s lorsque  $C_w$  passe de 71% à 76,3% (voir le Tableau F.2 en Annexe F).

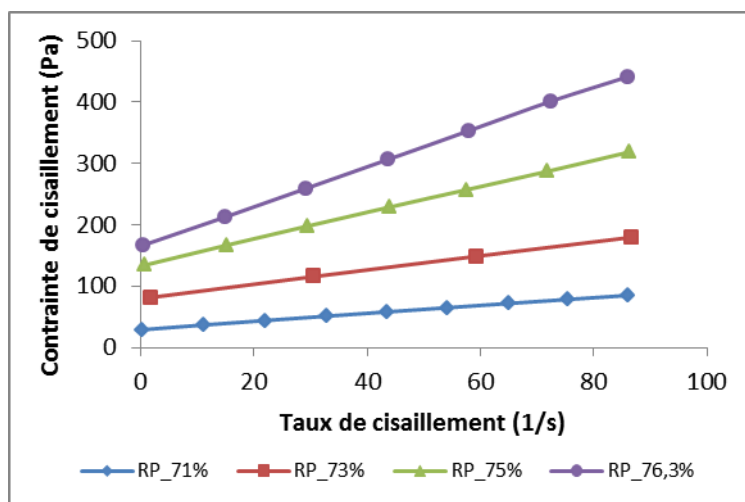


Figure 4.16 : Rhéogrammes des mélanges du résidu en pâte RP Meliadine à différents pourcentages solides  $C_w$  à 20°C.

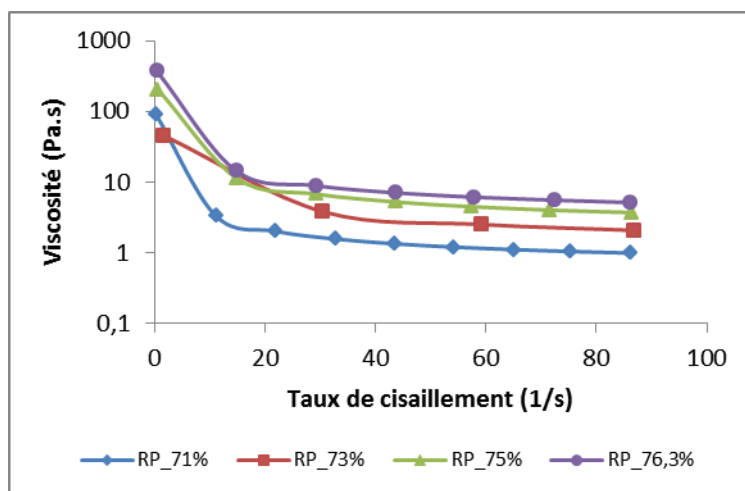


Figure 4.17 : Courbes de viscosité dynamique de résidus en pâte Meliadine à différents pourcentages solides  $C_w$  à 20°C.

Ainsi, la Figure 4.18 présente la variation des paramètres de Herschel-Bulkley du RP Meliadine en fonction de  $C_w$ . Sur cette dernière, on note que le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et l'indice de consistance  $K$  des mélanges de RP Meliadine augmentent avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$ . En effet,  $\tau_{HB}$  passe de 28,8 Pa à 165 Pa lorsque  $C_w$  passe de 74% à 80%. Quant à l'indice de consistance  $K$ , il passe de 0,83  $\text{Pa.s}^n$  à 3,31  $\text{Pa.s}^n$  lorsque  $C_w$  passe de 74% à 80%. Par

ailleurs, l'indice d'écoulement  $n$  des mélanges RP Meliadine à différents pourcentages solides  $C_w$  est inférieur à 1, et presque constant avec l'augmentation de  $C_w$ . Pour cela, ces mélanges à des pourcentages solides  $C_w$  compris entre 71% et 76,3% et des taux de cisaillement inférieurs à  $100 \text{ s}^{-1}$  ont exhibé un comportement rhéofluidifiant.

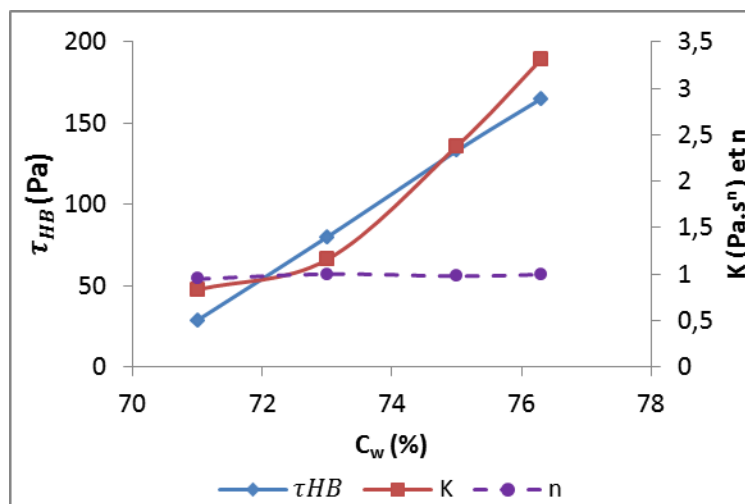


Figure 4.18 : Variation des propriétés rhéologiques du résidu en pâte Meliadine (le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance  $K$  et l'indice d'écoulement  $n$ ) en fonction du pourcentage solide  $C_w$  à  $20^\circ\text{C}$ .

#### 4.2.2.2 Effet de la température et de la salinité

L'étude de l'effet de la température et de la salinité a été réalisée sur les résidus en pâte (RP) Meliadine sans sel et les résidus avec 5g/L de sel (RPS) à un pourcentage solide de 75%. Les résultats ont fait l'objet d'un article de conférence présenté à la Conférence Canadienne de Géotechnique GéoQuec 2015 (Kalonji et al., 2015). En résumé, il est apparu que le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance  $K_{HB}$ , la viscosité dynamique, la viscosité à l'infini de Sisko et l'indice de constance de Sisko  $K_S$  ont présenté une tendance à diminuer avec l'augmentation de la température. Il a été constaté que les propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement, la viscosité à l'infini et l'indice de consistance de Sisko) de mélanges de RP et RPS Meliadine à la concentration de 5 g/L en sel RPS sont légèrement inférieures à celles de mélanges de RP sans sel, à 10, 20 et  $45^\circ\text{C}$ . Le même constat a été fait pour l'indice de consistance  $K_{HB}$  à  $20^\circ\text{C}$  et  $45^\circ\text{C}$ , sauf  $10^\circ\text{C}$  où la valeur  $K_{HB}$  de du RPS s'est avérée supérieure à celle du RP.

### 4.2.3 Remblai en pâte cimenté Goldex

Cette section présente les résultats d'essais rhéologiques réalisés sur les mélanges de remblai en pâte cimenté Goldex. En premier lieu, l'effet du pourcentage solide sur les propriétés rhéologiques de RCP Goldex à un dosage en ciment HE de 5% a été examiné à une température de 20°C. En deuxième lieu, l'effet de la température et de la salinité a été étudié sur deux mélanges de RCP Goldex à un dosage en ciment de 5% (GU et HE) avec un pourcentage solide à  $C_w = 76,3\%$ . En dernier lieu, l'effet du type de ciment et de la température a été examiné sur ces derniers mélanges.

#### 4.2.3.1 Effet du pourcentage solide $C_w$

La Figure 4.19 et la Figure 4.20 présentent respectivement les courbes d'écoulement et de viscosité de mélanges de RCP Goldex à des pourcentages solides  $C_w$  de 76,3%, 77,5%, 79% et 80%. Notons que le ciment type HE a été utilisé pour ces mélanges à un dosage  $B_w$  de 5%.

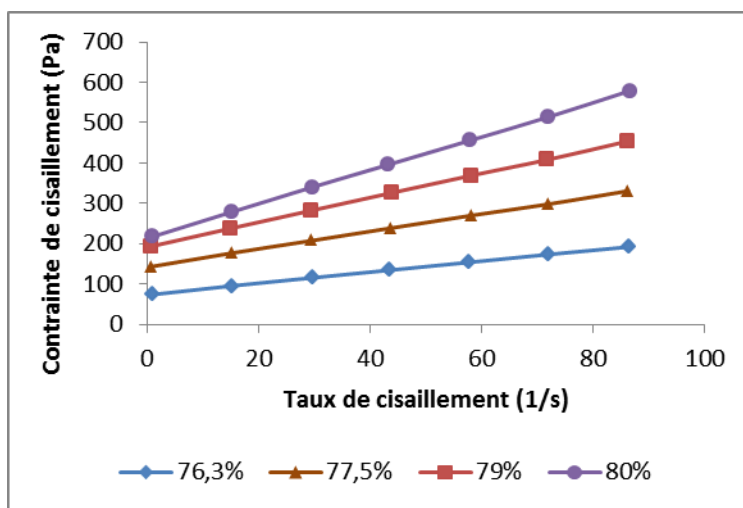


Figure 4.19 : Rhéogrammes des mélanges de remblai cimenté en pâte Goldex à différents pourcentages solides  $C_w$  à 20°C.

On peut observer sur la Figure 4.19 que la contrainte de cisaillement augmente avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$  des mélanges RCP Goldex, pour un taux de cisaillement donné. Les courbes d'écoulement de ces mélanges peuvent être mieux décrites à l'aide du modèle d'écoulement de Herschel-Bulkley comme le montre le Tableau G.1 en Annexe G, du fait que les erreurs calculées avec ce modèle sont inférieures à celles calculées avec le modèle de Bingham.

Encore une fois, le modèle Sisko s'est avéré être le mieux approprié pour décrire les courbes de viscosité dynamique pour tous les mélanges RCP Goldex à différents pourcentages solides  $C_w$ . On peut observer sur cette dernière que l'effet du pourcentage solide reste visible pour des taux de cisaillement élevés. On peut aussi noter que l'indice de consistance  $K_S$  et la viscosité à infini  $\eta_\infty$  de Sisko des mélanges RCP Goldex sont dépendants du pourcentage solide  $C_w$ . Ces derniers augmentent avec l'augmentation de  $C_w$  (voir le Tableau G.1 en Annexe G).  $K_S$  passe de 72,8 Pa.s<sup>n</sup> à 231,9 Pa.s<sup>n</sup> et  $\eta_\infty$  passe de 1,34 Pas à 4,74 Pas et lorsque  $C_w$  passe de 76,3% à 80%.

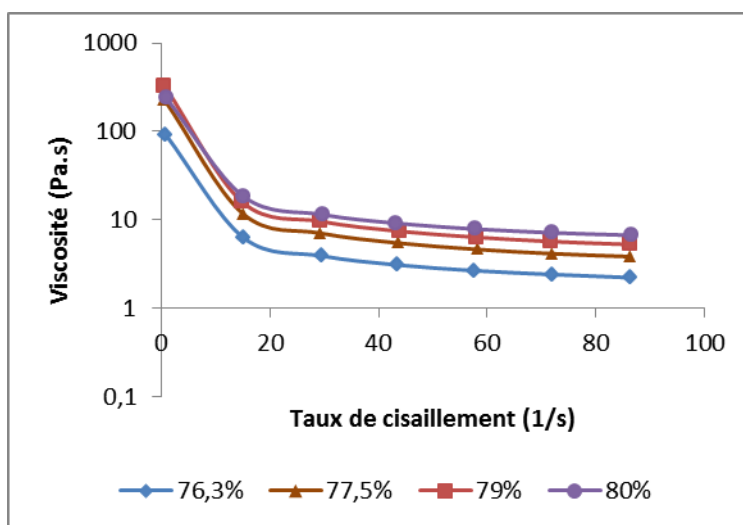


Figure 4.20 : Courbes de viscosité dynamique de RCP Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) à différents pourcentages solides  $C_w$  à 20°C.

De surcroît, la Figure 4.21 présente l'effet de  $C_w$  sur les propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Goldex. On note une augmentation du seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et de l'indice de consistance  $K$  avec l'augmentation de  $C_w$ .  $\tau_{HB}$  passe de 72,4 Pa à 231,5 Pa et  $K$  passe de 1,70 Pa.s<sup>n</sup> à 4,85 Pa.s<sup>n</sup> lorsque passe de 76,3% à 80%. Pour sa part, les valeurs de l'indice d'écoulement  $n$  sont de 0,95, 0,97, 0,99 et 0,99 pour les pourcentages solides  $C_w$  respectifs de 76,3%, 77,5%, 79% et 80%. On observe une légère augmentation de l'indice d'écoulement  $n$  avec l'augmentation de  $C_w$ , mais tous les mélanges de RCP Goldex à des  $C_w$  compris entre 76,3% et 80% ont exhibé un comportement rhéofluidifiant, car les valeurs de leurs indices d'écoulement sont restées inférieures mais proches à 1 malgré l'augmentation de  $C_w$ . De même, en utilisant les paramètres de Bingham, le seuil de cisaillement  $\tau_0$  ainsi que la viscosité plastique  $\eta_B$  des mélanges de RCP Goldex augmentent avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$  (voir le Tableau G.1 en

Annexe G).  $\tau_o$  passe de 73,9 Pa à 232,2 Pa et  $\eta_B$  passe de 1,38 Pa.s à 4,73 Pa.s lorsque  $C_w$  passe de 76,3% à 80%.

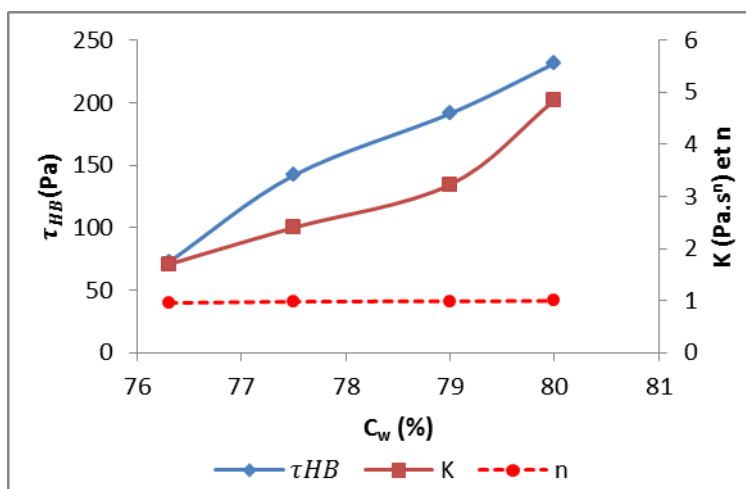


Figure 4.21 : Variation des propriétés rhéologiques du remblai cimenté en pâte (le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$ , l'indice de consistance  $K$  et l'indice d'écoulement  $n$ ) en fonction du pourcentage solide  $C_w$ .

#### 4.2.3.2 Effet de la température et de la salinité

L'effet de la température et de la salinité a d'abord été étudié sur des mélanges de remblai en pâte cimenté RCPS avec  $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  de dosage en ciment GU et des concentrations en sel de 5 et 10 g/L pour des températures de 2, 10 et 20°C. La Figure 4.22 et la Figure 4.23 présentent respectivement les rhéogrammes et les courbes de viscosité dynamique obtenues. On peut ainsi observer sur la Figure 4.22 que la contrainte de cisaillement augmente avec la température pour un taux de cisaillement donné. De plus, les mélanges de RCPS à une concentration en sel de 5 g/L développent des contraintes de cisaillement relativement plus élevées par rapport aux mélanges RCPS à une concentration en sel de 10 g/L à une température donnée. Comparativement au modèle de Bingham, le modèle de Herschel-Bulkley est plus approprié pour décrire les courbes d'écoulement des mélanges de RCPS Goldex à un dosage en ciment GU de 5%GU à toutes les températures d'essai (voir Tableaux G.2 et G.3 en Annexe G).

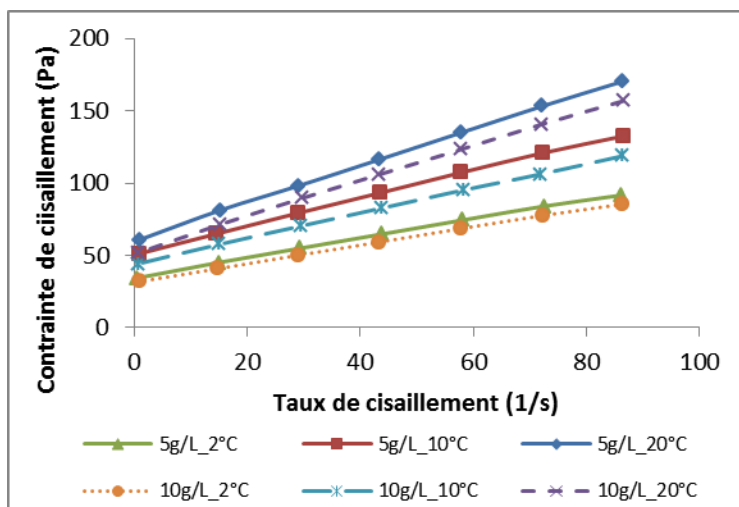


Figure 4.22 : Rhéogrammes des mélanges du remblai cimenté en pâte RCPS Goldex à des concentrations en sel de 5 et 10 g/L ( $B_w = 5\%$ GU) pour des températures de 2, 10 et 20°C.

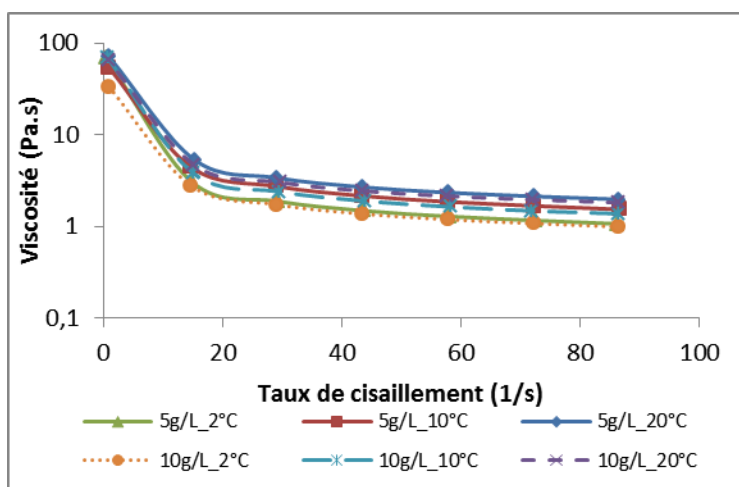


Figure 4.23 : Courbes de la viscosité dynamique mélanges RCPS Goldex (avec  $C_w = 76,3\%$ ;  $B_w = 5\%$  GU) de 5 et 10 g/L de concentration en sel à 2, 10 et 20°C.

Quant à la viscosité dynamique, on peut observer sur la Figure 4.23 que la viscosité dynamique des mélanges RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) diminue avec le taux de cisaillement à toutes les températures d'essai. Le modèle de viscosité de Sisko a permis de mieux décrire le comportement de ces mélanges. De ce fait, on a pu noter une augmentation des valeurs de l'indice de consistance  $K_S$  et de la viscosité à l'infini  $\eta_\infty$  de Sisko de mélanges RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU), lorsque la température augmente. Comme le montre bien la Figure 4.23, l'effet de la température reste bien marqué même à des taux de cisaillement élevés. Les valeurs de  $\eta_\infty$  de RCPS Goldex

( $B_w = 5\%$  GU) avec une concentration en sel de 5g/L sont de 0,65 Pas, 0,94 Pas et 1,24 Pas à des températures respectives de 2, 10 et 20°C. Les mélanges RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) avec une concentration en sel de 10 g/L présentent des valeurs de  $\eta_\infty$  de 0,64 Pas, 0,84 Pas et 1,18 Pas pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C.

La Figure 4.24 montre la variation des propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) en fonction de la température. On note sur cette dernière que le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et l'indice de consistance  $K$  augmentent avec l'augmentation de la température pour tous les mélanges de RCPS Goldex. En effet, pour une concentration en sel de 5g/L, les seuils de cisaillement sont de 33,8 Pa, 49,8 Pa, et 59,6 Pa, à des températures respectives de 2, 10 et 20°C. En outre, les valeurs de l'indice de consistance  $K$  à 2, 10 et 20°C sont respectivement de 0,91 Pa.s<sup>n</sup>, 1,24 Pa.s<sup>n</sup> et 1,52 Pa.s<sup>n</sup>. De même, pour une concentration de 10g/L, les valeurs de seuil de cisaillement de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à 2, 10 et 20°C sont respectivement de 31,1 Pa, 43,5 Pa et 50,7 Pa. De plus, ces mélanges ont présenté des valeurs d'indice de consistance de 0,75 Pa.s<sup>n</sup>, 1,06 Pa.s<sup>n</sup> et 1,58 Pa.s<sup>n</sup> à des températures respectives de 2, 10 et 20°C.

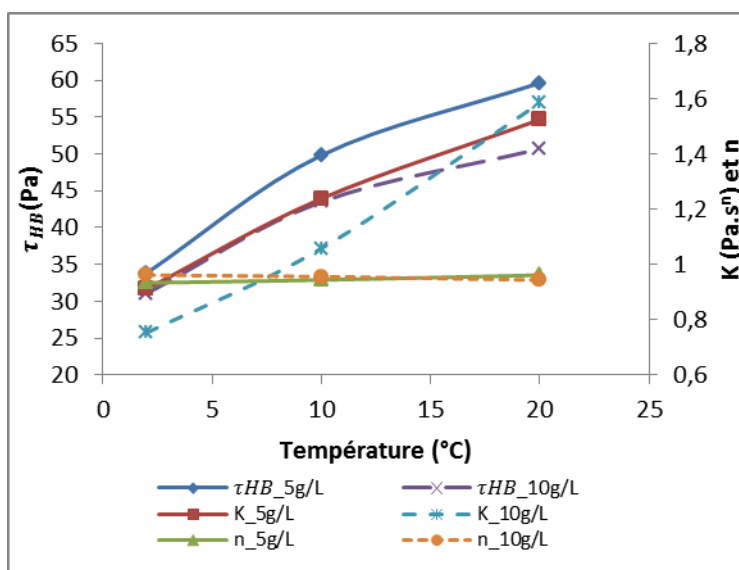


Figure 4.24 : Variation des propriétés rhéologiques avec la température (2 à 20°C) des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ;  $B_w = 5\%$  GU) de 5 et 10 g/L de concentration en sel.

En examinant ces valeurs, on peut noter que les mélanges RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à une concentration en sel de 5g/L présentent des valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  relativement

supérieures à celles des mélanges de concentration en sel de 10g/L à toutes les températures d'essai. La même observation est faite sur les valeurs de l'indice de consistance  $K$  à toutes les températures d'essais, excepté à 20°C. Néanmoins, le RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à la concentration en sel de 5 g/L a présenté un indice d'écoulement  $n$  élevé ( $n = 0,96$ ) par rapport à celui du RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  à la concentration en sel de 10 g/L ( $n = 0,94$ )).

Lorsque les courbes d'écoulement sont ajustées avec le modèle de Bingham, les valeurs du seuil de cisaillement  $\tau_0$  et de la viscosité plastique  $\eta_B$  du RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à une concentration en sel de 5 g/L sont relativement supérieures à celle du RCPS Goldex à une concentration en sel de 10 g/L (voir Tableaux H.2 et H.3 en Annexe H). Les valeurs du seuil de cisaillement  $\tau_0$  des mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à la concentration en sel de 5 g/L sont de 34,9 Pa, 51,1 Pa et 60,8 Pa pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C. Les valeurs de la viscosité plastique  $\eta_B$  des mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à la concentration en sel de 5 g/L sont 0,67 Pa.s, 0,96 Pa.s et 1,28 Pa.s. Pour la concentration en sel 10 g/L, les mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) ont présenté des valeurs de  $\tau_0$  de 31,6 Pa, 44,4 Pa et 52,4 Pa, et de viscosité plastique  $\eta_B$  de 0,63 Pa.s, 0,86 Pa.s, et 1,22 Pa.s pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C.

Toutefois, il faudra noter que tous les mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) ont démontré un comportement rhéofluidifiant à toutes les températures d'essai car les valeurs d'indice d'écoulement  $n$  de ces mélanges sont inférieures à 1 (voir Tableaux H.2 et H.3 en Annexe H). Une tendance à l'augmentation de ce dernier s'observe avec l'augmentation de la température sur le RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à une concentration en sel de 5 g/L. Par contre, l'indice d'écoulement  $n$  a tendance à diminuer avec l'augmentation de la température pour les mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  GU) à la concentration en sel de 10 g/L.

Par la suite, l'effet de la température et de la salinité a été étudié sur les mélanges de RCPS Goldex à un pourcentage solide de 76,3% et un dosage en ciment HE de 5% pour des concentrations en sel de 5 et 10 g/L. Les Figure 4.25 et Figure 4.26 présentent respectivement les rhéogrammes et les courbes de viscosité des mélanges RCP Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) à 2, 10 et 20°C. La Figure 4.25 montre aussi la courbe d'écoulement du remblai en pâte sans liant (RPC) à 20°C pour des fins de comparaison. Globalement, on observe sur la Figure 4.25 que la contrainte de cisaillement diminue avec la diminution de la température pour un taux de cisaillement donné.

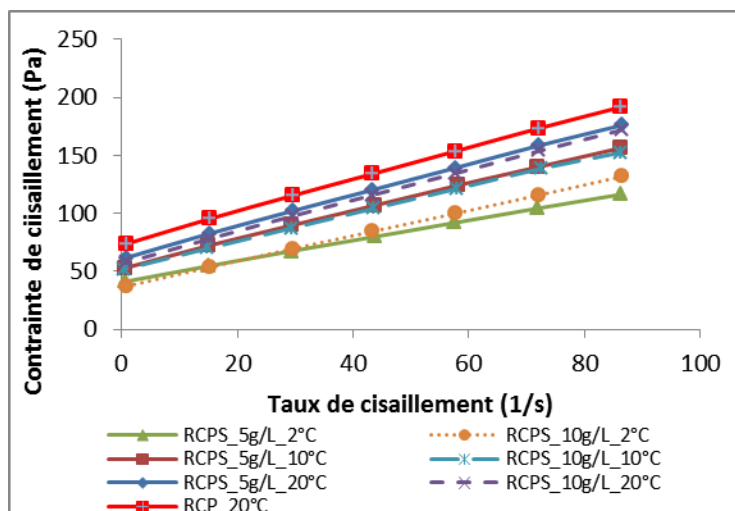


Figure 4.25 : Rhéogrammes des mélanges du remblai cimenté en pâte RCPS Goldex à des concentrations en sel de 5 et 10 g/L ( $C_w = 76,3\%$ ;  $B_w = 5\%$  HE) à des températures de 2, 10 et 20°C

De plus, l'ajout de sel à des concentrations de 5 et 10 g/L dans le RPC Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) entraîne une tendance à la diminution de la contrainte de cisaillement pour un taux de cisaillement fixe. Les courbes d'écoulement de ces mélanges se sont mieux ajustées avec le modèle de Herschel-Bulkley, comparativement au modèle de Bingham qui a donné des erreurs relatives légèrement supérieures au premier modèle.

Pour sa part, la viscosité dynamique des mélanges RCPS diminue avec l'accroissement du taux de cisaillement. Cependant, l'effet de la température sur la viscosité reste assez perceptible à des taux de cisaillement élevés (Figure 4.26). Le modèle de viscosité de Sisko, s'est bien ajusté aux courbes de viscosité car les erreurs relatives sont très faibles (voir les Tableaux G.4 et G.5 en Annexe G). On peut aussi noter que l'indice de consistance  $K_S$  et la viscosité à l'infini  $\eta_\infty$  de Sisko des RCPS Goldex à un dosage en ciment HE de 5% augmentent avec l'augmentation de la température (voir les Tableaux G.4 et G.5 en Annexe G).

Pour ce faire, la Figure 4.27 présente la variation des propriétés rhéologiques de RCPS et RCP Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) avec la température. D'emblée, on peut noter que tous les mélanges de RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) sont rhéofluidifiants vu que les valeurs d'indice d'écoulement  $n$  de ces mélanges sont inférieures à 1 à toutes les températures d'essai. On ne note pas de variation importante de l'indice d'écoulement  $n$  avec la variation de la température.

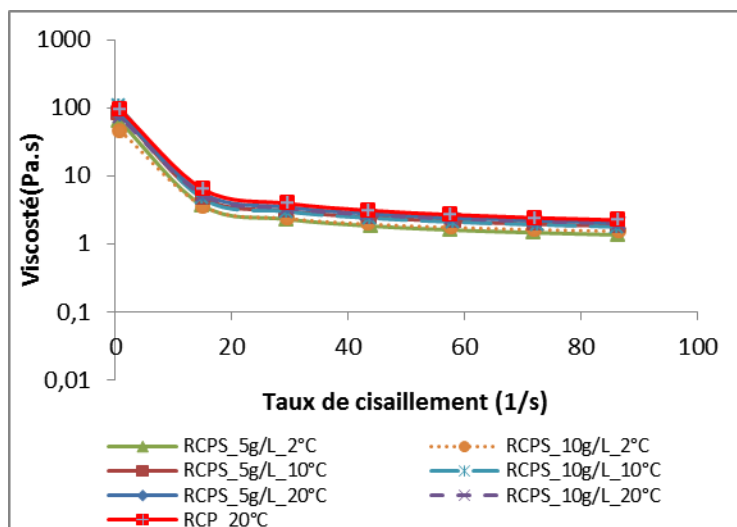


Figure 4.26 : Courbes de viscosité dynamique des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ;  $B_w = 5\%$  HE) de 5 et 10 g/L de concentration en sel à 2, 10 et 20°C.

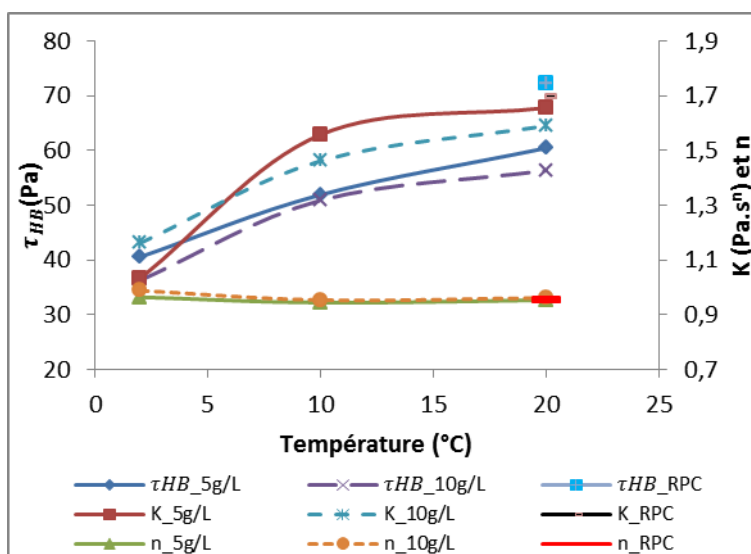


Figure 4.27 : Variation des propriétés rhéologiques avec la température (2 à 20°C) des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ;  $B_w = 5\%$  HE) de 5 et 10 g/L de concentration en sel.

De plus, on peut observer que le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et l'indice de consistance  $K$  augmentent avec l'augmentation de la température. En effet, pour la concentration en sel de 5 g/L, les valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  du RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) à 2, 10 et 20°C sont respectivement de 40,6 Pa, 51,9 Pa et 60,4 Pa. Quant aux valeurs de l'indice de consistance  $K$  aux mêmes températures, elles sont respectivement de 1,03 Pa.s<sup>n</sup>, 1,56 Pa.s<sup>n</sup>, et 1,66 Pa.s<sup>n</sup>. De même, pour les mélanges RCPS à une concentration en sel de 10 g/L, les valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$

à 2, 10 et 20°C sont respectivement de 36,32 Pa, 50,9 Pa et 56,3 Pa. En outre, les valeurs de l'indice de consistance  $K$  aux mêmes températures d'essai sont respectivement de 1,16 Pa.s<sup>n</sup>, 1,46 Pa.s<sup>n</sup>, et 1,59 Pa.s<sup>n</sup>.

En comparant les valeurs des propriétés rhéologiques du RCP Goldex ( $B_w=5\%$  HE) et des mélanges RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) à 20°C, on constate que l'ajout des sels à des concentrations de 5 et 10g/L a tendance à améliorer les propriétés rhéologiques. Pour rappel, le RCP Goldex avec  $C_w = 76,3\%$  présente les valeurs de 72,4 Pa, 1,70 Pa.s<sup>n</sup> et 0,95 respectivement pour le seuil de cisaillement et l'indice de consistance Herschel-Bulkley (voir Tableau G.1 en Annexe G). Ces valeurs sont plus élevées que celles obtenues pour les RCPS à 20°C (voir paragraphe précédent).

En appliquant le modèle de Bingham, on constate également que le seuil de cisaillement  $\tau_o$  et la viscosité plastique  $\eta_B$  des mélanges de RCPS augmentent avec l'augmentation de la température (voir les Tableaux G.4 et G.5 en Annexe G). En comparant, les deux types de mélanges RCPS Goldex ( $B_w = 5\%$  HE) à 5 et 10 g/L, on constate que les mélanges RCPS Goldex à 5g/L présentent des valeurs de seuil de cisaillement ( $\tau_{HB}$  et  $\tau_o$ ) supérieures à celles du RCPS Goldex à 10 g/L à toutes les températures d'essai. De même pour l'indice de consistance  $K$  et la viscosité plastique  $\eta_B$ , excepté à la température de 2°C.

#### 4.2.3.3 Effet du type de ciment et de la température

L'effet du type de ciment peut être illustré en comparant les résultats obtenus avec les ciments GU et HE. La Figure 4.28 et la Figure 4.29 illustrent les variations des paramètres de Herschel et Bulkley en fonction de la température pour les mélanges de RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ) à un dosage en ciment GU et HE de 5% respectivement pour des concentrations en sel de 5 et 10 g/L. On note sur ces figures que les valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$ , de l'indice de consistance  $K$  et de l'indice d'écoulement  $n$  des mélanges RCPS à un dosage en ciment de 5% HE sont supérieures à celles des mélanges RCPS à un dosage en ciment de 5% GU à 2, 10 et 20°C. Cette différence de comportement peut être expliquée par la finesse du ciment HE, et par conséquent par sa surface spécifique plus grande comparativement à celle du ciment GU. Pour une consistance ou une fluidité équivalente, le matériau à surface spécifique élevée exige une quantité importante d'eau qu'un matériau à surface spécifique relativement faible, à cause de la forte capacité de rétention de l'eau par les particules à surface spécifique élevée (Fall et al., 2005).

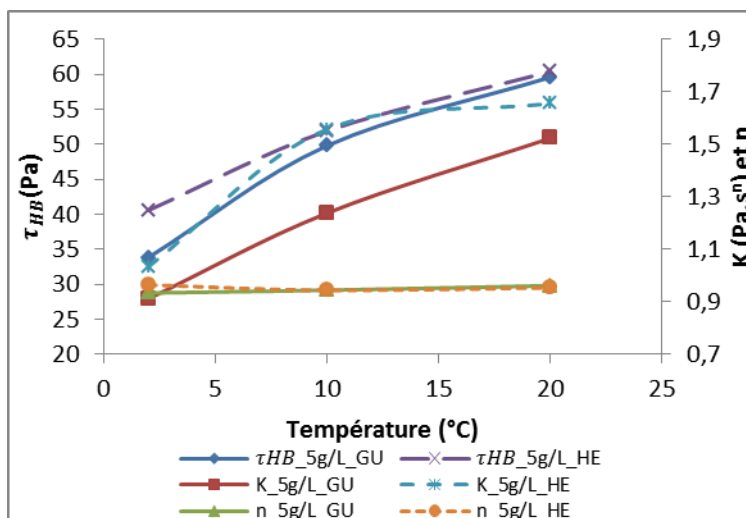


Figure 4.28 : Effet du type de ciment sur les propriétés rhéologiques des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ) à une concentration en sel de 5 g/L à des températures 2, 10 et 20°C.

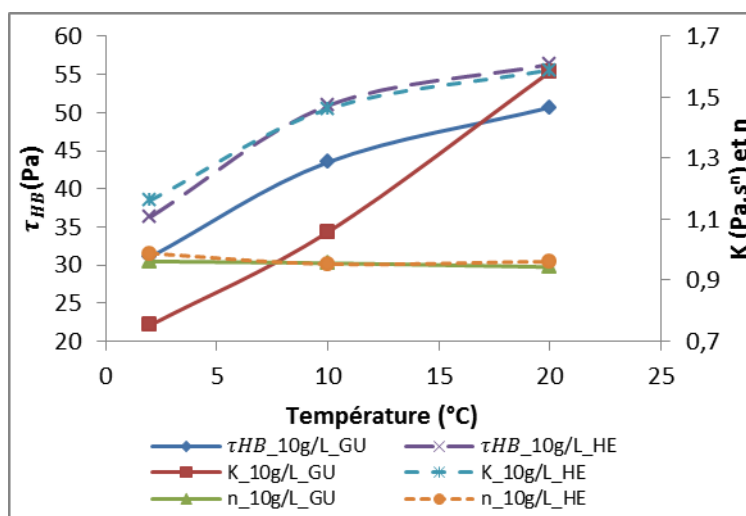


Figure 4.29 : Effet du type de ciment sur les propriétés rhéologiques des mélanges RCPS Goldex ( $C_w = 76,3\%$ ) à une concentration en sel de 10 g/L à des températures 2, 10 et 20°C.

#### 4.2.4 Remblai cimenté en pâte Meliadine

Cette section présente les résultats d'essais rhéologiques des mélanges de RCP et RCPS Meliadine du Tableau B.2 en Annexe B. En premier lieu, l'effet du pourcentage solide et du type de ciment a été étudiée sur les mélanges de RCP Meliadine à une température de 20°C. En second lieu, il a été question d'examiner l'effet de la température et du type de ciment sur les

propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine à des concentrations en sel de 5, 10 et 20 g/L et des pourcentages solides  $C_w = 75\%$  et  $76,3\%$ .

#### 4.2.4.1 Effet du pourcentage solide et du type de ciment

La Figure 4.30 présente les rhéogrammes des mélanges de RCP Meliadine à différents pourcentages solides  $C_w$  (71%, 73%, 75% et 76,3%) pour des dosages en ciment HE et GU de 5% à la température de 20°C. On note que la contrainte de cisaillement augmente avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$  pour un taux de cisaillement donné. De même, on constate que les mélanges de RPC au ciment GU présentent des contraintes de cisaillement légèrement inférieures à celles des mélanges de RCP au ciment HE tel qu'observé pour le remblai utilisant les résidus Goldex. Ce phénomène s'accroît pour des faibles pourcentages solides. Le meilleur ajustement de ces courbes d'écoulement a été obtenu avec le modèle de Herschel-Bulkley (voir Tableaux H.1 et H.2 en Annexe H).

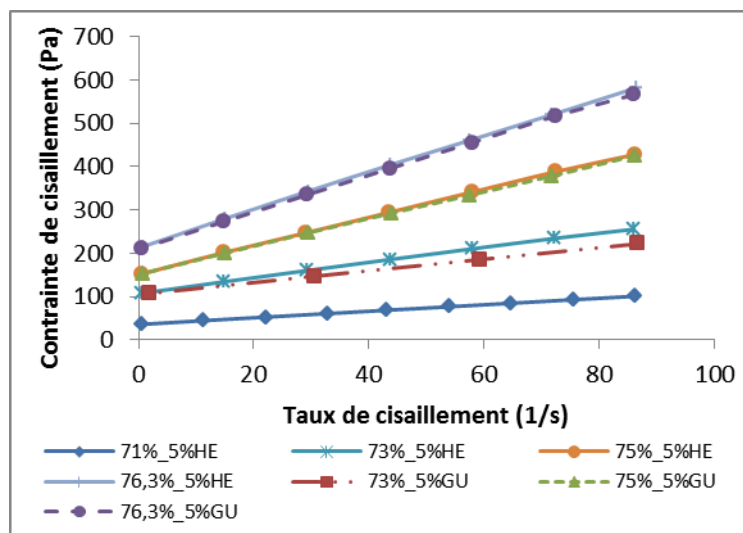


Figure 4.30 : Rhéogrammes des mélanges de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE et  $B_w = 5\%$  GU) à différents pourcentages solides  $C_w$  (71%, 73%, 75% et 76,3%).

De ce fait, la Figure 4.31 présente la variation des propriétés rhéologiques avec le pourcentage solide  $C_w$  pour les deux types de mélanges RPC Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE et  $B_w = 5\%$  GU). On note que le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et l'indice de consistance  $K$  de ces deux mélanges augmentent avec l'augmentation du pourcentage solide  $C_w$ . Pour le RCP Meliadine à  $B_w = 5\%$  HE,  $\tau_{HB}$  passe de 35,5 Pa à 211,7 Pa et  $K$  passe de 0,86 Pa.s<sup>n</sup> à 5,07 Pa.s<sup>n</sup> lorsque  $C_w$  passe de

71% à 76,3%. Pour le RCP Meliadine à  $B_w = 5\%$  GU,  $\tau_{HB}$  passe de 105 Pa à 208 Pa et  $K$  passe de 1,39 Pa.s<sup>n</sup> à 4,95 Pa.s<sup>n</sup> lorsque  $C_w$  passe de 73% à 76,3%. Par contre, on ne note pas de variation importante de leurs indices d'écoulement qui, du reste sont inférieurs à 1. Ce qui dénote un comportement rhéofluidifiant des mélanges de RCP Meliadine pour des pourcentages solides compris entre 71% et 76,3%, des dosages en ciment HE ou GU de 5% et des taux de cisaillement inférieurs à 100 s<sup>-1</sup>.

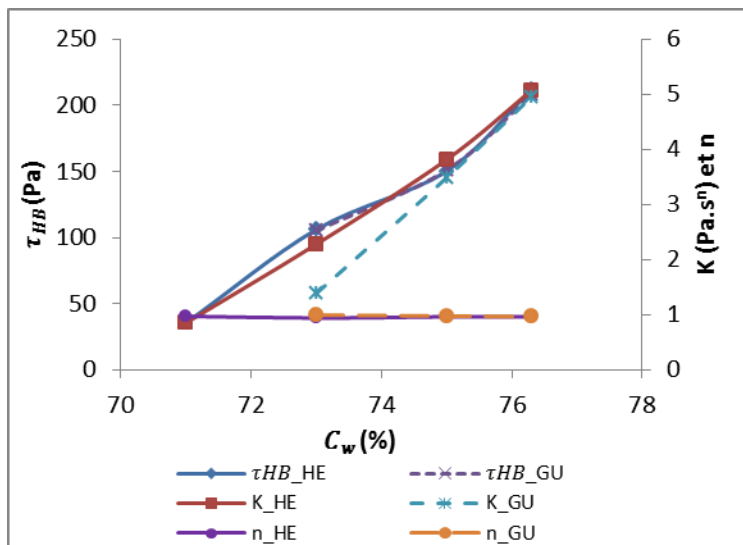


Figure 4.31 : Effet de type de ciment et du pourcentage solide  $C_w$  sur les propriétés rhéologiques de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$ ) à la température de 20°C.

L'effet du type de ciment n'est presque pas perceptible sur le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et l'indice de consistance  $K$  de ces deux types de mélanges à base des résidus Meliadine, contrairement à Goldex. Cette différence de comportement entre les RCP Goldex et Meliadine peut être liée aux différences au niveau des caractéristiques physiques (granulométrie plus fine pour Meliadine), chimiques et minéralogique. Les résidus Meliadine contiennent par exemple 14,6 % de muscovite contre 0,4% pour Goldex. La muscovite est un minéral argileux (phyllosilicate) qui peut affecter la consistance et la rhéologie des mélanges. En effet, les mélanges Meliadine étaient plus pâteux que les mélanges Goldex pour le même pourcentage solide. Dans le RCP Meliadine, l'apport de la finesse du liant HE n'affecte pas les propriétés rhéologiques du RCP contrairement au RCP Goldex.

#### 4.2.4.2 Effet de la température, de la salinité et du type de ciment à $C_w = 75\%$

Cette sous-section présente les résultats d'essais rhéologiques réalisés sur des mélanges de RCPS à un pourcentage solide de 75% (qui correspond à un slump de 8,4 cm (3,3 pouces) au PC (soit 7 pouces au CS) pour le RCP; voir Figure 4.11 et Figure 4.12 et un dosage en ciment GU et HE de 5%. Il est important de signaler que ces résultats constituent une série complémentaire des résultats de l'article présenté à la Conférence Canadienne de Géotechnique GéoQuébec 2015 (Kalonji et al. 2015). La différence est que ces présents essais ont été réalisés avec la procédure pré-cisaillement suivi d'un cisaillement descendant (« *pre-shearing and down flow* ») décrite à la Figure 3.9b. Cette série complémentaire d'essais a été réalisée à des concentrations en sel de 10 et 20 g/L afin d'examiner l'effet de l'augmentation de la concentration en sel sur les propriétés rhéologiques du RCPS.

Les Figure 4.32 et Figure 4.33 présentent les rhéogrammes à 2, 10, et 20°C des mélanges de RCPS Meliadine à des concentrations en sel respectifs de 10 et 20 g/L. Le modèle d'écoulement de Herschel-Bulkley a été plus approprié pour décrire le comportement rhéologique des mélanges de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU), étant donné que ce modèle a pratiquement donné des valeurs d'erreurs plus faible que celui de Bingham. Ces valeurs sont reprises dans le Tableaux I.1 à I.4 en Annexe I.

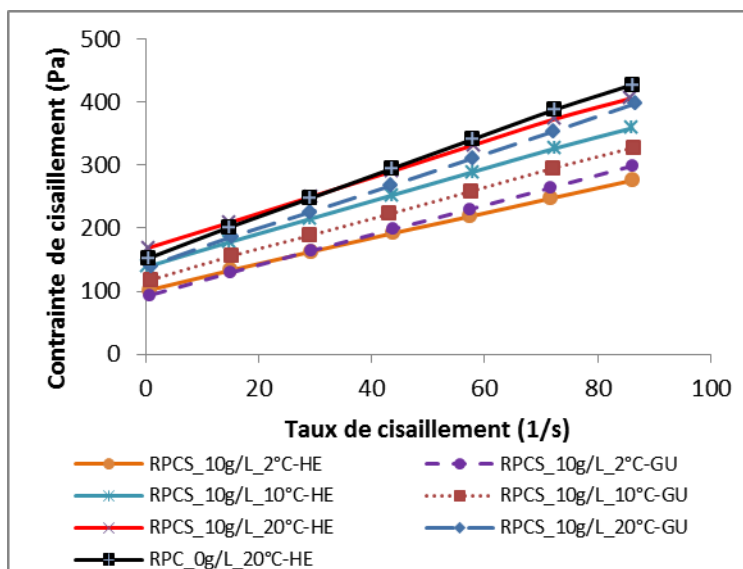


Figure 4.32 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 75\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 10 g/L) à 2, 10 et 20°C.

Comme on peut le remarquer sur les Figure 4.32 et Figure 4.33, la contrainte cisaillement des mélanges de RCPS Meliadine a tendance à augmenter avec la température, pour un taux de cisaillement donné. De plus, on peut aussi noter que le mélange de RCPS au ciment GU développe des contraintes de cisaillement légèrement inférieures à celles du RCPS au ciment HE à toutes les températures d'essai pour des taux de cisaillement identiques. Tous ces mélanges de RCPS Meliadine ont démontré un comportement rhéofluidifiant à cause de leurs indices d'écoulement inférieurs à 1.

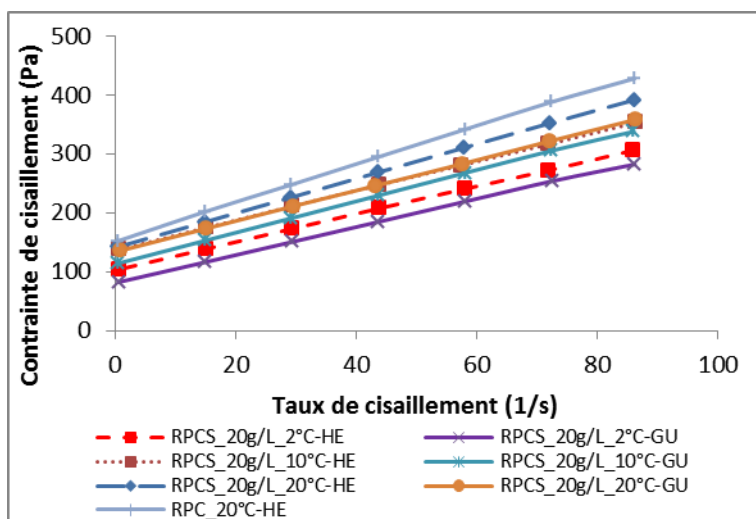


Figure 4.33 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 75\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 20 g/L) à 2, 10 et 20°C.

La Figure 4.34 présente la variation avec la température des propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$ ) à un dosage de ciment HE de 5% et des concentrations de sel de 10 et 20 g/L. On peut noter que les seuils de cisaillement, l'indice de consistance et l'indice d'écoulement de ces mélanges de RCPS Meliadine ont tendance à augmenter avec l'augmentation de la température. En effet, les valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  du RCPS Meliadine à une concentration en sel de 10 g/L sont de 100,3 Pa, 137,8 Pa et 166,6 Pa pour des températures respectives de 2, 10, et 20°C et les valeurs de l'indice de consistance  $K$  de ce dernier mélange, elles sont de 2,43 Pa.s<sup>n</sup>, 2,94 Pa.s<sup>n</sup> et 3,03 Pa.s<sup>n</sup>. Les valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  du RCPS Meliadine à une concentration en sel de 20 g/L sont de 102,1 Pa, 135,8 Pa et 140,6 Pa pour des températures respectives de 2, 10, et 20°C. Quant aux valeurs de l'indice de consistance  $K$  de ce dernier mélange, elles sont de 2,55 Pa.s<sup>n</sup>, 2,72 Pa.s<sup>n</sup> et 3,01 Pa.s<sup>n</sup>. En observant les valeurs des propriétés rhéologiques de ces deux types de mélanges de RCPS, on

note que le RCPS Meliadine à un dosage de ciment HE de 5% et une concentration en sel de 10 g/L présente des valeurs de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et d'indice de consistance  $K$  supérieures à celles du RCPS Meliadine à un dosage de ciment HE de 5% et une concentration en sel de 20 g/L à 10 et 20°C. Par contre, à 2°C, le RCPS Meliadine à un dosage de ciment HE de 5% et une concentration en sel de 20 g/L présente une valeur de seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  légèrement supérieure à celle du RCPS Meliadine à un dosage de ciment HE de 5% et une concentration en sel de 10 g/L.

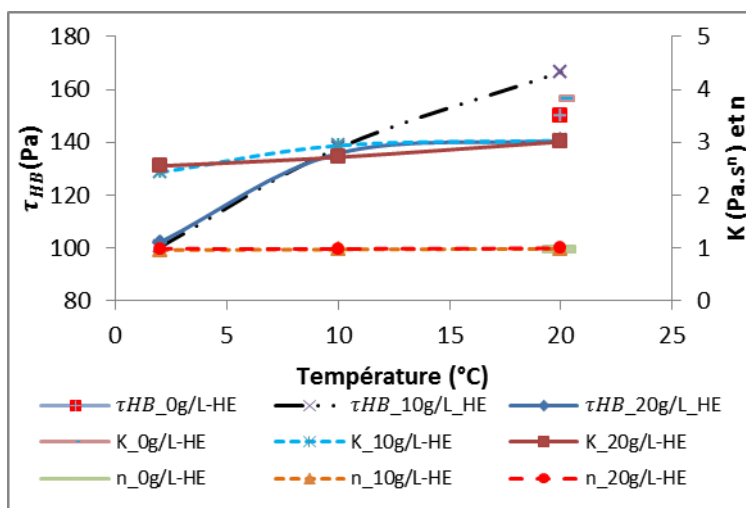


Figure 4.34 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE, concentration en sel de 10 et 20 g/L) avec la température.

En considérant les mélanges RCP et RCPS Meliadine à 20°C à un dosage en ciment HE de 5%, il s'avère que l'ajout de sel à une concentration de 20 g/L améliore les propriétés rhéologiques des mélanges (diminution du seuil de cisaillement et de l'indice de consistance). Par contre un comportement contrasté est observé pour un ajout de sel à une concentration de 10 g/L dans les mélanges de remblai en pâte Meliadine à 20°C. Cette dernière concentration en sel entraîne une légère augmentation du seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et une diminution de l'indice de consistance  $K$  du RCPS Meliadine à un dosage en ciment HE de 5% par rapport au RPC ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE). De même en considérant les modèles de Bingham et de Sisko dont les valeurs de différents paramètres sont reprises dans le Tableau H.2 en Annexe H (RCP Meliadine à une concentration en sel de 0 g/L,  $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE), le Tableau I.1 en Annexe I (RCPS Meliadine à une concentration en sel de 10 g/L) et le Tableau I.2 en Annexe I (RCPS Meliadine à une concentration en sel de 20 g/L), on note que les valeurs de la viscosité plastique  $\eta_B$  et de la

viscosité à l'infini  $\eta_{\infty}$  des mélanges de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE) sont inférieures à celle du RCP Meliadine ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE).

Alors que le seuil de cisaillement de Bingham  $\tau_0$  et l'indice de consistance de Sisko  $K_S$  du mélange de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 10 g/L sont légèrement supérieurs à ceux du RPC à la température de 20°C. Les valeurs de  $\tau_0$  du RCPS ( $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 10 g/L sont de 102,2 Pa, 139,5 Pa et 167,7 Pa pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C. Les valeurs de  $K_S$  du RCPS ( $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 10 g/L sont de 100,9 Pa.s<sup>n</sup>, 138,7 Pa.s<sup>n</sup> et 167,4 Pa.s<sup>n</sup> pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C. Comparativement aux valeurs de  $\tau_0$  et  $K_S$  du RPC ( $B_w = 5\%$  HE) à la température de 20°C, qui sont respectivement de 153 Pa et 151,6 Pa.s<sup>n</sup>, Pour sa part le RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 20 g/L présente des valeurs de seuil de cisaillement de Bingham  $\tau_0$  et l'indice de consistance de Sisko  $K_S$  inférieures à celle de RPC. Les valeurs de  $\tau_0$  du RCPS ( $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 20 g/L sont de 103,1 Pa, 136,8 Pa et 141 Pa pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C. Les valeurs de  $K_S$  du RCPS ( $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 10 g/L sont de 102,5 Pa.s<sup>n</sup>, 136 Pa.s<sup>n</sup> et 140,9 Pa.s<sup>n</sup> pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C.

Bien que le mélange RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 10 g/L présente un seuil de cisaillement élevé, il présente des valeurs de viscosité plastique  $\eta_B$  et de la viscosité à l'infini  $\eta_{\infty}$  inférieures à celles du RCP et RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 20 g/L.

L'effet de la température et de la salinité sur les mélanges de RCPS Meliadine à  $C_w = 75\%$  et un dosage en ciment GU de 5% est illustré par la Figure 4.35. On note une augmentation du seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et de l'indice de consistance  $K$  à des concentrations de 10 et 20 g/L avec l'augmentation de la température. Par ailleurs, le mélange de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  GU) à une concentration de 20 g/L présente une valeur de l'indice de consistance plus élevée à 10°C. En considérant les valeurs de la viscosité plastique  $\eta_B$  et de la viscosité à l'infini  $\eta_{\infty}$  des mélanges de RCPS Meliadine à un dosage en ciment de 5%GU et des concentrations en sel de 10 et 20 g/L, de faibles écarts entre ces valeurs sont observées pour une température donnée (voir Tableaux I.3 et I.4 en Annexe I).

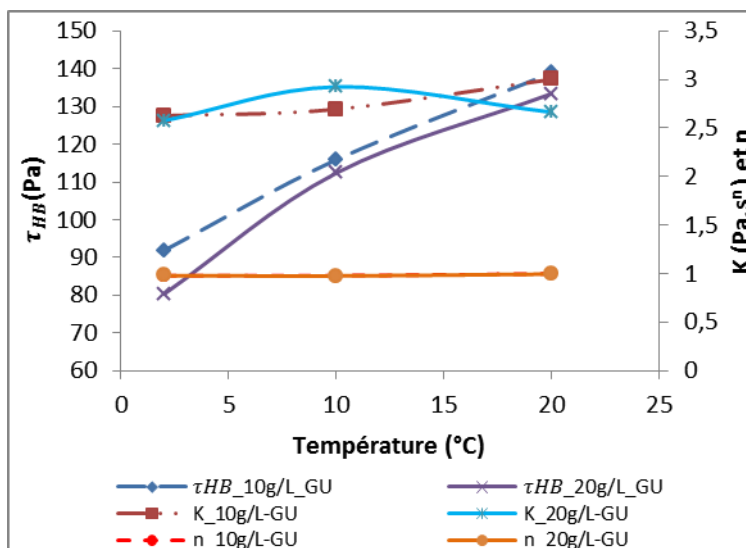


Figure 4.35 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 75\%$  et  $B_w = 5\%$  GU, concentration en sel de 10 et 20 g/L) avec la température.

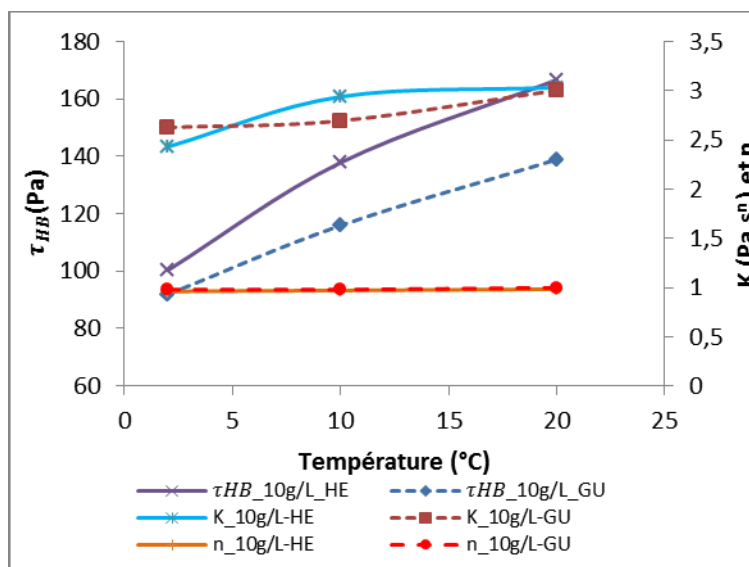


Figure 4.36 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 75\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 10 g/L) avec la température

La Figure 4.36 et la Figure 4.37 présentent l'effet du type de ciment et de la température sur les propriétés rhéologiques des RCPS Meliadine à des concentrations en sel respectifs de 10 et 20 g/L. On peut noter que les RCPS Meliadine au ciment HE présentent des valeurs de seuil de cisaillement ( $\tau_{HB}$ ,  $\tau_0$ ) et de l'indice de la consistance de Sisko  $K_S$  supérieurs à celles des RCPS Meliadine au ciment GU à toutes les températures d'essai. Cela est probablement lié à la surface

spécifique du ciment HE, qui est plus élevée que celle du ciment GU. Par ailleurs, on note de faibles écarts entre les valeurs de l'indice de consistance  $K$ , de la viscosité plastique  $\eta_B$  et de la viscosité à l'infini  $\eta_\infty$  des RCPS Meliadine aux ciments GU et HE pour une concentration en sel fixe et une température donnée.

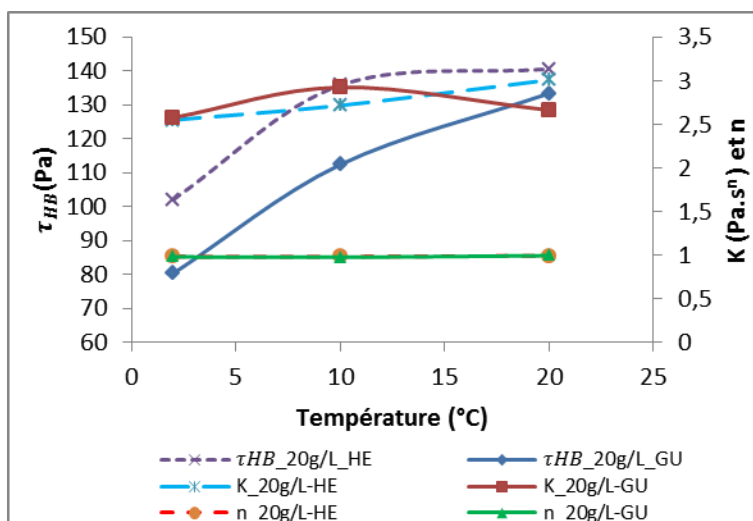


Figure 4.37 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 75\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 20 g/L) avec la température.

#### 4.2.4.3 Effet de la température, de la salinité et du type de ciment à $C_w = 76,3\%$

Cette sous-section présente les résultats d'essais rhéologiques réalisés sur des mélanges de RCPS à un pourcentage solide de 76,3% (qui correspond à un slump de 17,8 cm (7 pouces) pour le RP; voir Figure 4.5) et un dosage en ciment GU et HE de 5%. Les Figure 4.38 et Figure 4.39 présentent les rhéogrammes des mélanges de RCPS Meliadine à des concentrations en sel respectives de 5 et 10 g/L pour des températures de 2, 10 et 20°C. On peut noter que la contrainte de cisaillement a tendance à diminuer avec la diminution de la température des mélanges de RCPS Meliadine, pour un taux de cisaillement donné. Se basant sur les valeurs d'erreurs reprises dans les Tableaux J.1, J.2, J.3 et J.4 en Annexe J, le modèle de Herschel-Bulkley s'est avéré plus approprié pour décrire le comportement rhéologique de ces mélanges comparativement au modèle de Bingham. On note également que les mélanges de RCPS à dosage en ciment HE de 5% développent des contraintes de cisaillement légèrement supérieures à celles des mélanges de RCPS à dosage en ciment GU de 5%. Cette observation avait aussi été faite pour les RCPS Goldex (voir Figure 4.22).

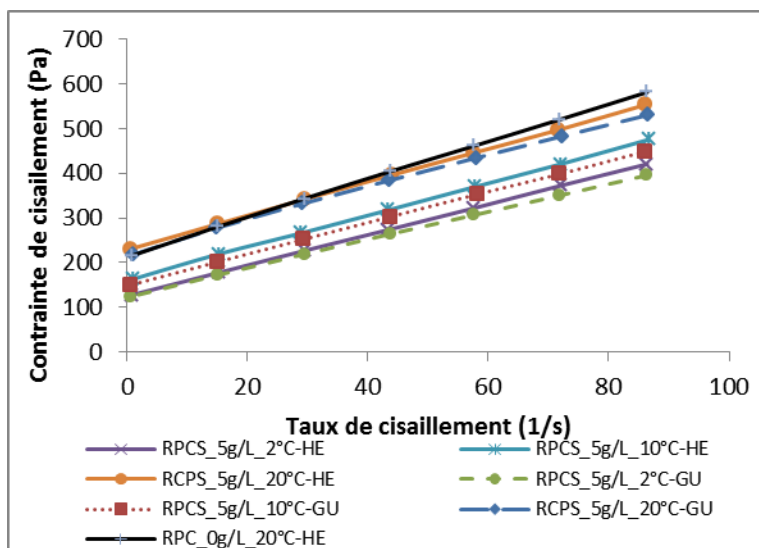


Figure 4.38 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 5 g/L) à 2, 10 et 20°C.

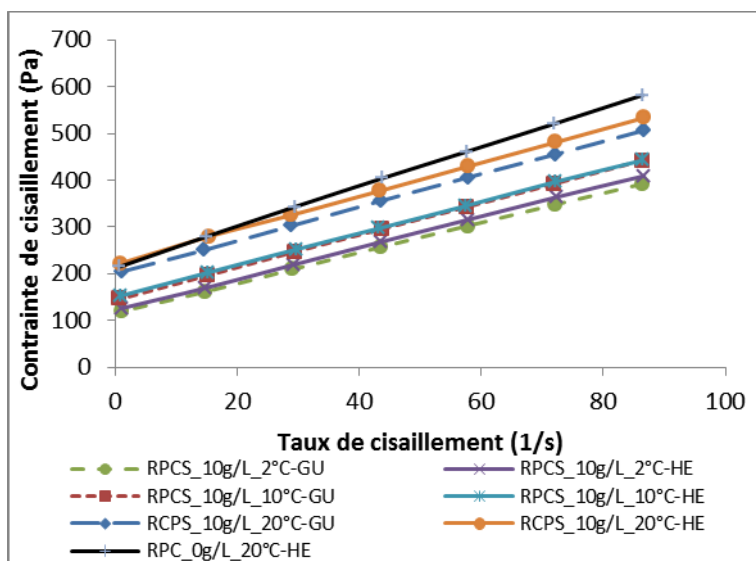


Figure 4.39 : Rhéogrammes des mélanges de RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 5 et 10 g/L) à 2, 10 et 20°C.

Les Figure 4.40 et Figure 4.41 présentent la variation avec la température des propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS respectivement à dosages en ciment HE et GU de 5%. On peut noter que le seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  et l'indice de consistance  $K$  de ces différents mélanges de RCPS Meliadine augmentent avec l'augmentation de la température. En effet, les valeurs du seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en

sel de 5 g/L sont de 124,8 Pa, 160,2 Pa et 228,3 Pa pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C. Ces mélanges présentent des valeurs d'indice de consistance  $K$  de 3,49 Pa.s<sup>n</sup>, 3,81 Pa.s<sup>n</sup>, et 4,05 Pa.s<sup>n</sup> pour des températures respectives de 2, 10 et 20°C.

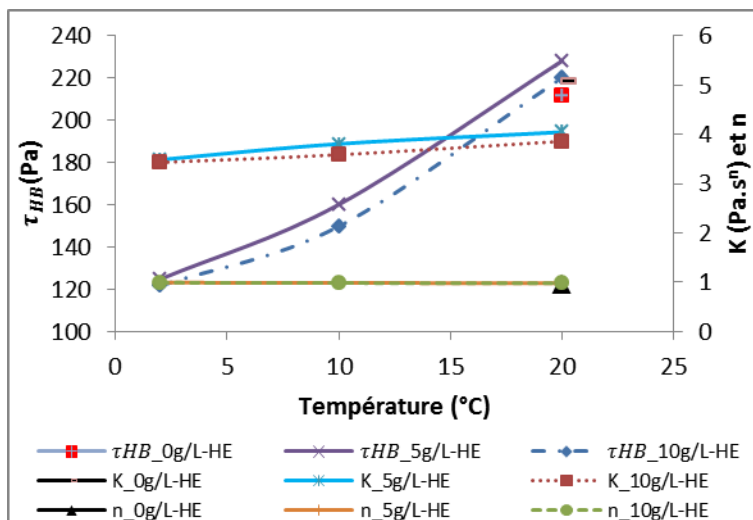


Figure 4.40 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  HE, concentration en sel de 5 et 10 g/L) avec la température.

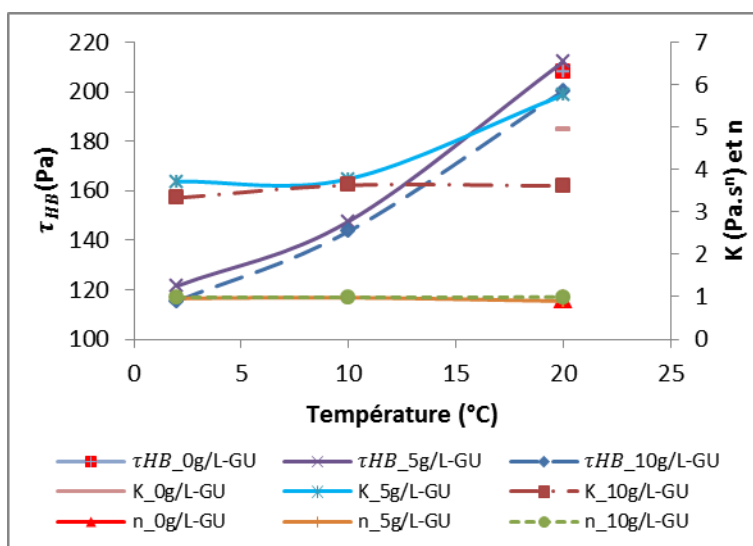


Figure 4.41 : Variation des propriétés rhéologiques de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  GU, concentration en sel de 5 et 10 g/L) avec la température.

Pour le RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  HE) à une concentration en sel de 10 g/L, les valeurs du seuil de cisaillement  $\tau_{HB}$  sont de 121,7 Pa, 149,9 Pa et 220,3 Pa et les valeurs d'indice de consistance sont de 3,44 Pa.s<sup>n</sup>, 3,59 Pa.s<sup>n</sup>, et 3,86 Pa.s<sup>n</sup> pour des températures respectives de

2, 10 et 20°C. L'indice d'écoulement  $n$  de ces mélanges ne varie presque pas avec la température. De plus, on notera que tous ces mélanges ont exhibé un comportement rhéofluidifiant à toutes les températures d'essai, car leurs valeurs d'indice d'écoulement  $n$  sont restées inférieures à 1.

En comparant ces mélanges ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  HE) contenant 5 et 10 g/L de sel, on constate que les valeurs des propriétés rhéologiques du RCPS Meliadine à une concentration en sel de 5 g/L sont élevées que celle du RCPS Meliadine à une concentration en sel de 10 g/L. Cependant, en comparant les valeurs des propriétés rhéologiques du RPC ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et une concentration en sel de 0 g/L) et celles de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et une concentration en sel de 5 et 10 g/L) à 20°C, on note que les RCPS présentent des seuils de cisaillement  $\tau_{HB}$  légèrement supérieures à celle du RPC. Par contre, le RPC ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE) présente une valeur de consistance supérieure aux valeurs d'indices de consistance  $K$  de RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et une concentration en sel de 5 et 10 g/L) à la température de 20°C. De la même façon que les mélanges de RCPS au ciment HE, les mélanges de RCPS au ciment GU présentent des comportements similaires (Figure 4.41). Néanmoins, il faut noter que le RCPS au ciment GU ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  GU) à une concentration en sel de 5 g/L présente une valeur d'indice de consistance  $K$  légèrement supérieure à celle de RPC ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  GU) à 20°C. Mais en comparant leurs indices d'écoulement, on peut remarquer que le RCPS au ciment GU ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  GU) à une concentration en sel de 5 g/L a un indice d'écoulement relativement faible que celui du RPC ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  GU). En utilisant le modèle de Bingham, on observe que la viscosité plastique  $\eta_B$  du mélange RPC au ciment GU ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  GU) est supérieure à celle du RCPS au ciment GU ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  GU) à 20°C.

L'effet du type de ciment a été examiné sur les mélanges de RCPS à un pourcentage solide de 76,3% (Figure 4.42 et Figure 4.43). La Figure 4.42 et la Figure 4.43 présentent l'effet du type de ciment à différentes températures sur les propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS à des concentrations en sel respectifs de 5 g/L et 10 g/L. Globalement, on peut noter que les mélanges de RCPS ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$ ) au ciment HE présentent des seuils de cisaillement  $\tau_{HB}$  et  $\tau_o$ , supérieures à celles des mélanges RCPS ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  GU) à 2, 10 et 20°C. Par contre les RCPS ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$ ) au ciment HE présentent des valeurs d'indice de consistance

$K$ , d'indice d'écoulement  $n$ , de viscosité plastique  $\eta_B$  et de viscosité à l'infini  $\eta_\infty$  similaires à celles du RCPS ( $C_w = 76,3\%$  et  $B_w = 5\%$  GU) à 2, 10 et 20°C.

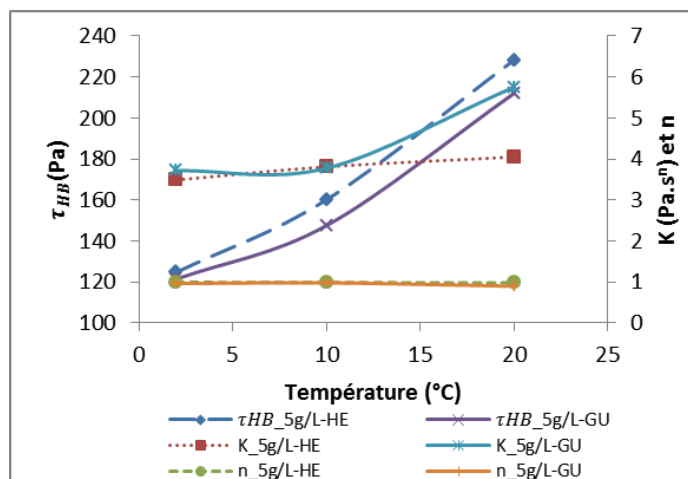


Figure 4.42 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 5 g/L) avec la température.

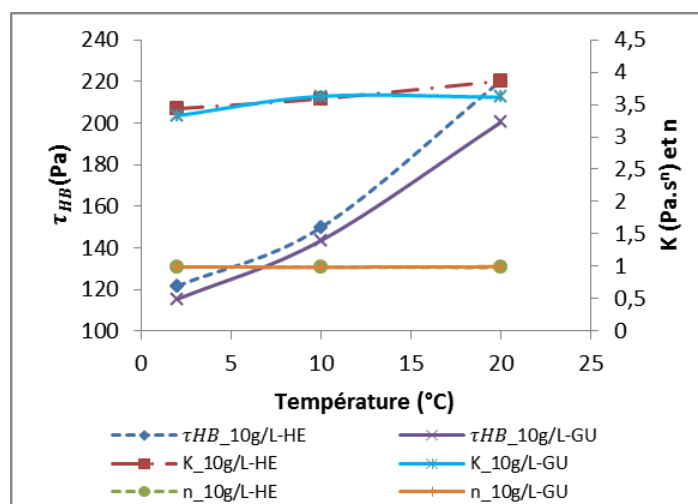


Figure 4.43 : Variation des propriétés rhéologiques du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ,  $B_w = 5\%$  HE et GU, concentration en sel de 10 g/L) avec la température.

### 4.3 Caractérisations thermiques

Cette section présente les résultats de la caractérisation thermique de résidu en pâte et de remblai cimenté en pâte Goldex et Meliadine. L'objectif de ces essais est d'examiner l'effet de la température sur les propriétés thermiques des mélanges. Les mélanges de RP et RCP Goldex ont

été préparés à un pourcentage solide  $C_w$  de 75%. Les dosages en ciment GU de 3% et 5% ont été utilisés pour leur préparation. Quant aux mélanges de RP et RCP Meliadine, ils ont été préparés à un pourcentage solide  $C_w$  de 76,3%. Un dosage en ciment HE de 5% a été utilisé pour la préparation du RCP Meliadine. Beya et al. (2015) ont montré qu'une concentration en sel de l'eau de préparation du remblai en pâte jusqu'à 10 g/L n'affectait pas les propriétés thermiques des mélanges de RCPS Meliadine. Raison pour laquelle, l'effet de la salinité sur les propriétés thermiques des mélanges de RPS et RCPS n'a pas été étudié.

#### 4.3.1 Résidu en pâte et remblai cimenté en pâte Goldex

Le Tableau 4.1 reprend les mesures des propriétés thermiques (conductivité  $\lambda$ , résistivité  $\Omega$ , capacité volumique  $C_t$  et diffusivité  $\delta$  thermiques) effectuées à 5 et 22,5°C sur les mélanges de RP et RCP Goldex.

Tableau 4.1 : Valeurs des propriétés thermiques de RP et RCP Goldex ( $C_w = 75\%$ ) à 5 et 22,5°C

$B_w$ (%)	$\lambda$ (W/(m·K))		$\Omega$ (°C·cm/W)		$C_t$ (MJ/(m <sup>3</sup> ·K))		$\delta$ (mm <sup>2</sup> /s)	
	5°C	22,5°C	5°C	22,5°C	5°C	22,5°C	5°C	22,5°C
0	1,69	1,56	59,4	64,3	2,91	2,93	0,58	0,53
3	1,46	1,44	68,7	69,4	2,84	3,05	0,52	0,47
5	1,45	1,44	68,9	69,4	2,81	3,02	0,52	0,48

La Figure 4.44 présente les différentes valeurs de la conductivité thermique et de la capacité thermique de RP et RCP Goldex à 5 et 22,5°C. Compte tenu de la précision des mesures qui est de  $\pm 10\%$  pour tous les paramètres du tableau ci-dessus, l'on peut admettre que les valeurs de la conductivité thermique et de la diffusivité thermique du RP et RCP frais à 5°C et à 22,5°C sont presque identiques. Cela est aussi valable pour la capacité et la résistivité thermiques. De plus, on peut noter que l'ajout du ciment GU dans les dosages de 3 à 5% dans les mélanges Goldex entraîne une diminution de la conductivité et de la diffusivité thermiques par rapport au RP (sans liant).

Quant à la capacité et à la résistivité thermiques, le RCP Goldex présente des valeurs de ces dernières inférieures à celle du RP Goldex à 5°C. À 22°C, on observe que le RCP Goldex présente des valeurs de la capacité et de la résistivité thermiques légèrement supérieures à celles du RP Goldex. Certes, l'ajout du ciment GU dans les mélanges affecte les propriétés thermiques, mais l'effet du dosage en ciment dans la fourchette de dosage (de 3 - 5%) n'a pas été perçu. En

effet, les mélanges de RCP Goldex à 3 et 5% de dosage en ciment GU présentent des valeurs de propriétés thermiques très proches.

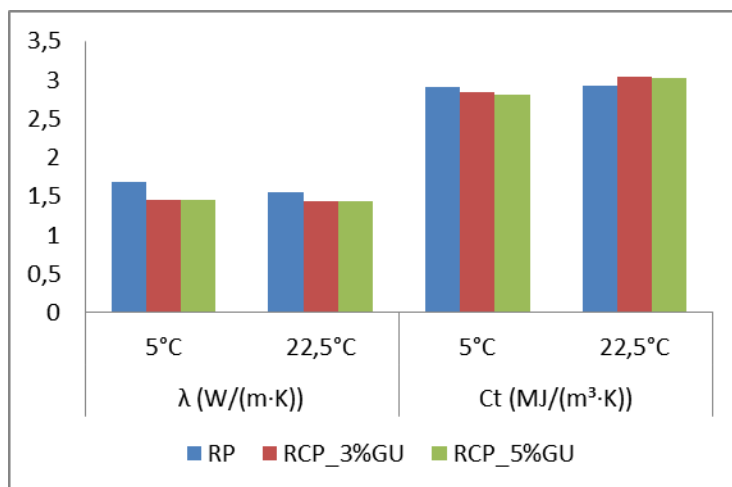


Figure 4.44 : Variation de la conductivité et de la capacité thermiques de RP et RCP Goldex avec la température.

### 4.3.2 Résidu en pâte et du remblai cimenté en pâte Meliadine

Le Tableau 4.2 présente les valeurs de propriétés thermiques mesurées à 2, 22, 30 et 40°C sur les mélanges de  $C_w = 76,3\%$  de RP et RCP Meliadine. Rappelons que les mélanges de RCP Meliadine ont été effectués à un dosage en ciment HE de 5%.

Tableau 4.2 : Valeurs des propriétés thermiques des mélanges RP et RCP Meliadine ( $C_w=76,3\%$ ;  $B_w = 5\%$  HE) à 2, 22, 30 et 40°C

	RP				RCP_5%HE			
	2°C	22°C	30°C	40°C	2°C	22°C	30°C	40°C
$\lambda$ (W/m.K)	1,69	1,68	1,74	1,7	1,7	1,68	1,74	1,56
$\Omega$ (°C.cm/W)	59,2	59,6	57,6	59	59,2	59,4	57,6	64,1
$C_t$ (MJ/m³.K)	3,28	2,58	2,81	3,21	3,3	2,59	2,81	3,08
$\delta$ (mm²/s)	0,52	0,65	0,62	0,53	0,52	0,65	0,62	0,51

Comme on peut bien l'observer sur la Figure 4.45, qui présente les valeurs de la conductivité et de la capacité thermique volumique de RP et RCP Meliadine, la conductivité thermique du RP ainsi que celle du RCP ne varie presque pas avec la variation de la température. Néanmoins, il faut noter que la RCP présente une conductivité thermique légèrement inférieure à celle du RP à

40°C. Mais si l'on doit tenir compte de la précision de l'appareil de mesure, les valeurs de conductivité thermique du RCP est presque égale à celle du RP.

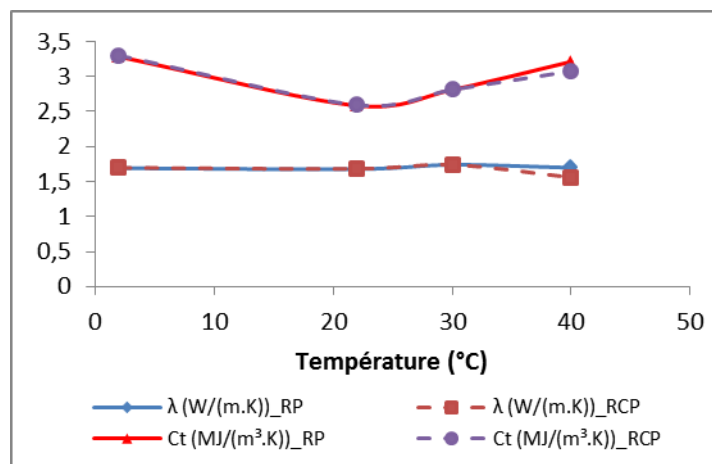


Figure 4.45 : Variation de la conductivité et de la capacité thermiques de RP et RCP Meliadine avec la température

Par contre, les valeurs de la capacité thermique de ces deux mélanges (RP et RCP Meliadine) fluctuent avec la variation de la température. Comparativement aux valeurs de capacités thermiques de RP et le RCP obtenues à 22°C, celles obtenues à 2, 30 et 40°C sont élevées. Cela peut être expliqué par la variation de la capacité thermique massique ou volumique de l'eau. Cette dernière a tendance à diminuer dans la plage de 20 à 30°C, avant de pouvoir remonter à des températures supérieures à 30°C (Ahmed et al., 2015). Dans l'ensemble, on peut noter que l'effet d'ajout du ciment HE à un dosage de 5% dans les mélanges sur les propriétés thermiques du RCP Meliadine n'a pas été observé à toutes les températures de mesure.

#### 4.4 Essais de mini écoulement en boucle (*mini flow loop Tests*)

Cette section présente les résultats des essais de mini écoulement en boucle de l'eau, des résidus en pâte Goldex ( $C_w = 74\%$ ) et Meliadine ( $C_w = 71\%$ ) et du remblai cimenté en pâte Meliadine ( $C_w = 71\%$  et  $B_w = 5\% \text{HE}$ ). L'objectif principal de ces essais était d'étudier la variation de la température de ces matériaux en écoulement dans le circuit de l'essai de mini écoulement, et d'évaluer les pertes de charge. Les différents matériaux ont été pompés dans le circuit durant 60 minutes. Les différentes valeurs ont été prises à 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 60 minutes.

### 4.4.1 Eau

La Figure 4.46 montre l'évolution des différentes températures mesurée (à l'extérieur  $T_{air}$ , fluide  $T_{fe}$  et paroi du tube  $T_{pe}$  à l'entrée du circuit, fluide  $T_{fs}$  et paroi de la conduite  $T_{ps}$  à la sortie du circuit et des pertes de charges  $\Delta p$ ) lors de l'essai de pompage en boucle (durant 60 min) de l'eau dans le circuit. Les valeurs de  $T_{fe}$  sont de 9,7°C, 9,7°C, 9,9°C, 9,9°C, 10,4°C, 10,7°C et 10,2°C pour les cycles respectifs à 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 60 minutes. Les valeurs de  $T_{fs}$  sont de 9,67°C, 9,4°C, 9,7°C, 9,9°C, 10,1°C, 10,7°C et 10,2°C pour les cycles respectifs à 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 60 minutes. Les valeurs de  $T_{pe}$  sont de 5,8°C, 7°C, 6,9°C, 5,9°C, 5,4°C, 8,1°C, 7,5°C et 8,5°C pour les cycles respectifs à 0, 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 60 minutes. Les valeurs de  $T_{ps}$  sont de 5,4°C, 7,6°C, 7,6°C, 6,8°C, 6,1°C, 8°C, 8,2°C et 8,4°C pour les cycles respectifs à 0, 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 60 minutes. Les valeurs de la température à l'extérieur  $T_{air}$  sont de 3, 2, 2, 2, 3, 3 et 2°C pour les cycles respectifs à 0, 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 60 minutes.

On peut noter que la température de l'eau en écoulement dans le circuit reste influencée par la température à l'extérieur  $T_{air}$  avec le temps de recirculation. Par ailleurs, pour un cycle de circulation de l'eau dans le circuit du mini-loop test, aucune variation notable de la température de l'eau  $\Delta T_f (= T_{fs} - T_{fe})$  n'a été observée entre l'entrée et la sortie pour chaque cycle d'écoulement (voir la Figure 4.46 et les données reprises dans le Tableau K.1 de l'Annexe K). De plus, on note que le nombre Brinkman  $Br$  calculé selon l'équation (2-96) est négatif, bien que très faible ( $Br$  varie entre -0,001 et -0,002). Cela dénote que la chaleur liée au frottement interne (entre l'eau et la paroi) et à la dissipation visqueuse (dans les couches d'eau) est très faible, et un refroidissement de l'eau en écoulement dans le circuit vu que la température de la paroi  $T_{pe}$  ou  $T_{ps}$  demeure inférieure à celle de l'eau  $T_{fe}$  ou  $T_{fs}$  en circulation dans le circuit. Ce phénomène peut être expliqué par la faible viscosité de l'eau ( $1,307 \times 10^{-3}$  Pa.s à 10°C) (Korson et al., 1969), mais aussi par la distance (24,5 m) entre nos deux points de mesure.

La Figure 4.47 compare l'évolution de la vitesse d'écoulement  $U$  de l'eau et des pertes de charge durant l'essai. On remarque que la vitesse de l'eau fluctue entre 1,33 et 1,37 m/s dans les dix premières minutes de l'essai d'écoulement avant de stabiliser autour de 1,39 m/s. En réponse à cela, les pertes de charge  $\Delta p/L$  augmentent avec l'accroissement de la vitesse dans le temps et un régime stable avec  $\Delta p/L \approx 0,60$  kPa/m.

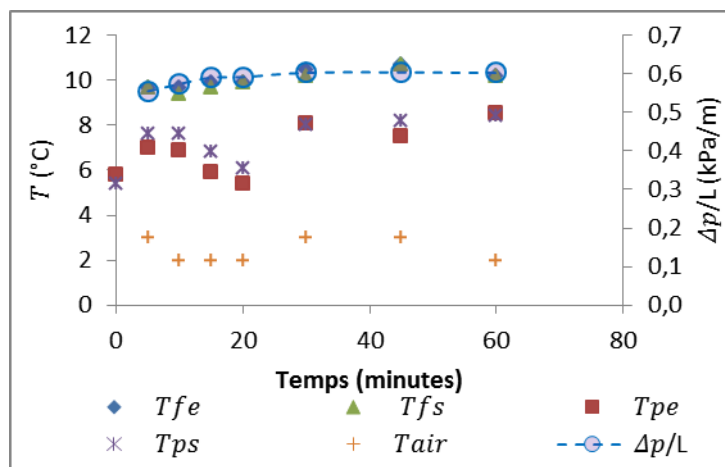


Figure 4.46 : Variation de la température (eau, paroi, air) et de la perte de charge avec le temps d'écoulement.

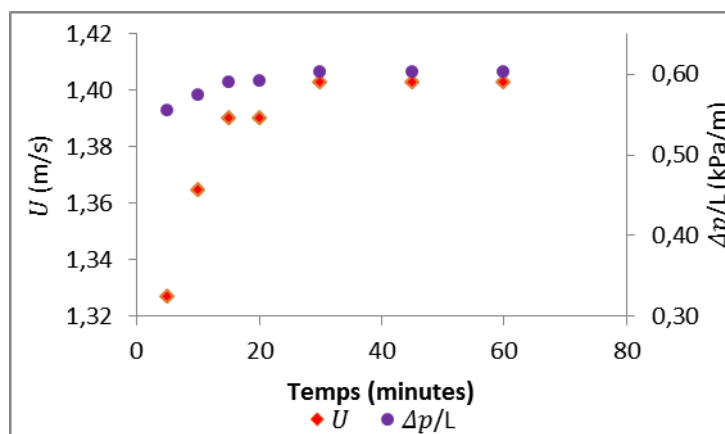


Figure 4.47 : Variation de la vitesse d'écoulement  $U$  et de la perte de charge  $\Delta p/L$  avec le temps d'écoulement.

## 4.4.2 Résidus en pâte Goldex et Meliadine

### 4.4.2.1 Résidu en pâte Goldex

Le RP Goldex utilisé est un mélange à  $C_w = 74\%$  (voir rhéogramme à la Figure 4.13), ayant un seuil de cisaillement de Bingham de 33,8 Pa et une viscosité plastique de 0,509 Pas (voir Tableau F.1 en Annexe F). Les Figure 4.48, Figure 4.49 et Figure 4.50 reprennent les données obtenues lors de l'essai d'écoulement en boucle de la pâte de résidu Goldex. Lors de cet essai qui a duré 60 minutes, la température de l'air a varié de 4°C à -1°C. On peut remarquer sur la Figure 4.48 que les températures du RP Goldex  $T_{fe}$  (entrée du circuit) ou  $T_{fs}$  (sortie du circuit) augmentent avec

le temps d'écoulement dans le circuit d'essai en boucle, malgré de faibles valeurs de la température externe ou de l'air  $T_{air}$  (moyenne de 2°C). La température du RP Goldex passe de 17,6°C à 29,5°C durant 60 minutes de pompage du RP dans le circuit. Cette augmentation de la température est due la chaleur liée à la friction et à la dissipation visqueuse, vu que la viscosité du RP Goldex est importante comparativement à celle de l'eau (résultats présentés ci-dessus). De même, les températures à la paroi  $T_{pe}$  (entrée du circuit) ou  $T_{ps}$  (sortie du circuit) augmentent, mais demeurent inférieures à celles du RP Goldex  $T_{fe}$  (entrée du circuit) ou  $T_{fs}$  (sortie du circuit). Ainsi, on peut observer que le nombre de Brinkman  $Br$  demeure négatif durant tout l'essai (Figure 4.49 et le Tableau K.2 en Annexe K). Cela dénote un refroidissement du système par l'air frais. La différence de température entre le RP Goldex en écoulement et le milieu extérieur induit donc une diffusion de la chaleur du RP Goldex en écoulement dans le circuit vers la paroi du pipeline. Pour un cycle à un temps donné, la différence de la température  $\Delta T_f$  du RP Goldex entre l'entrée et la sortie n'est pas très perceptible (Figure 4.48 et le Tableau K.2 en Annexe K). L'augmentation de la température  $T_f$  du RP Goldex s'accompagne d'une diminution des pertes de charge linéaires  $\Delta p$  en fonction du temps d'écoulement. On peut noter que  $\Delta p/L$  passe de 27,4 à 25,1 kPa/m.

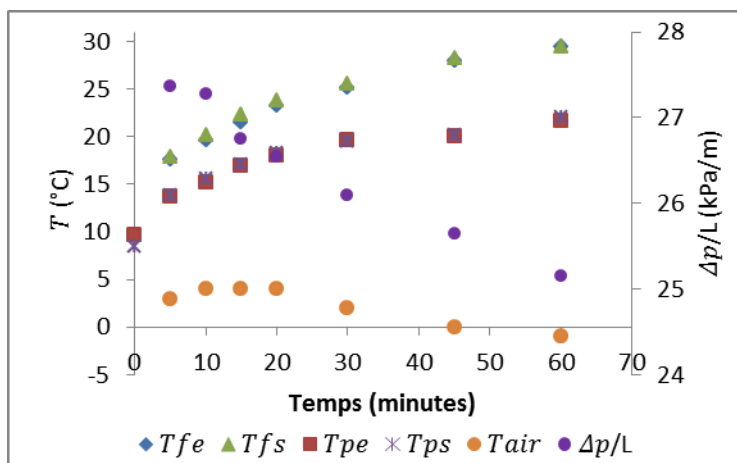


Figure 4.48 : Variation de la température (pâte de résidu Goldex, paroi, air) et de la perte de charge  $\Delta p/L$  avec le temps d'écoulement

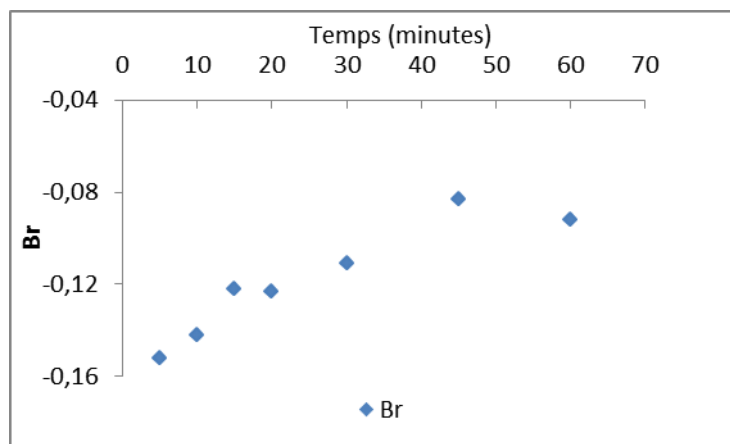


Figure 4.49 : Valeurs des nombres de Brinkman  $Br$  de l'écoulement du RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ) dans le circuit du mini essai d'écoulement en boucle.

Comme on peut le constater sur la Figure 4.50, la vitesse d'écoulement de la pâte de résidu fluctue entre 1,37 et 1,41 m/s dans les 15 premières minutes avant de se stabiliser autour de 1,41 m/s. Malgré la stabilité de la vitesse d'écoulement de la pâte de résidu dans le temps, on note une diminution de la perte de charge linéaire. Ainsi, cette diminution de la perte de charge linéaire peut être attribuée au cisaillement et à l'augmentation de la température du RP Goldex. Ces facteurs entraînent généralement une diminution des propriétés rhéologiques des mélanges sans liant hydraulique. En effet, la consistance de résidus en pâte sans liant diminue (voir section 4.1.1) et le seuil d'écoulement et la viscosité diminuent (voir section 4.2.2.2) lorsque la température augmente.

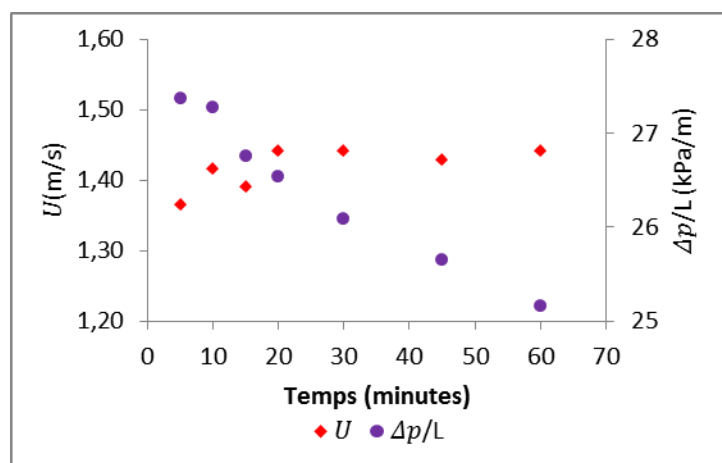


Figure 4.50 : Variation de la vitesse d'écoulement  $U$  et de la perte de charge linéaire  $\Delta p/L$  du RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ) avec le temps d'écoulement dans le circuit du mini-loop test.

#### 4.4.2.2 Résidu en pâte Meliadine

Le mélange RP Meliadine utilisé est un mélange à  $C_w = 71\%$  (voir rhéogramme à la Figure 4.16), ayant un seuil de cisaillement de Bingham de 30,2 Pa et une viscosité plastique de 0,633 Pas (voir Tableau F.2 en Annexe F). Les Figure 4.51, Figure 4.52 et Figure 4.53 présentent les résultats de l'essai d'écoulement en boucle du résidu en pâte RP Meliadine. On peut noter que la température  $T_f$  du RP Meliadine augmente avec le temps de cisaillement. À l'entrée,  $T_{fe}$  du RP Meliadine passe de 22,5 à 39,8°C durant 60 minutes de recirculation dans le circuit du loop test. La température du RP Meliadine à la sortie  $T_{fs}$  varie de 22,8 à 40,3°C. De même, la température pariétale  $T_p$  du pipeline augmente avec celle du RP Meliadine en écoulement dans le pipeline, malgré les faibles températures du milieu environnant  $T_{air}$  (comprises entre 6°C et 12°C). À l'entrée,  $T_{pe}$  varie de 15,8°C à 35,4°C durant les 60 minutes d'essai. À la sortie,  $T_{ps}$  varie de 14,8°C à 33,1°C. Les températures pariétales  $T_{pe}$  (entrée du circuit) ou  $T_{ps}$  (sortie du circuit) restent inférieures à celles du RP Meliadine à l'entrée  $T_{fe}$  et à la sortie du circuit  $T_{fs}$  durant tout l'essai d'écoulement du RP Meliadine. Ainsi, on peut observer sur la Figure 4.52 que le nombre de Brinkman  $Br$  demeure négatif durant tout l'essai (voir la Figure 4.52 et le Tableau K.3 en Annexe K). Cela dénote un refroidissement du système par la circulation de l'air frais. La diffusion de la chaleur générée par dissipation visqueuse et frottement interne se fait du RP Meliadine en circulation vers la paroi.

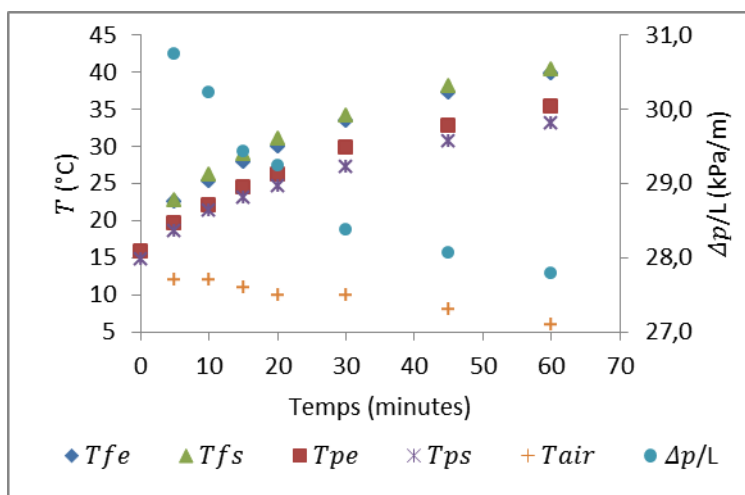


Figure 4.51 : Variation de la température (résidu en pâte RP Meliadine, paroi, air) et de la perte de charge  $\Delta p/L$  avec le temps d'écoulement.

Par ailleurs, la perte de charge linéaire  $\Delta p/L$  décroît (de 30,7 kPa/m à 27,3 kPa/m) au fil avec du temps de recirculation et suite à l'augmentation de la température du résidu en pâte RP Meliadine, bien que la vitesse d'écoulement  $U$  soit restée presque constante au bout de 10 minutes (Figure 4.53). Cela s'explique par les mêmes raisons données pour le RP Goldex.

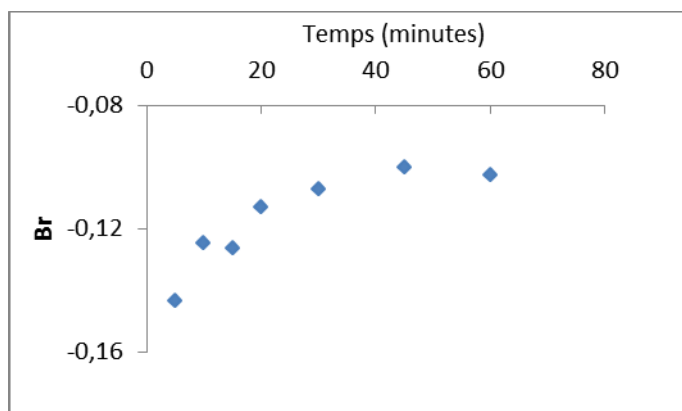


Figure 4.52 : Valeurs des nombres de Brinkman  $Br$  de l'écoulement du RP Meliadine ( $C_w = 71\%$ ) dans le circuit du mini essai d'écoulement en boucle

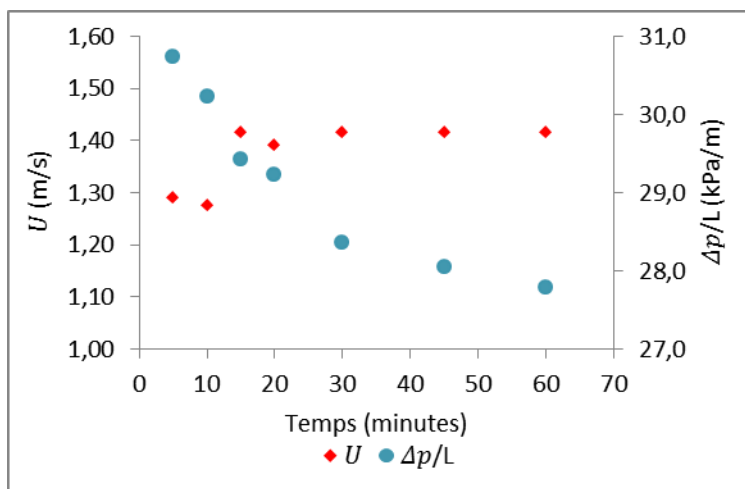


Figure 4.53 : Variation de la vitesse d'écoulement  $U$  et de la perte de charge linéaire  $\Delta p/L$  du RP Meliadine ( $C_w = 71\%$ ) avec le temps d'écoulement dans le circuit du mini loop test.

#### 4.4.3 Remblai cimenté en pâte Meliadine

Le mélange RCP Meliadine utilisé est un mélange à  $C_w = 71\%$  et  $B_w = 5\%$  HE (voir rhéogramme à la Figure 4.30), ayant un seuil de cisaillement de Bingham de 36,4 Pa et une viscosité plastique de 0,744 Pas (voir Tableau H.2 en Annexe H). Les Figure 4.54, 4.55 et 4.56 présentent les

données obtenues au cours de l'essai d'écoulement en boucle du remblai cimenté en pâte Meliadine. En examinant la Figure 4.54, on peut noter que la température du RCP Meliadine  $T_f$  augmente simultanément avec celle de la paroi  $T_p$  durant l'essai d'écoulement en boucle, bien que la température ambiante  $T_{air}$  (qui diminue de 15°C et 12°C) demeure inférieure à celle de la paroi. En effet, la température du RCP Meliadine  $T_f$  passe de 26,7°C à 38°C (à l'entrée) au bout de 60 minutes de recirculation du RCP Meliadine dans le circuit du mini essai d'écoulement en boucle. À la sortie, le RCP Meliadine varie de 22,9°C à 39,3°C. Les températures pariétales  $T_{pe}$  (entrée du circuit) ou  $T_{ps}$  (sortie du circuit) sont restées inférieures à celles du RCP Meliadine à l'entrée  $T_{fe}$  et à la sortie du circuit  $T_{fs}$  durant tout l'essai d'écoulement du RCP Meliadine. À l'entrée,  $T_{pe}$  varie de 20,6 à 32,8°C. À la sortie,  $T_{ps}$  varie de 20,1 à 30,6°C (voir Tableau K.4 en Annexe K). On peut observer sur la Figure 4.55 que le nombre de Brinkman  $Br$  est resté négatif durant tout l'essai, ce qui indique que le système est refroidi par l'air ambiant. Le RCP Meliadine en écoulement diffuse la chaleur générée par frottement interne et dissipation visqueuse à travers la paroi, et échange ainsi la chaleur avec le milieu extérieur.

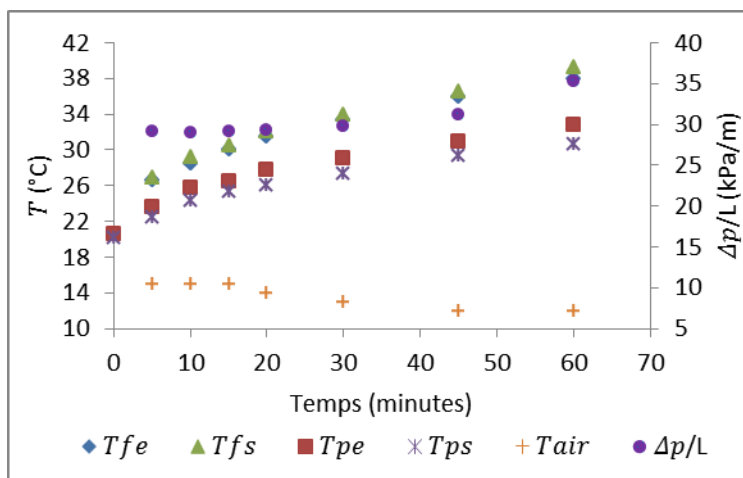


Figure 4.54 : Variation de la température (remblai cimenté en pâte Meliadine, paroi, air) et de la perte de charge  $\Delta p/L$  avec le temps d'écoulement dans le circuit du loop test.

Quant à la vitesse d'écoulement  $U$ , elle est restée presque constante au cours de l'essai autour de 1,3 m/s. On peut noter aussi que la perte de charge linéaire  $\Delta p/L$  est restée presque constante (autour de 29 kPa/m) dans les 20 premières minutes, avant d'augmenter et d'atteindre 35 kPa/m à 60° minute. On peut remarquer une tendance à l'augmentation de la perte de charge linéaire  $\Delta p/L$  avec le temps de cisaillement et l'augmentation de la température du RCP Meliadine. Cette

augmentation de la perte de charge  $\Delta p/L$  est probablement due à l'augmentation des propriétés rhéologiques avec l'accroissement de la température. Ces dernières ont tendance à augmenter avec l'augmentation de la température pour des mélanges avec liant hydraulique (voir les sections 4.1.3, 4.2.4.2 et 4.2.4.3).

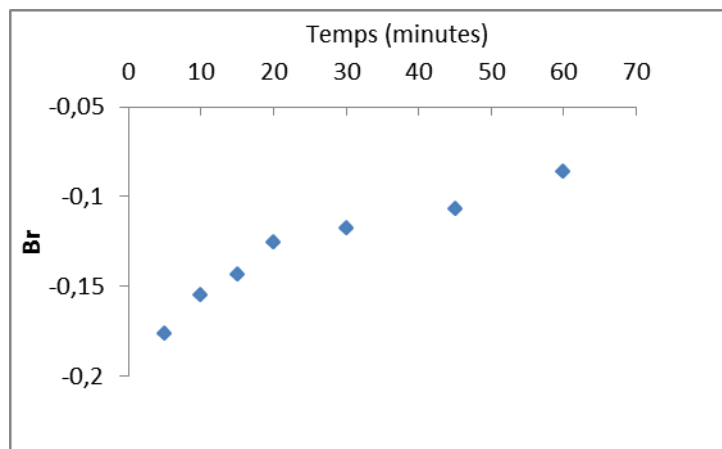


Figure 4.55 : Valeurs des nombres de Brinkman  $Br$  de l'écoulement du RCP Meliadine ( $C_w = 71\%$  et  $B_w = 5\%HE$ ) dans le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle.

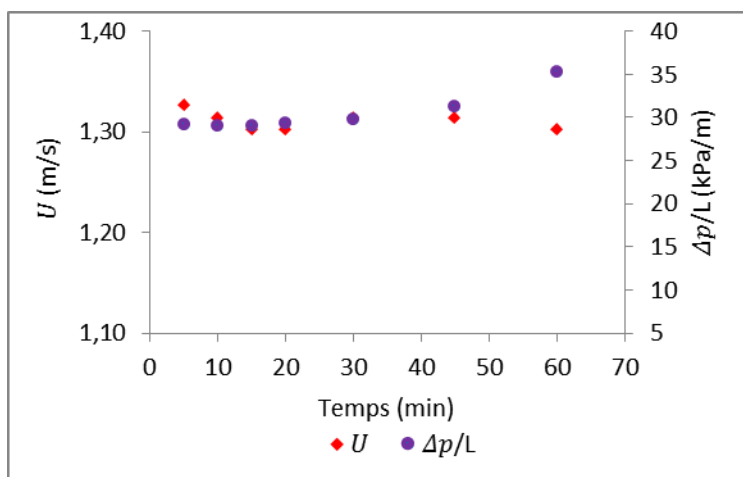


Figure 4.56 : Variation de la vitesse d'écoulement et de la perte de charge du RCP Meliadine ( $C_w = 71\%$  et  $B_w = 5\%HE$ ) avec le temps d'écoulement dans le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle.

## 4.5 Calibrage du modèle numérique des essais de mini écoulement en boucle

Les données expérimentales des essais de mini écoulement en boucle ont été utilisées pour calibrer le modèle numérique pouvant coupler tous les phénomènes physiques observés lors de la phase expérimentale avec le logiciel Comsol Multiphysics 5.2 tel que décrit dans l'équation (2-80). Le modèle calibré pourra être utilisé dans la suite pour simuler le transport du remblai cimenté en pâte dans un réseau de distribution réel en tenant compte l'échange de chaleur avec le milieu externe et de la dissipation interne, afin de prédire la température de déposition. Le calibrage a été fait avec le module «*Non-isothermal pipe flow*». Le Tableau 4.3 reprend les paramètres d'entrée des différentes simulations numériques d'essais de mini écoulement en boucle. Les paramètres rhéologiques sont respectivement pris des résultats obtenus à la section 4.2. Il a été techniquement impossible d'acquérir les propriétés rhéologiques des matériaux à différentes températures durant les essais de mini écoulement en boucle. Pour cela, on a considéré les propriétés rhéologiques des matériaux constantes pour la validation du modèle numérique des mini-essais d'écoulement en boucle. La vitesse de l'air n'étant pas connue, la Figure 4.57 nous a permis d'estimer le nombre de Nusselt externe  $Nu_{ext}$  calculé à l'aide de l'équation (2-93) pour différentes vitesses et températures de l'air. Quant au Nusselt interne, il a été déterminé à l'aide de la Figure 2.17. Pour cela, les valeurs de  $\psi$  ont été déterminées à l'aide de l'équation (2-90) pour les différents matériaux.

La distance entre les deux points de mesure de la température ne permettant pas de ressortir nettement la variation pour un cycle donné, on a considéré la distance totale parcourue par le fluide durant le temps de l'essai. Pour cela, on a considéré les vitesses internes moyennes d'écoulement du fluide dans le circuit. Ces vitesses sont de 1,38, 1,42, 1,37, et 1,31 m/s respectivement pour l'eau, le RP Goldex, le RP Meliadine et le RCP Meliadine. L'intervalle de temps entre les températures initiale et finale du fluide est de 55 minutes. Ainsi les distances totales parcourues sont de 4554, 4686, 4521 et 4323 m respectivement pour l'eau, le RP Goldex, le RP Meliadine et le RCP Meliadine. Ainsi donc, les longueurs de conduite rectiligne utilisées dans le calibrage des essais de mini écoulement en boucle sont celles énumérées précédemment pour les différents mélanges. En ce qui concerne les pertes de charge, les données au cycle de 5 minutes ont été utilisées pour le calibrage car l'effet de l'augmentation de la température sur les

propriétés rhéologiques n'a pas été déterminé pour être pris en compte dans la prédiction des pertes de charge. Comme mentionné ci-haut, il était techniquement impossible de déterminer les propriétés rhéologiques des matériaux aux différentes températures durant les essais de mini écoulement en boucle.

Tableau 4.3 : Paramètres d'entrée dans la simulation numérique de l'écoulement de différents mélanges dans le circuit du mini *Flow loop test*

	Eau	Résidu en pâte Goldex	Résidu en pâte Meliadine	Remblai en pâte Meliadine
Type et modèle rhéologique de fluide	Newtonien	Non-newtonien (Bingham)	Non-newtonien (Bingham)	Non-newtonien (Bingham)
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1000	1885	1877	1880
$C_w$ (%)	-	74	71	71
Seuil de cisaillement $\tau_o$ (Pa)	-	33,8	30,2	36,4
Viscosité plastique $\eta$ (Pa.s)	0,001	0,509	0,633	0,744
Conductivité thermique $\lambda$ (W/mK)	0,60	1,56	1,68	1,68
Capacité thermique $C_p$ (J/kgK)	4182	1535	1377	1380
Température d'entrée (°C)	9,7	17,6	22,5	26,7
Vitesse d'écoulement (m/s)	1,38	1,42	1,37	1,31
Diamètre de la conduite (m)	0,03175	0,03175	0,03175	0,03175
Conductivité thermique de la conduite (W/mK)	45	45	45	45
Épaisseur de la paroi (conduite) (m)	0,003	0,003	0,003	0,003
Température externe (°C)	2	2	12	14
Vitesse de l'air (m/s)	0,01	0,3	0,3	0,9
Nusselt externe $Nu_{ext}$	*	14	13,4	23
Nusselt interne $Nu_{int}$	*	4,65	4,65	4,65

(\*) : calcul automatique pour les fluides newtoniens.

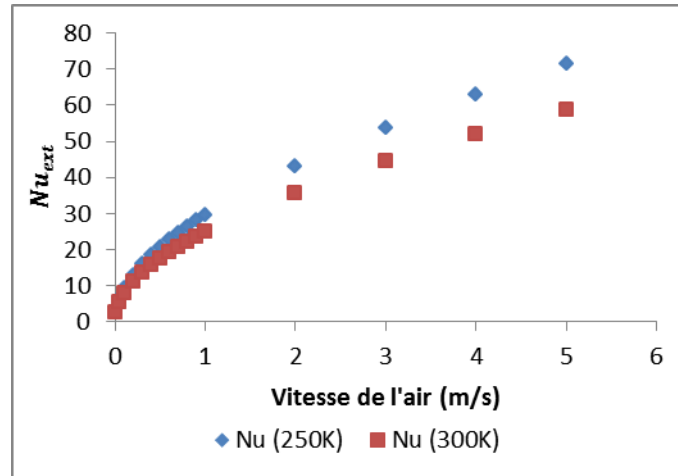


Figure 4.57: Variation du nombre de Nusselt externe  $Nu_{ext}$  avec la vitesse de l'air pour des températures de 250°K (-23.15°C) et 300°K (26,9°C).

#### 4.5.1 Essai d'écoulement en boucle de l'eau

La Figure 4.58 présente le résultat de la simulation de la température de l'eau  $T_{f-sim}$  en écoulement en boucle dans le circuit du mini-loop durant 55 minutes. On remarque que la température de l'eau diminue très faiblement. Elle passe 9,7°C à 8,9°C sur une longueur de 4554 m. Cette faible variation négative de la température de l'eau est liée probablement à l'échange de chaleur avec le milieu externe (qui est à une température de 2°C). Les valeurs simulées de la température de l'eau sont proches de celles obtenues expérimentalement entre 0 et 1250 m. Au-delà de 1250 m, on observe que les valeurs expérimentales de la température de l'eau  $T_{f-exp}$  s'écartent un peu plus des valeurs simulées. Cela peut être dû probablement, soit à une augmentation de la température externe, soit à la chaleur apportée par la pompe.

Le nombre de Reynolds varie entre 33051 et 32350 pour une vitesse d'écoulement moyenne durant l'essai de 1,38 m/s (voir Figure L.1a en Annexe L). Le coefficient de frottement de Darcy  $f$  est d'environ 0,023 (voir Figure L.1a en Annexe L). Une pression de pompage  $p$  d'environ 3271 kPa est nécessaire. La valeur expérimentale de la perte charge à la vitesse de 1,38 m/s est de 0,60 kPa. Par contre, la valeur simulée de la perte de charge est de 0,70 kPa/m. En considérant l'erreur de mesure (0,08 kPa/m) des capteurs de pression, ces valeurs se rapprochent.

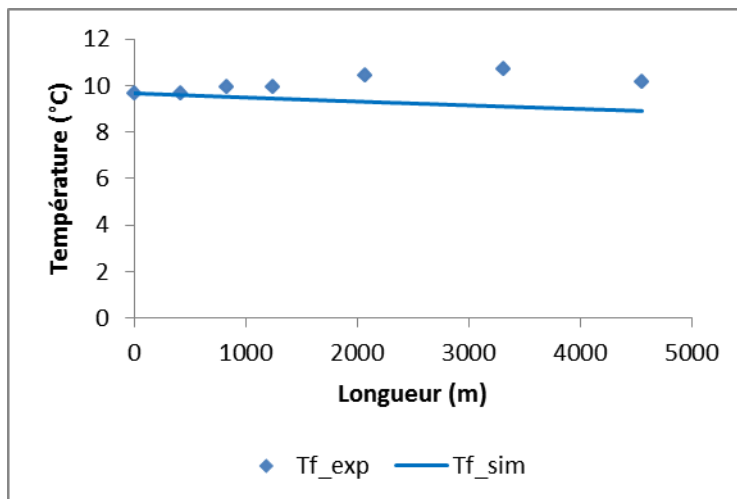


Figure 4.58 : Simulation de la variation de la température de l'eau en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle.

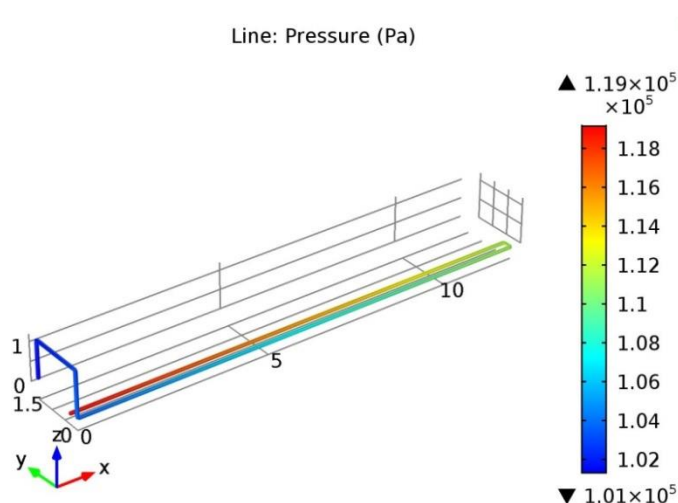


Figure 4.59 : Simulation de la variation de la pression de l'eau en écoulement dans le circuit de l'essai d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes.

En regardant la Figure 4.47 qui présente les résultats de l'essai d'écoulement de l'eau, la vitesse d'écoulement de l'eau était encore à une valeur de 1,33 m/s après 5 minutes d'écoulement. Une simulation réalisée en considérant cette vitesse donne les pressions présentées à la Figure 4.59 pour le cycle d'écoulement (à 5 minutes). Une pression de 119 kPa est nécessaire pour faire circuler l'eau dans notre circuit à une vitesse constante de 1,33 m/s, avec un  $Re$  de 31549 et un coefficient de frottement  $f$  de 0,02. Dans ce cas, la perte de charge linéaire simulée  $\Delta p/L_{sim}$  est

de 0,64 kPa/m. Cette valeur s'approche de la valeur de la perte de charge linéaire expérimentale  $\Delta p/L_{exp}$  de l'eau (0,55 kPa/m) (voir la Figure 4.47).

## 4.5.2 Essais d'écoulement des résidus en pâte Goldex et Meliadine

### 4.5.2.1 Résidu en pâte Goldex

La Figure 4.60 illustre la variation de la température du RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ) en écoulement à une vitesse moyenne de 1,42 m/s dans le circuit d'écoulement en boucle durant 55 minutes. De l'entrée à la sortie du circuit, on peut observer que la température  $T_{f-sim}$  du RP Goldex passe de 17,6°C à 29,4°C pour les valeurs de  $Nu_{ext}$  de 14 et  $Nu_{int}$  de 4,65 (modèle de Alves et al., 2015). Les valeurs simulées de la température du RP Goldex avec ses paramètres rapprochent des valeurs expérimentales des températures du RP Goldex

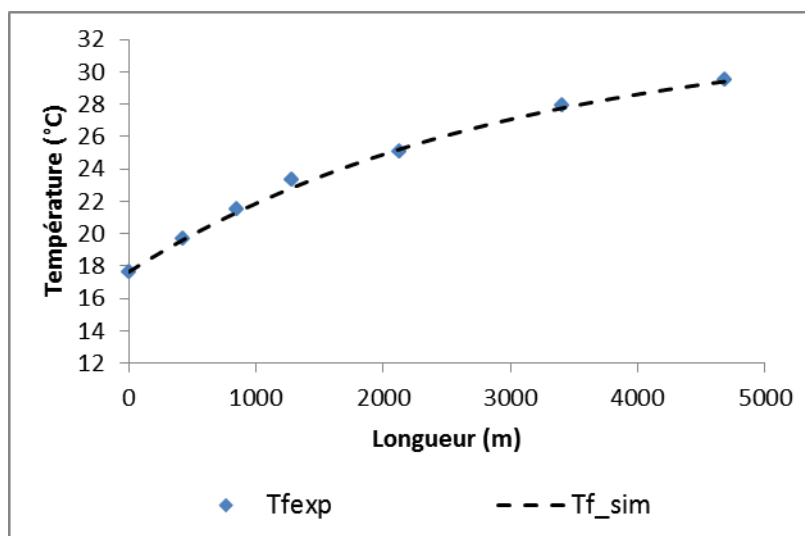


Figure 4.60 : Simulations de la température du résidu en pâte RP Goldex en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle et de la température pariétale extérieure.

Une pression de pompage  $p$  d'environ 134217 kPa est nécessaire. La perte de charge simulée  $\Delta p/L_{sim}$  engendrée par l'écoulement du RP Goldex dans la conduite est de 28,6 kPa/m pour une vitesse moyenne d'écoulement de 1,42 m/s, un coefficient de frottement de Darcy  $f$  de 0,48, un  $Re$  de 167 et un  $He$  de 248 (voir Figure L.1b en Annexe L).

En regardant la Figure 4.50 qui présente les résultats de l'essai d'écoulement, la vitesse d'écoulement du RP Goldex était encore à une valeur de 1,36 m/s après 5 minutes d'écoulement.

Une simulation réalisée en considérant cette vitesse donne les pressions présentées à la Figure 4.61 pour le cycle d'écoulement (à 5 minutes). Dans ce cas, une pression d'environ 873 kPa est nécessaire pour faire circuler le RP Goldex de pourcentage solide  $C_w$  de 74% à une vitesse de 1,36 m/s, avec un  $Re$  de 160, un  $He$  de 248, et un coefficient de friction  $f$  de 0,5 (voir Figure L.2b en Annexe L). De plus, la perte de charge linéaire simulée  $\Delta p/L_{sim}$  du mélange de RP Goldex est 27,7 kPa/m. Cette valeur est légèrement supérieure à la valeur expérimentale ( $\Delta p/L_{exp} = 27$  kPa/m) (voir Figure 4.50).

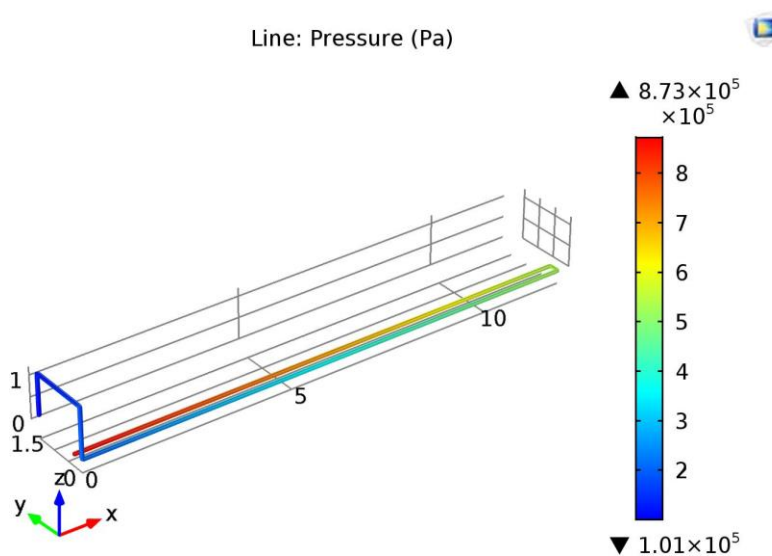


Figure 4.61 : Pression simulée du RP Goldex en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes.

#### 4.5.2.2 Résidu en pâte Meliadine

La Figure 4.62 présente les simulations numériques des variations de la température du RP Meliadine  $T_{f-sim}$  dans le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle durant l'essai. On peut bien observer que la température du RP Meliadine  $T_{f-sim}$  augmente durant son écoulement dans le circuit à une vitesse de 1,37 m/s. Ainsi donc, la température du RP Meliadine  $T_{f-sim}$  passe de 22,5°C de 39,9°C pour les valeurs de  $Nu_{ext}$  de 13,4 et  $Nu_{int}$  de 4,65 (modèle de Alves et al, 2015). Le nombre de Nusselt externe  $Nu_{ext}$  de 13,4 correspond à la vitesse de l'air d'environ 0,3 m/s.

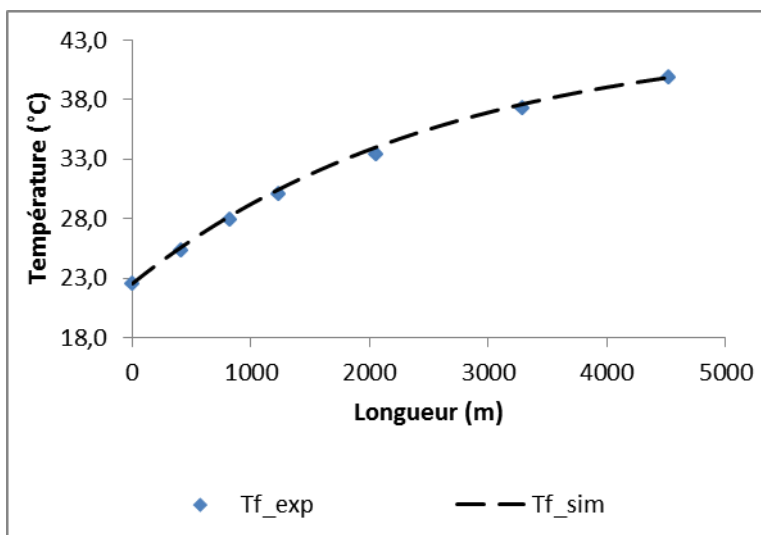


Figure 4.62 : Simulations de la température du RP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle et de la température à la paroi externe.

Une pression de pompage  $p$  d'environ 147,44 MPa est nécessaire. La perte de charge linéaire simulée  $\Delta p/L_{sim}$  obtenue pour l'écoulement du RP Meliadine dans la conduite à une vitesse d'écoulement de 1,37 m/s est de 32,6 kPa/m pour un coefficient de frottement de Darcy  $f$  de 0,58, un  $Re$  de 129 et un  $He$  de 143 (voir Figure L.1c en Annexe L).

En considérant la Figure 4.53 qui présente les résultats de l'essai d'écoulement, la vitesse d'écoulement du RP Meliadine était encore à une valeur de 1,29 m/s après 5 minutes d'écoulement. Une simulation réalisée en considérant cette vitesse donne les pressions présentées à la Figure 4.63 pour le cycle d'écoulement (à 5 minutes). Dans ce cas, il faut une pression  $p$  d'environ 966 kPa (Figure 4.63) pour faire circuler le RP Meliadine dans le circuit du loop test à une vitesse de 1,29 m/s, avec un  $Re$  de 122, un  $He$  de 143 et un coefficient de friction  $f$  de 0,63 (voir la Figure L.2c en Annexe L). Ainsi, la perte de charge linéaire simulée du RP Meliadine  $\Delta p/L_{sim}$  est de 31,0 kPa/m. Cette dernière est presque identique à la valeur de la perte de charge obtenue expérimentalement ( $\Delta p/L_{exp} = 30,7$  kPa/m) (voir Figure 4.53).

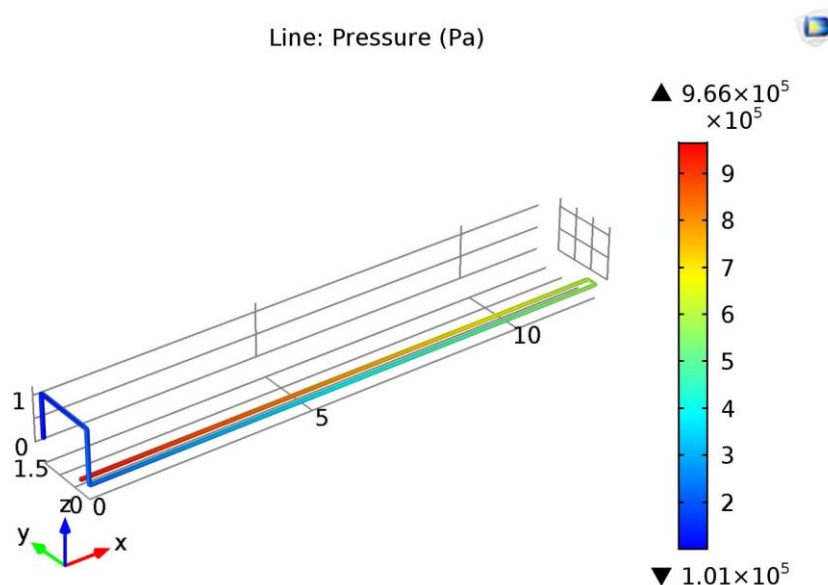


Figure 4.63 : Pression simulée du RP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes.

### 4.5.3 Essai d'écoulement du remblai cimenté en pâte Meliadine

La Figure 4.64 présente des simulations numériques de la température du RCP Meliadine  $T_{f-sim}$  en écoulement dans le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle durant tout l'essai. On observe une augmentation de la température du RCP Meliadine  $T_{f-sim}$  durant son écoulement dans le circuit à la vitesse moyenne d'écoulement de 1,31 m/s. Cette vitesse a d'ailleurs été maintenue pendant 20 minutes. La température  $T_{f-sim}$  passe de 26,7°C de 35,2°C pour les valeurs de  $Nu_{ext}$  de 23 et  $Nu_{int}$  de 4,65 (modèle de Alves et al, 2015). Le nombre de Nusselt externe  $Nu_{ext}$  de 23 correspond à la vitesse de l'air d'environ 0,9 m/s. Les valeurs simulées de  $T_{f-sim}$  s'accordent bien avec les valeurs expérimentales de  $T_{f-exp}$ . Néanmoins, il faut noter que les valeurs simulées de au-delà 3000 m de longueur sont inférieures aux valeurs expérimentales. Cela est probablement lié à la chaleur engendrée par l'accroissement (une augmentation) des propriétés rhéologiques avec l'hydratation du ciment, qui n'est pas pris en compte dans la simulation numérique de l'écoulement du RCP Meliadine (propriétés rhéologiques constantes).

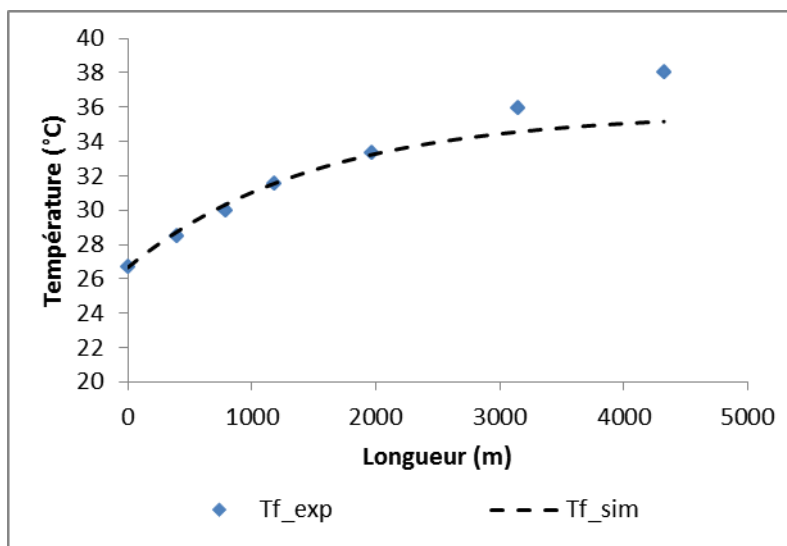


Figure 4.64 : Simulation de la température du résidu en pâte RCP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle

La vitesse moyenne de 1,31 m/s est identique à la vitesse atteinte après 5 min d'écoulement. Dans ce cas, une seule simulation a été réalisée pour évaluer l'évolution de la température et les pertes de charges à 5 min. Une pression de pompage  $p$  d'environ 1135 kPa est nécessaire pour pomper notre mélange de RCP Meliadine dans le circuit de l'essai de mini écoulement en boucle à une vitesse de 1,31 m/s (Figure 4.65), avec un  $Re$  de 105, un  $He$  de 125, et un coefficient de friction  $f$  de 0,73 (voir Figure L.2d en Annexe L). Par conséquent, la perte de charge linéaire simulée  $\Delta p/L_{sim}$  du RPC Meliadine est d'environ 37,0 kPa/m. On peut noter que cette dernière est plus élevée que celle obtenue expérimentalement ( $\Delta p/L_{exp} = 29,2$  kPa/m) lors de l'essai en boucle du RCP Meliadine. L'écart entre les deux valeurs de pertes de charge peut probablement être lié à la formation de la couche de lubrification dans le tuyau par ajout du ciment lors de l'essai d'écoulement en boucle (Cooke et al., 1992), ce qui peut notamment entraîner un écart entre le comportement rhéologique enregistré au laboratoire et celui enregistré dans le pipeline.

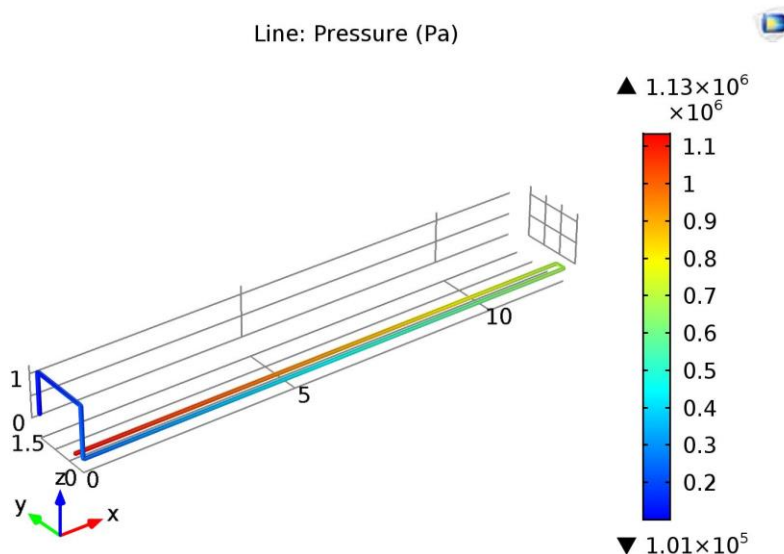


Figure 4.65 : Évolution de la température et de la pression simulées du RCP Meliadine en écoulement dans le circuit d'écoulement en boucle au cycle de 5 minutes.

## 4.6 Modélisations numériques de l'écoulement du remblai cimenté en pâte dans un réseau de distribution

### 4.6.1 Programme des modélisations

Le modèle «*Non-isothermal pipe flow*» étant validé à la section 4.5 à l'aide de données des essais d'écoulement, il peut ainsi nous permettre de simuler le transport du remblai en pâte cimenté RCPS fabriqué avec les résidus Meliadine à une concentration solide  $C_w = 76,3\%$ . L'objectif de cette section est d'étudier l'effet du diamètre, de la vitesse d'écoulement du RCPS et de la température externe sur la température de déposition, les pertes de charge et les pressions de ligne lors du transport du RCPS. Les modélisations numériques ont été réalisées en tenant compte de la variation des propriétés rhéologiques avec la température, de la chaleur générée par le frottement interne et de l'échange de chaleur avec le milieu externe.

La Figure 4.66 présente la configuration du réseau de transport réel du chantier du secteur 400 sur le site Meliadine (configuration construite à partir de données fournies par les Mines Agnico Eagle Ltd). Long d'environ 1600 m, le réseau comprend une section extérieure d'environ 294 m de longueur. Dans ce travail, on assume que cette section est exposée à l'air circulant à une

vitesse de 1 m/s et une température extrême de  $-50^{\circ}\text{C}$ . Le reste du réseau et une section souterraine d'une longueur de 1036 m. Il est admis que cette section est aussi exposée à l'air circulant à une vitesse de 1 m/s et des températures  $-5^{\circ}\text{C}$  (température du pergélisol) et de 2 (applicable en cas de chauffage de la mine). Le réseau de distribution du RCP comprend des sections horizontales, verticales et inclinées. Par conséquent, l'écoulement gravitaire dans les sections verticales ou inclinées a été considéré dans les simulations numériques du transport du dans ce réseau de distribution.

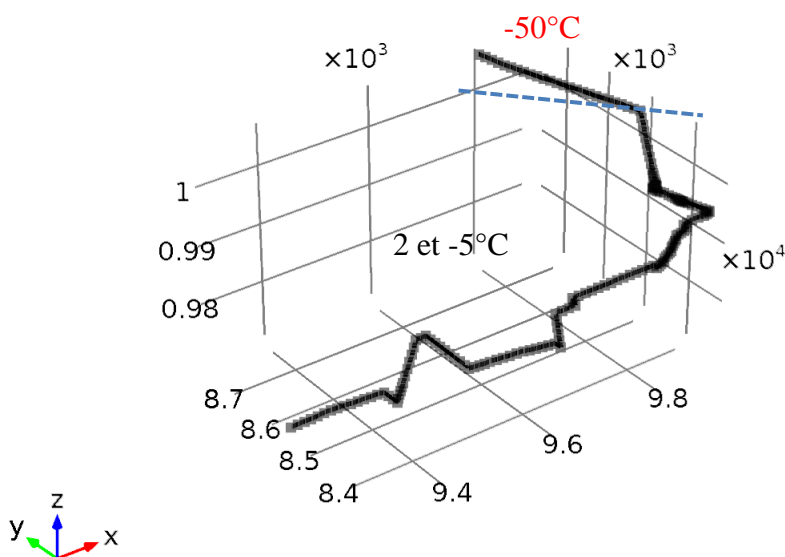


Figure 4.66 : Géométrie du réseau de distribution du RCPS Meliadine et répartition des températures externes.

Des vitesses d'écoulement du remblai de 0,82, 1,04, 1,2 et 1,5 m/s et des diamètres internes du pipeline de 0,1016 m (4 pouces), 0,1270 m (5 pouces), 0,1463 m (5 ¾ pouces) et 0,1778 m (7 pouces) ont été considérés. La vitesse de 0,82 m/s s'est avérée être la valeur minimale permettant une bonne convergence du modèle numérique, sauf pour le diamètre interne de 0,1016 m. La vitesse de 1,04 m/s et le diamètre de 0,1463 m correspondent aux valeurs utilisées pour l'étude de faisabilité du projet de remblayage sur le site Meliadine. Une température initiale du RCPS de  $10^{\circ}\text{C}$  (température correspondant à la température ambiante de la salle d'opération) a été considérée pour toutes les modélisations. Le modèle rhéologique du fluide utilisé lors des simulations numériques est le modèle de Bingham. Pour ce faire, les équations semi-empiriques du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique du mélange de RCPS Meliadine utilisées dans les simulations numériques sont reprises sur la Figure 4.67.

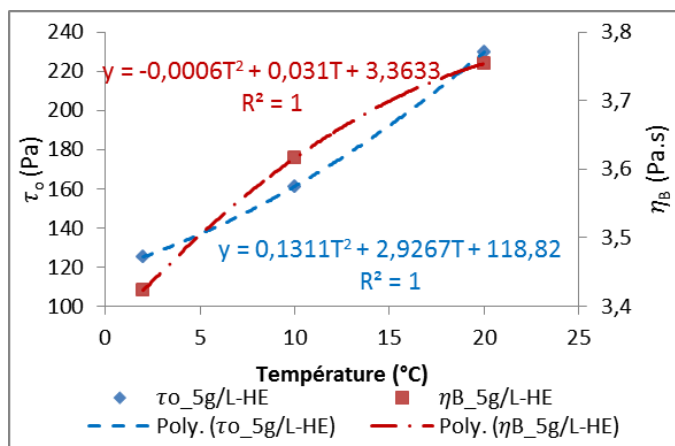


Figure 4.67 : Relations du seuil de cisaillement  $\tau_0$  et de la viscosité plastique  $\eta_B$  en fonction de la température  $T$  du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ )

Pour les modélisations numériques, il faut entrer les nombre de Nusselt externe  $Nu_{ext}$  et interne  $Nu_{int}$ . L'équation (2-93) a permis de calculer  $Nu_{ext}$  pour tous les diamètres internes de pipeline à des températures allant de  $-73^\circ\text{C}$  à  $27^\circ\text{C}$  et des vitesses de l'air allant jusqu'à 5 m/s (voir Figure M.1 en Annexe M). Cela a permis de définir  $Nu_{ext}$  à la vitesse de l'air de 1 m/s en fonction de la température pour les diamètres précités (voir la Figure 4.68).

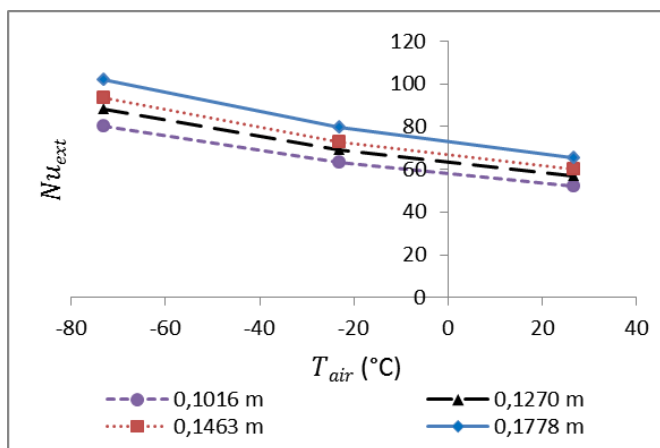


Figure 4.68 : Variation du nombre de Nusselt externe  $Nu_{ext}$  avec la température pour différents diamètres et une vitesse de l'air de 1 m/s.

Les valeurs du Nusselt interne  $Nu_{int}$  reprises dans le Tableau 4.4, ont été déterminées à l'aide de la Figure 2.17. Pour cela, les valeurs du paramètre  $\psi$  (eq.(2-89)) ont été d'abord déterminées en fonction de la variation des propriétés rhéologiques dans la plage de température de 0 et  $20^\circ\text{C}$ , pour différents diamètres et vitesses d'écoulement (voir Figure M.2 en Annexe M). Signalons

que les valeurs de  $Nu_{int}$  considérées sont celles obtenues avec le paramètre  $\psi$  à 10°C (température d'entrée du matériau), pour la simple raison que le  $Nu_{int}$  varie très peu entre 0°C à 20°C (voir Figure M.2 en Annexe M).

Tableau 4.4 : Valeurs de  $Nu_{int}$  à différents diamètres pour le RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à une température de 10°C.

	Valeur de Nusselt interne $Nu_{int}$			
Vitesse (m/s)	$D = 0,1016$ m	$D = 0,127$ m	$D = 0,1463$ m	$D = 0,1778$ m
0,82	4,8	4,9	5	5,1
1,04	4,7	4,8	4,9	5
1,2	4,6	4,7	4,8	4,9
1,5	4,5	4,6	4,7	4,8

Les résultats des modélisations sont présentés ci-dessous pour chaque vitesse d'écoulement du remblai Meliadine dans le réseau de distribution présenté à la Figure 4.66.

#### 4.6.2 Vitesse d'écoulement de 0,82 m/s

La Figure 4.69 montre la variation de la température du RCPS en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution pour les diamètres internes de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m, des températures externes souterraines de -5°C et 2°C et une température extérieure de -50°C. On observe que la température du RCPS a tendance à diminuer dans la section à la surface pour tous les diamètres internes, avant d'augmenter dans les sections souterraines jusqu'à la déposition (au bout du pipeline). Pour le diamètre interne de 0,1270 m, la température de RCPS diminue de 10°C jusqu'à 8,7°C dans la section à la surface, puis augmente jusqu'à 11,5°C et 12,7°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C. Pour le diamètre interne de 0,1463 m, la température RCPS décroît de 10°C à 9°C dans la section à la surface, avant d'augmenter jusqu'à 11,3°C et 12,3°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C. Pour le diamètre interne de 0,1778 m, la température du RCPS baisse de 10°C à 9,3°C dans la section à la surface, avant d'augmenter jusqu'à 11,1°C et 11,8°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C.

Pour une température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ), les gains de température sont de  $1,9^{\circ}\text{C}$  ( $2,7^{\circ}\text{C}$ ),  $1,3^{\circ}\text{C}$  ( $2,3^{\circ}\text{C}$ ) et  $1,1^{\circ}\text{C}$  ( $1,8^{\circ}\text{C}$ ) respectivement pour le diamètre interne de pipeline de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m.

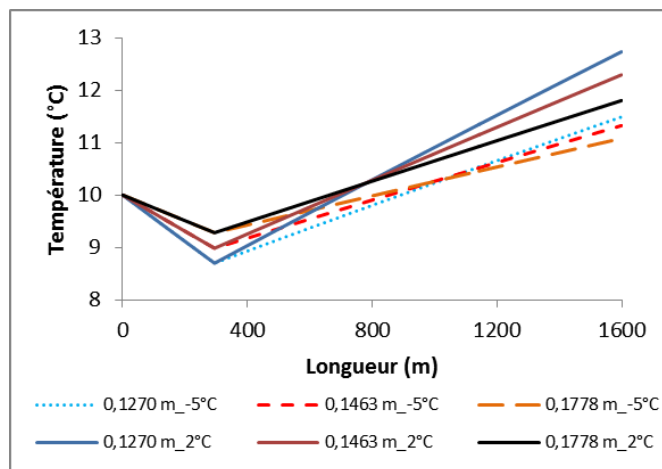


Figure 4.69 : Évolution de la température du RCPS en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ .

On peut aussi noter que la température du RCPS dans la section à la surface a tendance à plus diminuer avec la diminution du diamètre interne du pipeline. Cette diminution de la température du RCPS dans la section à la surface est probablement liée à la très faible température externe à la surface ( $-50^{\circ}\text{C}$ ), causant ainsi un important échange de chaleur à la paroi par conduction radiale avec le milieu externe. Comme le montre la Figure 4.70, le flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  augmente avec l'augmentation du diamètre interne du pipeline. Cela peut être expliqué par la surface d'échange, qui est plus importante lorsque le diamètre est plus grand. Dans cette figure, le signe négatif indique le sens de diffusion de la chaleur du remblai vers l'extérieur. De plus on note, une diminution du flux de chaleur dans la section à la surface avec la distance parcourue. Les flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  varient de -270,2 à -263,9 W/m, de -285,2 à -280 W/m, et de -308,1 à -304,1 W/m, respectivement pour les diamètres internes de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.70). On peut observer que la variation du flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans la section à la surface pour le pipeline de diamètre interne de 0,1270 m est élevée que celle des pipelines de 0,1463 m et 0,1778 m. Cela peut être expliqué par la faible résistance thermique liée à la faible épaisseur de la couche de matériau dans le pipeline de faible diamètre interne. En effet, la chaleur générée par le frottement interne et la dissipation visqueuse diffuse rapidement de l'axe

du pipeline vers la paroi lorsque la distance entre l'axe du pipeline et la paroi est relativement faible.

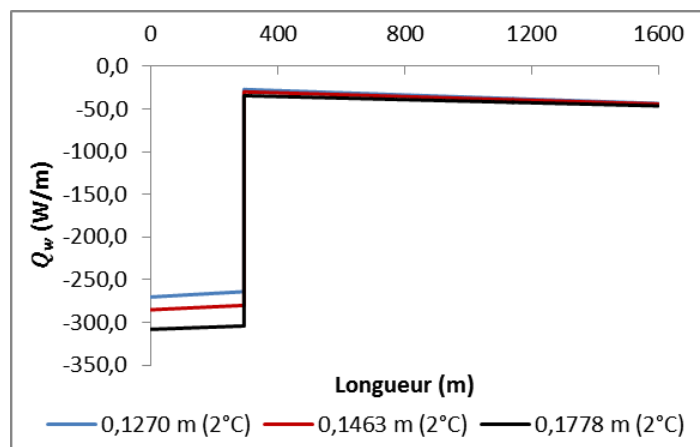


Figure 4.70 : Variation du flux de chaleur à la paroi sur le réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s.

La Figure 4.71 compare les flux de chaleur à la paroi dans les sections souterraines aux températures souterraines de -5°C et 2 degrés pour les différents diamètres de pipelines. Il ressort comme escompté que les flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  à la température externe de -5°C sont plus élevés (en valeurs absolues) que ceux obtenus à la température externe de 2°C.

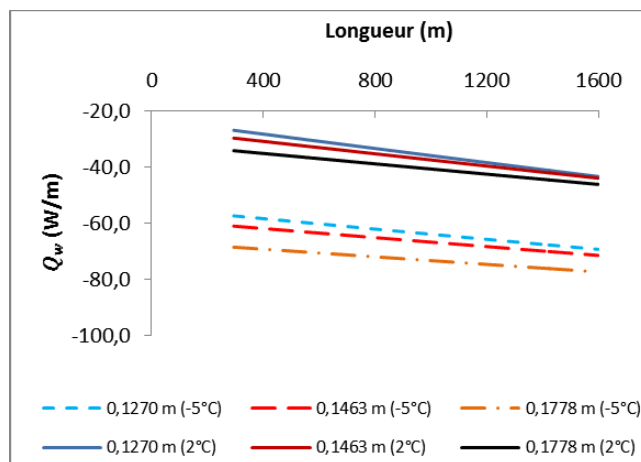


Figure 4.71 : Variations des flux de chaleur à la paroi dans les sections souterraines du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) pour des diamètres internes de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes et des températures extérieures de -5°C et 2°C.

Ceci pourrait bien expliquer les faibles valeurs de températures du RCPS dans les sections souterraines à  $-5^{\circ}\text{C}$ , en comparaison avec celles à la température extérieure de  $2^{\circ}\text{C}$  (Figure 4.69). On remarque que le flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  est élevé lorsque l'écart entre la température du RCPS et celle du milieu externe est important (voir Figure 4.71).

La Figure 4.69 indique toutefois une augmentation de la température du RCPS en écoulement dans les sections souterraines quelle que soit la température externe ( $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ ). Cette température du RCPS augmente lorsque le diamètre interne des pipelines augmente. Ceci est probablement lié d'une part à une importante dissipation visqueuse et des frottements élevés dans les pipelines à faibles diamètres internes, générant par conséquent des pertes de charge relativement plus élevées, et d'autre part à la prédominance du transfert de chaleur par convection sur le transfert de chaleur par conduction dans la partie souterraine, ce qui entraîne ainsi des faibles flux de transfert de chaleur à la paroi pour tous les diamètres comparativement à la section à la surface. En effet, l'écoulement du RCPS dans le pipeline de 0,1270 m de diamètre interne entraîne des valeurs de coefficients de frottement  $f$  de 2,35 et 2,29 dans la section à la surface (pour les deux températures  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ ) avant d'augmenter jusqu'à des valeurs de 2,43 et 2,49 dans les sections souterraines pour des températures externes souterraines respectives de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$  (Figure 4.72). Pour le pipeline de diamètre interne de 0,1463 m, le coefficient de frottement  $f$  varie de 2,21 à 2,16 dans la partie à la surface (pour les deux températures  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ ), puis augmente jusqu'à 2,27 et 2,32 pour des températures externes souterraines respectives de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ . De même pour le diamètre interne de 0,1778 m, on note une diminution de 2,03 à 2,0 dans la section à la surface, ensuite une augmentation jusqu'à 2,08 et 2,11 dans les sections souterraines pour des températures externes respectives de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ . Globalement, on observe une diminution du coefficient de frottement dans la section à la surface suivie d'une augmentation dans les sections souterraines. La décroissance du coefficient de frottement  $f$  dans la section à la surface du réseau de distribution est liée l'augmentation du nombre de Reynolds  $Re$  et à la diminution de nombre de Hedström  $He$  (Figure N.1 en Annexe N). Par suite, l'augmentation de  $f$  dans les sections souterraines est liée à la diminution de  $Re$  et à l'augmentation de  $He$  (Figure N.1 en Annexe N). Par définition, ces deux nombres adimensionnels ( $Re$  et  $He$ ) sont dépendants des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique) de RCPS, lesquelles varient à leur tour avec la température le long du réseau de distribution du RCPS (Figures N.2 et N.3 en Annexe N).

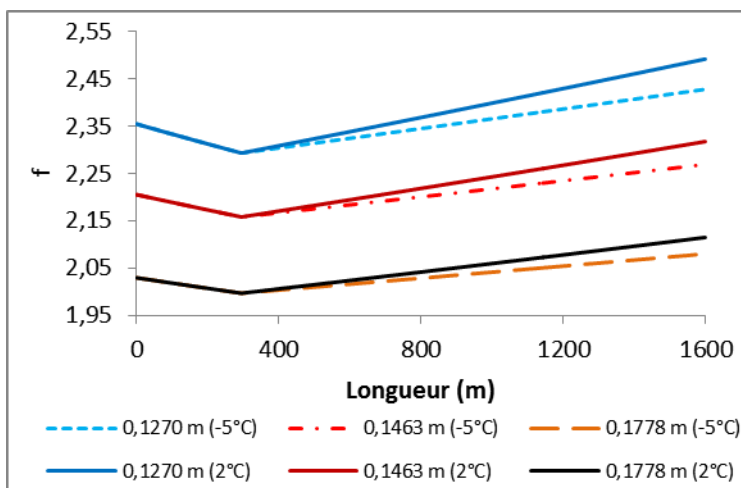


Figure 4.72 : Variations des coefficients de frottement interne du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ .

La Figure 4.73 montre la distribution des pertes de charge linéaires  $\Delta p/L$  le long du réseau d'écoulement du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) à une vitesse de 0,82 m/s pour les différents diamètres de pipelines. Les valeurs de pertes de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales sont d'environ 13 kPa/m, 11 kPa/m et 8 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.73). Par ailleurs, les variations de pression par unité de longueur dans les sections verticales sont d'environ -6 kPa/m, -8 kPa/m et -11 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.73). Le signe négatif des pertes de charge  $\Delta p/L$  dans les sections verticales est lié aux pressions élevées au bas qu'en haut de la colonne verticale. Cela explique les pics observés sur les droites de pression de ligne sur les Figure 4.74 et Figure 4.75. En observant les pertes de charge  $\Delta p/L$  sur la Figure 4.73 ou la Figure 4.74, on peut noter que la différence entre les pertes de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales et les variations de pression par unité de longueur dans les sections verticales, est presque équivalente à la pression hydrostatique d'environ 19 kPa qui s'applique sur une colonne de 1 mètre de RCPS. Cette pression hydrostatique n'est rien d'autre que le poids volumique du RCPS contenu dans une colonne d'un mètre ( $2011 \text{ (kg/m}^3) \times 9,81 \text{ (m/s}^2) \times 1 \text{ (m)} = 19,7 \text{ kPa}$ ). L'écart entre les deux valeurs de pressions hydrostatiques est lié à la faible inclinaison des sections verticales.

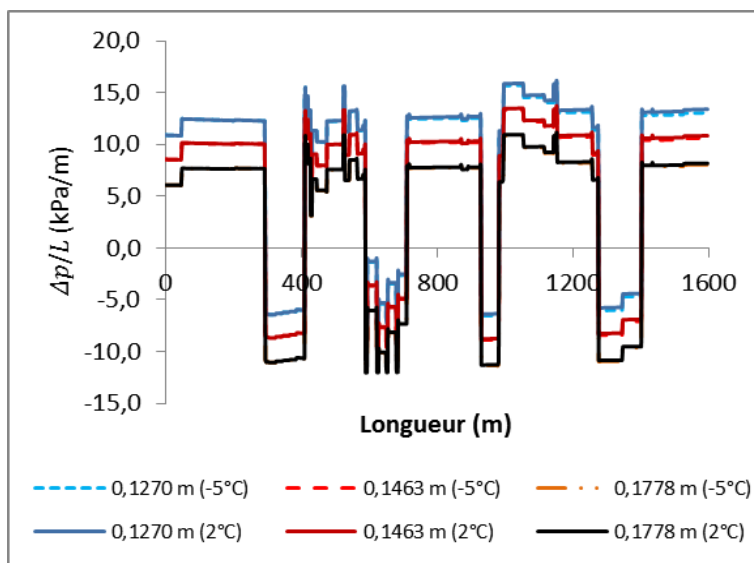


Figure 4.73 : Pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ .

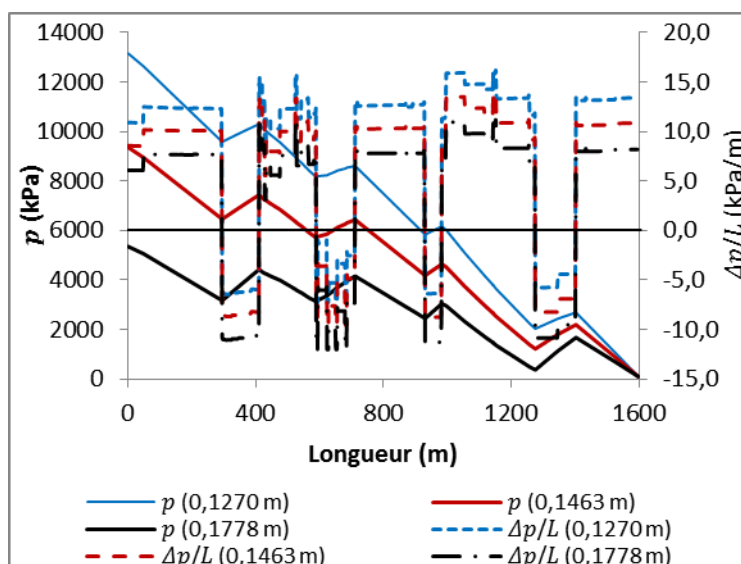


Figure 4.74 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes à la température externe souterraine de  $2^\circ\text{C}$ .

De plus, on peut l'observer sur la Figure 4.73, que les pertes de charge  $\Delta p/L$  obtenues à la température externe de  $-5^\circ\text{C}$  dans les sections souterraines sont presque égales à celles obtenues à la température externe de  $2^\circ\text{C}$  (Figure 4.74). Pareillement pour les pressions, on observe que les

valeurs de ces dernières à la température extérieure souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$  sont très légèrement inférieures à celles obtenues à la température extérieure souterraine de  $2^{\circ}\text{C}$  (Figure 4.75). Par suite, on note que les pressions totales  $p$  de ligne du RCPS s'écoulant à une vitesse de  $0,82\text{ m/s}$  sont de  $13151\text{ kPa}$ ,  $9355\text{ kPa}$ , et  $5351\text{ kPa}$  pour des diamètres internes respectifs de  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$  à une température externe souterraine de  $2^{\circ}\text{C}$ . À la température extérieure souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$ , les pressions totales  $p$  du RCPS s'écoulant à une vitesse de  $0,82\text{ m/s}$  sont de  $12935\text{ kPa}$ ,  $9213\text{ kPa}$ , et  $5267\text{ kPa}$  pour des diamètres internes respectifs de  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$ . Ces valeurs correspondent à la pression requise pour le pompage.

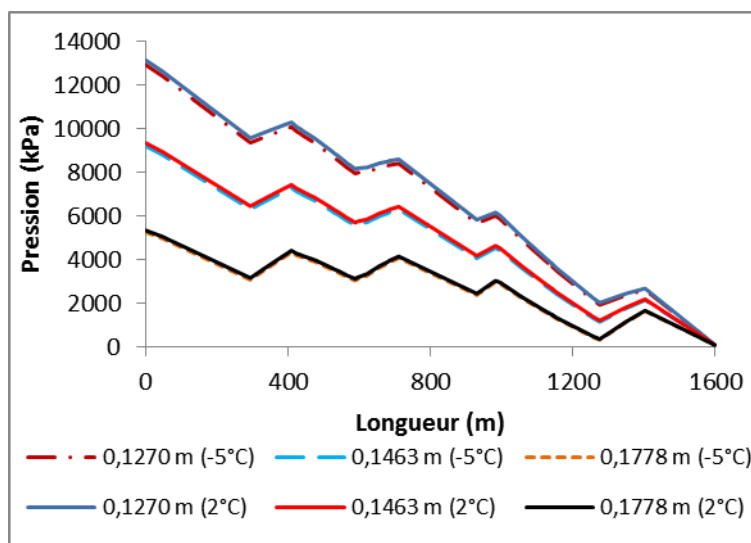


Figure 4.75 : Pressions du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de  $0,82\text{ m/s}$  dans le réseau de distribution de  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$  de diamètres internes et à des températures externes souterraines de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ .

#### 4.6.3 Vitesse d'écoulement de $1,04\text{ m/s}$

La Figure 4.76 présente la variation de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de  $1,04\text{ m/s}$  dans le réseau de distribution pour des diamètres internes de  $0,1016\text{ m}$ ,  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$  et des températures externes souterraines de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ . On observe une diminution de la température du RCPS dans la section à la surface, suivie d'une augmentation dans les sections souterraines pour tous les diamètres internes de pipeline. Toutefois, on note une diminution de la température du RCPS avec la diminution du diamètre interne du pipeline dans la section à la surface, bien qu'on note des valeurs élevées de flux chaleur à la paroi pour des larges diamètres (Figure 4.77a).

Pour une température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ), les gains de température sont de  $4,7^{\circ}\text{C}$  ( $6,1^{\circ}\text{C}$ ),  $3,4^{\circ}\text{C}$  ( $4,4^{\circ}\text{C}$ ),  $2,8^{\circ}\text{C}$  ( $3,6^{\circ}\text{C}$ ) et  $2,2^{\circ}\text{C}$  ( $2,7^{\circ}\text{C}$ ) respectivement pour le diamètre interne de pipeline de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m.

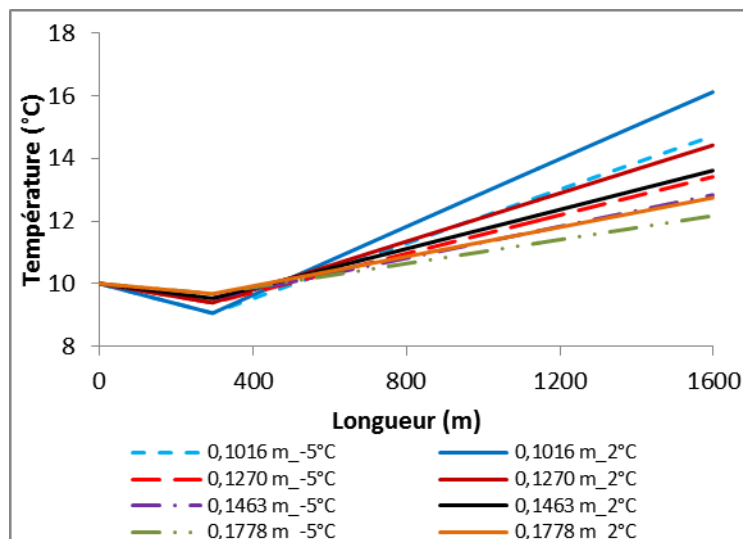


Figure 4.76 : Évolution de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m pour des températures externes souterraines de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ .

Les valeurs de flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans la section à la surface varient de  $-251,2$  à  $-247$  W/m, de  $-269,2$  à  $266,2$  W/m, de  $-284,1$  à  $-281,7$  W/m, et de  $-306,8$  à  $-305,1$  W/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.77a). Ce phénomène est probablement lié à la diminution de la résistance thermique avec la réduction du diamètre interne du pipeline, qui se traduit par une augmentation du coefficient de transfert de chaleur  $h$  (voir équation (2-82)) pour des conduites à diamètre interne relativement faible. En d'autres termes, la chaleur générée par frottement interne et dissipation visqueuse diffuse rapidement par conduction radiale vers la paroi pour de faibles diamètres. Dans les sections souterraines, le flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  à la température extérieure de  $-5^{\circ}\text{C}$  est relativement plus élevée que celui obtenu à la température extérieure de  $2^{\circ}\text{C}$  pour un diamètre interne donné de pipeline (Figure 4.77b). De plus, on note que le flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans les sections souterraines est relativement faible pour les diamètres internes faibles à une température externe donnée. On observe aussi dans le cas d'une température externe souterraine de  $2^{\circ}\text{C}$ , que  $Q_w$  est plus élevé lorsque le diamètre est grand jusqu'à une longueur du réseau d'environ 1150 m et

1400 m selon le diamètre, et que par après cette tendance s'inverse sur la partie restante du réseau (entre 450 m et 200 m). Ce phénomène n'est pas observable dans le cas de la vitesse d'écoulement de 0,82 m/s. Cela est probablement lié à une faible augmentation de la température du RCPS à la vitesse d'écoulement de 0,82 m/s.

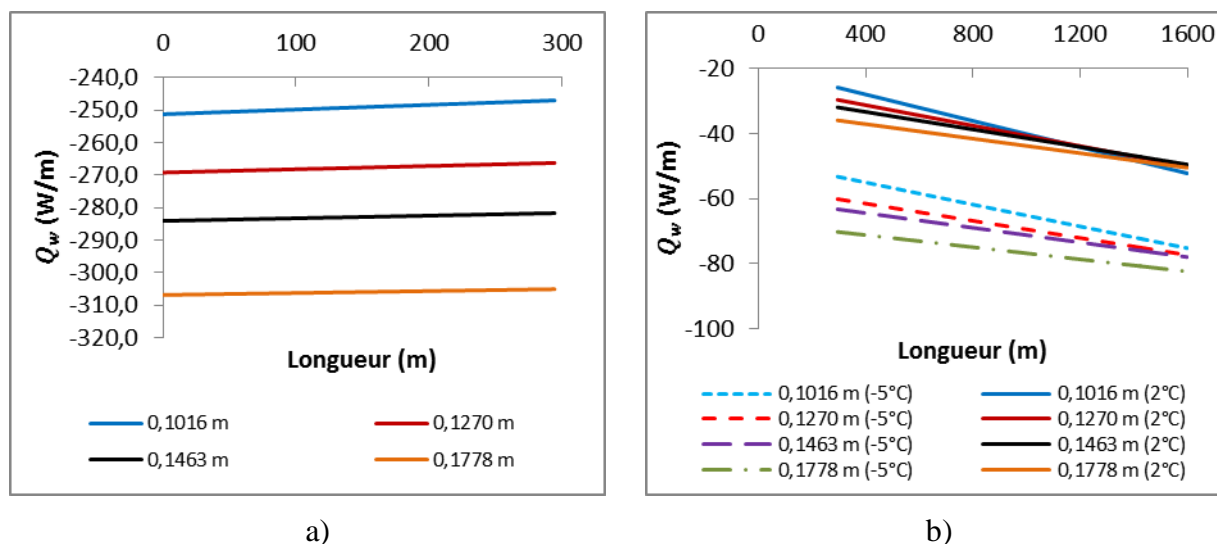


Figure 4.77 : Flux de chaleur à la paroi sur la section à la surface (a) et les sections souterraines (b) du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse d'écoulement de 1,04 m/s.

Comparativement à la section à la surface, le transfert de chaleur par conduction est réduit dans les sections souterraines, vu que la différence de température entre le milieu extérieur et le RCPS en écoulement est relativement faible pour ce dernier cas. Une prédominance du transfert de chaleur par convection que par conduction radiale de la chaleur générée par la dissipation visqueuse pourrait expliquer l'augmentation de la température du RCPS dans les sections souterraines (Figure 4.76). De plus, on remarque une augmentation du flux de chaleur  $Q_w$  avec la longueur dans les sections souterraines; cette augmentation est probablement liée à l'accroissement de la différence de température entre le milieu extérieur et le RCPS en écoulement dans le pipeline. En effet, pour le diamètre interne de 0,1016 m, la température du RCPS passe de 10°C à 9,1°C dans la section à la surface, puis augmente jusqu'à 14,7°C et 16,1°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C. Pour le diamètre interne de 0,1270 m, la température du RCPS diminue de 10°C à 9,4 °C dans la section à la surface, puis augmente jusqu'à 13,4°C et 14,4°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C. Pour le

diamètre interne de 0,1463 m, la température RCPS décroît de 10°C à 9,5°C dans la section à la surface, avant d'augmenter jusqu'à 12,8°C et 13,6°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C. Pour le diamètre interne de 0,1778 m, la température du RCPS passe de 10°C à 9,7°C dans la section à la surface, avant d'augmenter jusqu'à 12,2°C et 12,7°C dans les sections souterraines pour des températures souterraines externes respectives de -5°C et 2°C.

La Figure 4.78 présente les pressions  $p$  et les pertes de charge  $\Delta p/L$  dans le réseau de distribution du RCPS pour différents diamètres internes de pipeline (0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m) et à la température souterraine externe de -5°C (les résultats pour la température souterraine externe de 2°C sont présentés à la Figure O.1 en Annexe O).

On note des pressions totales  $p$  de 25784 kPa, 15999 kPa, 11492 kPa, 11981 kPa et 6793 kPa pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m, 0,1463 m isolé et 0,1778 m à la température externe de -5°C. À la température souterraine externe de 2°C, on note des valeurs de pressions totales  $p$  sont de 26130 kPa, 16181 kPa, 11613 kPa, et 6864 kPa pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (voir la Figure O.1 en Annexe O). Les pressions totales observées à la température externe souterraine de 2°C sont très légèrement supérieures à celles obtenues à la température externe de -5°C. Toutefois, les pertes de charge  $\Delta p/L$  obtenues dans les deux cas de température souterraine sont presque égales. Les valeurs de perte de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales sont d'environ 22 kPa/m, 15 kPa/m, 12 kPa/m et 9 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.78 et Figure O.1 en Annexe O). Par ailleurs, on note les variations linéaires de pression dans les sections verticales d'environ 3 kPa/m, -4 kPa/m, -7 kPa/m et -10 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m. On note une différence d'environ 19 kPa/m entre les pertes de charge dans les sections horizontales et les variations linéaires de pression dans les sections verticales. L'écoulement du RCPS dans les sections verticales se faisant par gravité, on note un gain de pression, qui se traduit par des pressions élevées au fond de la colonne verticale ou inclinée. Cela explique les pics de pression observés sur les Figure 4.78b, c et d.

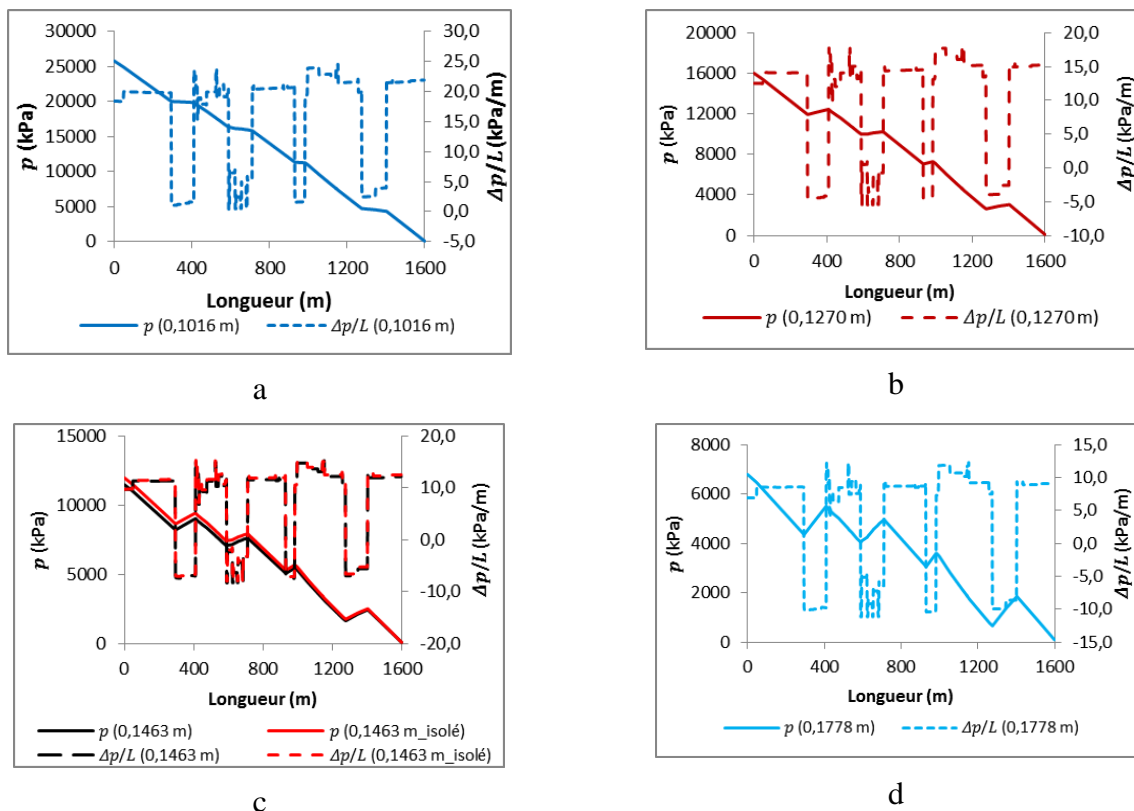


Figure 4.78 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de  $-5^\circ\text{C}$ .

On remarque que ces pics sont plus accentués pour des diamètres relativement larges. Néanmoins, le diamètre de 0,1016 m ne présente presque pas de pression élevée au fond des sections verticales. Cela peut être probablement due au fait que le gain de pression (hydrostatique) est consommé par les pertes de charge dans les sections verticales ou inclinées (ces pertes de charge augmentent lorsque le diamètre diminue). En outre, on observe une augmentation des pertes de charge avec la réduction du diamètre interne du pipeline. Cela peut être expliqué par l'augmentation du coefficient de frottement  $f$  avec la réduction du diamètre interne de pipeline (Figure O.2 en Annexe O). Les valeurs de coefficient de frottement  $f$  varient de 1,84 à 2,03 (2,09), 1,63 à 1,76 (1,80), 1,52 à 1,62 (1,65), et 1,39 à 1,46 (1,48) pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à la température externe souterraine de  $-5^\circ\text{C}$  ( $2^\circ\text{C}$ ). Il faudrait noter que le coefficient de frottement a tendance à diminuer dans la section à la surface, avant de pouvoir augmenter dans les sections souterraines. Cette diminution du coefficient de frottement  $f$  dans la section à la surface est liée à

l'augmentation du  $Re$  et à la diminution de  $He$  (Figure O.3 en Annexe O). Son augmentation dans les sections souterraines est liée à la diminution de  $Re$  et à l'augmentation de  $He$  (Figure O.3 en Annexe O). Les nombres  $Re$  et  $He$  étant dépendants des propriétés rhéologiques (seul de cisaillement  $\tau_o$  et viscosité plastique  $\eta_B$ ) du RCPS, ils varient lorsque ces dernières (propriétés rhéologiques) varient avec la variation de la température du RCPS le long du pipeline (Figures O.4 et O.5 en Annexe O). La diminution de la température dans la section à la surface entraîne une diminution du seuil de cisaillement  $\tau_o$  (Figure O.4) et de la viscosité plastique  $\eta_B$  (Figure O.5 en Annexe O) du RCPS. Par ailleurs, il y a une augmentation du seuil de cisaillement  $\tau_o$  (Figure O.4 en Annexe O) et de la viscosité plastique  $\eta_B$  (Figure O.5 en Annexe O) avec l'augmentation de la température dans les sections souterraines, entraînant ainsi une diminution de  $Re$  et une augmentation de  $He$ .

#### 4.6.4 Vitesse d'écoulement de 1,2 m/s

La Figure 4.79 présente la variation de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 1463 m, et 0,1778 m pour des températures externes souterraines de  $-5^\circ\text{C}$  et  $2^\circ\text{C}$ . On observe une très faible diminution de la température du RCPS dans la section à la surface, suivie d'une augmentation dans les sections souterraines. En effet, la température du RCPS diminue très faiblement de  $10^\circ\text{C}$  (température initiale fixée) à  $9,6^\circ\text{C}$ ,  $9,7^\circ\text{C}$ ,  $9,8^\circ\text{C}$  et  $9,9^\circ\text{C}$  dans la section à la surface pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 1463 m, et 0,1778 m. Ensuite la température du RCPS augmente dans les sections souterraines à la température externe de  $-5^\circ\text{C}$  ( $2^\circ\text{C}$ ) jusqu'à  $16,5^\circ\text{C}$  ( $17,8^\circ\text{C}$ ),  $14,6^\circ\text{C}$  ( $15,5^\circ\text{C}$ ),  $13,8^\circ\text{C}$  ( $14,4^\circ\text{C}$ ) et  $12,8^\circ\text{C}$  ( $13,3^\circ\text{C}$ ) pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 1463 m, et 0,1778 m. Bien que la diminution de la température du RCPS dans la section à la surface soit faible, on peut voir qu'elle diminue plus avec la réduction du diamètre interne, alors que le flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  augmente avec le diamètre du pipeline (Figure 4.80a). En effet, les valeurs de flux de chaleur à la paroi sont de  $-250\text{ W/m}$ ,  $-268\text{ W/m}$ ,  $-283\text{ W/m}$  et  $-306\text{ W/m}$  pour les diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 1463 m, et 0,1778 m. La diminution de la couche de résistance thermique pour des faibles diamètres internes de pipeline pourrait bien expliquer la diminution de la température du RCPS dans la section à la surface. Ceci favorise une conduction radiale de la chaleur générée par frottement interne et dissipation visqueuse.

Pour une température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ), les gains de température sont de  $6,5^{\circ}\text{C}$  ( $7,8^{\circ}\text{C}$ ),  $4,6^{\circ}\text{C}$  ( $5,5^{\circ}\text{C}$ ),  $3,8^{\circ}\text{C}$  ( $4,4^{\circ}\text{C}$ ) et  $2,8^{\circ}\text{C}$  ( $3,3^{\circ}\text{C}$ ) respectivement pour le diamètre interne de pipeline de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m.

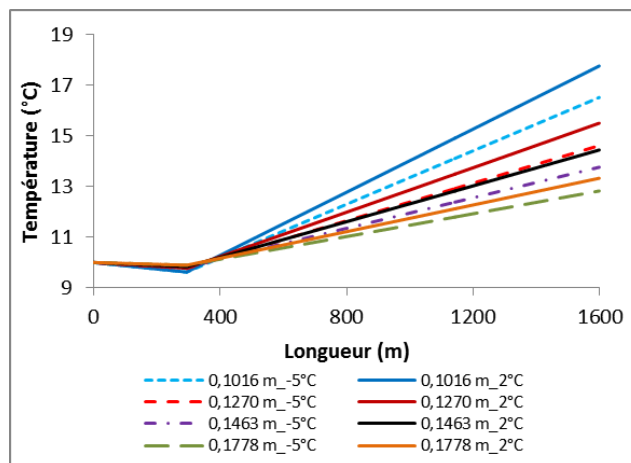


Figure 4.79 : Évolution de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,2 m dans le réseau de distribution de 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètres internes pour des températures externes souterraines de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ .

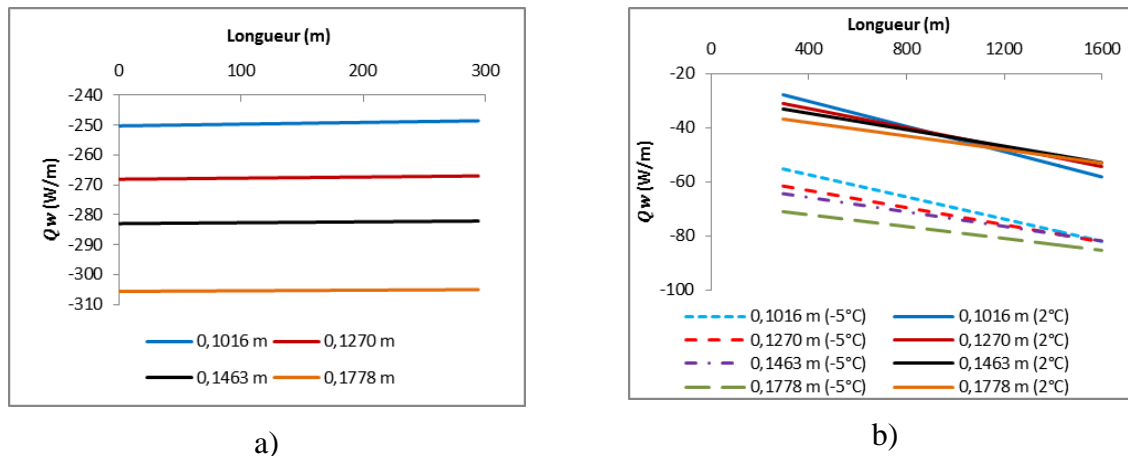


Figure 4.80 : Flux de chaleur à la paroi sur la section à la surface (a) et les sections souterraines (b) du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse d'écoulement de 1,2 m/s.

Par contre dans les sections souterraines, on observe des flux de chaleur à la paroi relativement faibles par rapport aux flux de chaleur à la paroi dans la section à la surface (Figure 4.80). La différence de température entre le RCPS en écoulement dans le pipeline et le milieu externe souterrain entraîne la diminution du flux de chaleur à la paroi (Figure 4.80b). Néanmoins, il faut

noter que les flux de chaleur  $Q_w$  à la température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  sont relativement élevés par rapport à ceux obtenus à la température externe de  $2^{\circ}\text{C}$  (Figure 4.80b). Ceci explique les faibles températures du RCPS obtenues à la température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$ . Les valeurs de flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans les sections souterraines à température externe de  $2^{\circ}\text{C}$  varient de  $-28\text{ W/m}$  à  $-58\text{ W/m}$ , de  $-31\text{ W/m}$  à  $-54\text{ W/m}$ , de  $-33\text{ W/m}$  à  $-53\text{ W/m}$ , et de  $-37\text{ W/m}$  à  $-53\text{ W/m}$  pour des diamètres internes respectifs de  $0,1016\text{ m}$ ,  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$ , et  $0,1778\text{ m}$ . À la température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$ , les valeurs de flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans les sections souterraines varient de  $-55\text{ W/m}$  à  $-82\text{ W/m}$ ,  $-62\text{ W/m}$  à  $-82\text{ W/m}$ ,  $-64\text{ W/m}$  à  $-82\text{ W/m}$ , et de  $-71\text{ W/m}$  à  $-85\text{ W/m}$  pour des diamètres internes respectifs de  $0,1016\text{ m}$ ,  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$ , et  $0,1778\text{ m}$  (Figure 4.80b). On observe une variation importante du flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  pour les diamètres internes relativement faibles. Cette variation est probablement liée à l'augmentation du gradient de température dans les sections souterraines entre le RCPS en écoulement et le milieu externe. Les dissipations visqueuses et les frottements internes étant plus importants dans le réseau de distribution à diamètres internes relativement faibles, on peut noter que l'écoulement du RCPS dans le pipeline à diamètres internes relativement faibles génère plus de chaleur, qui se traduit par une importante augmentation de la température du RCPS. On observe aussi dans le cas d'une température externe souterraine de  $2^{\circ}\text{C}$ , que  $Q_w$  est plus élevé lorsque le diamètre est grand jusqu'à des longueurs du réseau entre  $950\text{ m}$  et  $1150\text{ m}$  selon le diamètre, et que par après cette tendance s'inverse sur la partie restante du réseau (entre  $650\text{ m}$  et  $450\text{ m}$ ). Ce phénomène est accentué par rapport au cas de la vitesse d'écoulement de  $1.04\text{ m/s}$ .

Les Figure 4.81a, b, c, d présentent les pressions totales  $p$  et les pertes de charge  $\Delta p/L$  dans le réseau de distribution du RCPS pour les diamètres internes de pipeline respectifs de  $0,1016\text{ m}$ ,  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$  et à la température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  (les résultats pour la température souterraine externe de  $2^{\circ}\text{C}$  sont présentés à la Figure P.1 à l'Annexe P). On note des pressions totales  $p$  de  $29313\text{ kPa}$ ,  $18184\text{ kPa}$ ,  $13114\text{ kPa}$  et  $7877\text{ kPa}$  pour des diamètres internes respectifs de  $0,1016\text{ m}$ ,  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$  à la température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$ . Pour la température souterraine externe de  $2^{\circ}\text{C}$ , les valeurs de pressions totales  $p$  sont de  $29632\text{ kPa}$ ,  $18355\text{ kPa}$ ,  $13224\text{ kPa}$  et  $7941\text{ kPa}$  pour des diamètres internes respectifs de  $0,1016\text{ m}$ ,  $0,1270\text{ m}$ ,  $0,1463\text{ m}$  et  $0,1778\text{ m}$  (voir la Figure P.1 à l'Annexe P).

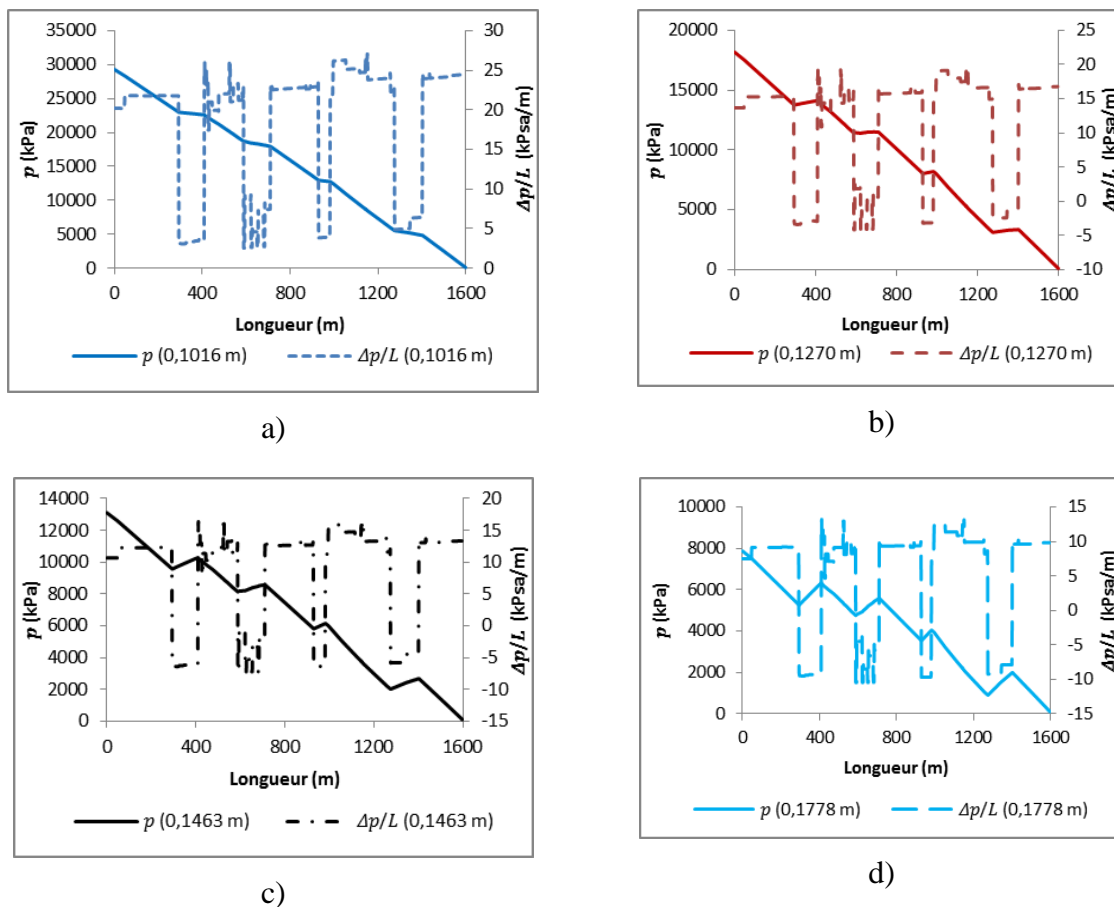


Figure 4.81 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de  $-5^\circ\text{C}$ .

Les pressions totales  $p$  observées à la température externe souterraine de  $2^\circ\text{C}$  sont très légèrement supérieures à celles obtenues à la température externe de  $-5^\circ\text{C}$ . Néanmoins, les pertes de charge  $\Delta p/L$  obtenues dans les deux cas de température souterraine sont presque égales. Les valeurs de perte de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales sont d'environ 24 kPa/m, 17 kPa/m, 13 kPa/m et 10 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.81 et Figure P.1 à l'Annexe P). En outre, on note les variations linéaires de pression dans les sections verticales d'environ 5 kPa/m, -2 kPa/m, -6 kPa/m et -9 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m. On note une différence d'environ 19 kPa/m entre les pertes de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales et les variations linéaires de pression dans les sections verticales.

L'écoulement du RCPS par gravité dans les sections verticales, entraîne un gain de pression, qui se traduit par des pressions  $p$  élevées au fond de la colonne verticale ou inclinée. Cela explique les pics de pression  $p$  observés sur les Figure 4.81b, c et d. On remarque que ces pics sont plus accentués pour des diamètres relativement larges pour les raison déjà données dans les sections précédentes. En outre, on observe une augmentation des pertes de charge  $\Delta p/L$  avec la réduction du diamètre interne du pipeline. Cela s'explique par l'augmentation du coefficient de frottement  $f$  avec la réduction du diamètre interne de pipeline (Figure P.2 à l'Annexe P). Les valeurs de coefficients de frottement  $f$  varient de 1,52 à 1,71 (1,75), 1,34 à 1,46 (1,48), 1,24 à 1,33 (1,35), et 1,12 à 1,19 (1,20) pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à la température externe souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ). Il faudrait noter que le coefficient de frottement  $f$  est presque constant dans la section à la surface pour tous les diamètres de pipeline, avant de pouvoir augmenter très légèrement dans les sections souterraines. Vu que la température du RCPS ne varie presque pas dans la section à la surface, le seuil de cisaillement et la viscosité plastique sont presque constants (Figures P.4 et P.5 en Annexe P). Par conséquent,  $Re$  et  $He$  sont constants dans la section à la surface (Figure P.3 en Annexe P). Cela explique la constance des valeurs du coefficient de frottement  $f$  dans cette section du réseau de distribution du RCPS. L'augmentation de  $f$  dans les sections souterraines est liée à la diminution de  $Re$  et à l'augmentation de  $He$  (Figure P.3 à l'Annexe P).  $Re$  et  $He$  sont fonction des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement  $\tau_0$  et viscosité plastique  $\eta_B$ ) du RCPS, qui augmentent avec l'augmentation de la température du RCPS dans les sections souterraines du réseau de distribution (Figures P.4 et P.5 en Annexe P).

#### 4.6.5 Vitesse d'écoulement de 1,5 m/s

La Figure 4.82 présente la variation de la température du RCPS en écoulement à une vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m, et 0,1778 m pour des températures externes souterraines de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ . On observe une légère augmentation de la température du RCPS dans la section à la surface, suivie d'une importante augmentation de la température dans les sections souterraines. En effet, pour la température d'entrée du RCPS de  $10^{\circ}\text{C}$ , la température du RCPS augmente jusqu'à  $10,5^{\circ}\text{C}$ ,  $10,3^{\circ}\text{C}$ ,  $10,3^{\circ}\text{C}$  et  $10,2^{\circ}\text{C}$  dans la section à la surface pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m, et 0,1778 m. Ensuite la température du RCPS augmente significativement dans les

sections souterraines à la température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ) jusqu'à  $19,5^{\circ}\text{C}$  ( $20,5^{\circ}\text{C}$ ),  $16,6^{\circ}\text{C}$  ( $17,3^{\circ}\text{C}$ ),  $15,3^{\circ}\text{C}$  ( $15,8^{\circ}\text{C}$ ) et  $13,9^{\circ}\text{C}$  ( $14,3^{\circ}\text{C}$ ) pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m, et 0,1778 m.

Pour une température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ), les gains de température sont de  $9,5^{\circ}\text{C}$  ( $10,5^{\circ}\text{C}$ ),  $6,6^{\circ}\text{C}$  ( $7,3^{\circ}\text{C}$ ),  $5,3^{\circ}\text{C}$  ( $5,8^{\circ}\text{C}$ ) et  $3,9^{\circ}\text{C}$  ( $4,3^{\circ}\text{C}$ ) respectivement pour le diamètre interne de pipeline de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m.

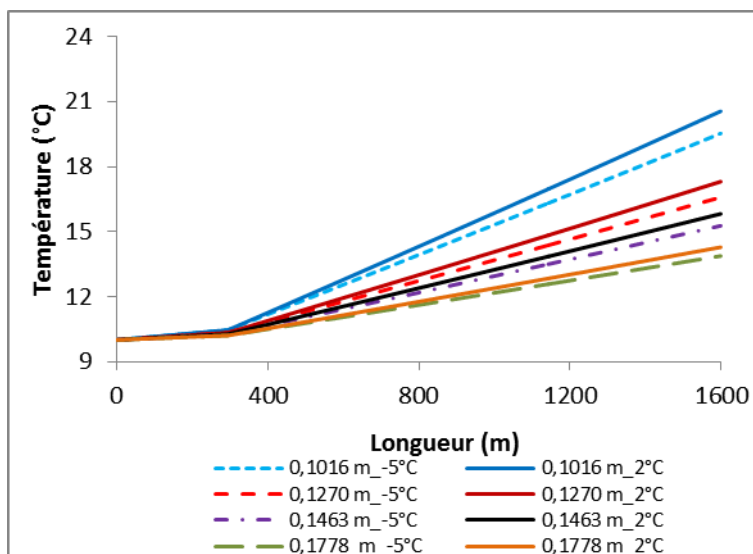


Figure 4.82 : Variation de la température du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à une vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution.

Contrairement aux cas précédents (vitesses d'écoulement de 0,82 m/s, 1,04 m/s, et 1,2 m/s), on remarque que l'augmentation de la température du RCPS dans la section à la surface est relativement élevée pour les faibles diamètres. Ceci est probablement lié d'une part, à la forte prédominance du transfert de chaleur par convection axiale (sur la conduction radiale) pour des vitesses d'écoulement relativement élevées, et d'autre part à une importante dissipation visqueuse dans les pipelines à diamètres relativement faibles pour des vitesses élevées. Ainsi, les valeurs de flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  sont de  $-250 \text{ W/m}$ ,  $-268 \text{ W/m}$ ,  $-282 \text{ W/m}$  et  $-304 \text{ W/m}$  pour les diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m, et 0,1778 m (Figure 4.83). Par contre dans les sections souterraines, on observe des flux de chaleur à la paroi relativement faibles par rapport aux flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans la section à la surface (Figure 4.83).

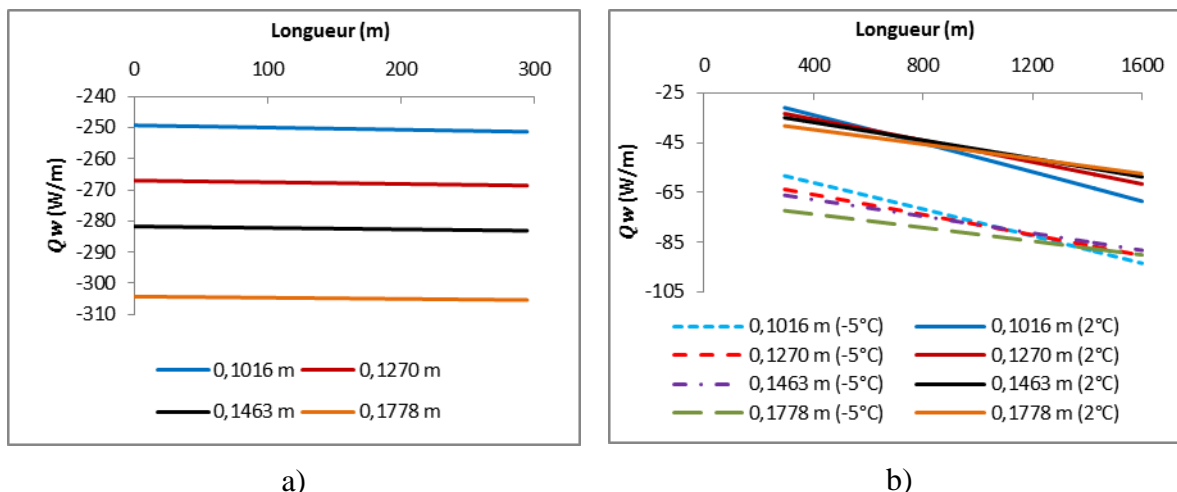


Figure 4.83 : Flux de chaleur à la paroi sur la section à la surface (a) et les sections souterraines (b) du réseau de distribution du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) à la vitesse d'écoulement de 1,5 m/s.

La différence de température entre le RCPS en écoulement dans le pipeline et le milieu externe souterrain entraîne la diminution du flux de chaleur  $Q_w$  à la paroi (Figure 4.83 a et b) comparativement à la section en surface. Néanmoins, les flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  pour la température externe de  $-5^\circ\text{C}$  sont relativement élevés à ceux obtenus à la température externe de  $2^\circ\text{C}$  (Figure 4.83b). Ceci explique les faibles températures du RCPS obtenues à la température externe de  $-5^\circ\text{C}$ . Les valeurs de flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans les sections souterraines à température externe de  $2^\circ\text{C}$  varient de  $-31\text{ W/m}$  à  $-68\text{ W/m}$ ,  $-33\text{ W/m}$  à  $-62\text{ W/m}$ ,  $-35\text{ W/m}$  à  $-59\text{ W/m}$ , et  $-38\text{ W/m}$  à  $-57\text{ W/m}$  pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 1463 m, et 0,1778 m. À la température externe de  $-5^\circ\text{C}$ , les valeurs de flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  dans les sections souterraines varient de  $-58\text{ W/m}$  à  $-93\text{ W/m}$ ,  $-64\text{ W/m}$  à  $-90\text{ W/m}$ ,  $-66\text{ W/m}$  à  $-88\text{ W/m}$ , et  $-72\text{ W/m}$  à  $-90\text{ W/m}$  pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 1463 m, et 0,1778 m (Figure 4.83b). On observe une variation importante du flux de chaleur à la paroi  $Q_w$  pour les diamètres internes relativement faibles. Cette variation est probablement liée à l'augmentation du gradient de température entre le RCPS en écoulement et le milieu externe. Ceci améliore le transfert de chaleur à la paroi avec le milieu externe. Les dissipations visqueuses et les frottements internes étant plus importants dans le réseau de distribution à diamètres internes relativement faibles, on peut noter que l'écoulement du RCPS dans le pipeline à diamètres internes relativement faibles génère plus de chaleur, qui se traduit par une importante augmentation de la température du RCPS le long du réseau de distribution et un échange

important de chaleur à la paroi. On observe aussi dans le cas d'une température externe souterraine de  $2^{\circ}\text{C}$ , que  $Q_w$  est plus élevé lorsque le diamètre est grand jusqu'à une longueur du réseau d'environ 750 m pour tous les diamètres, et que par après cette tendance s'inverse sur la partie restante du réseau (850 m). Ce phénomène est accentué par rapport au cas de la vitesse d'écoulement de 1,2 m/s.

Les Figure 4.84 a, b, c, d présentent les pressions totales  $p$  et les pertes de charge  $\Delta p/L$  dans le réseau de distribution du RCPS pour les diamètres internes de pipeline respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et à la température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$ .

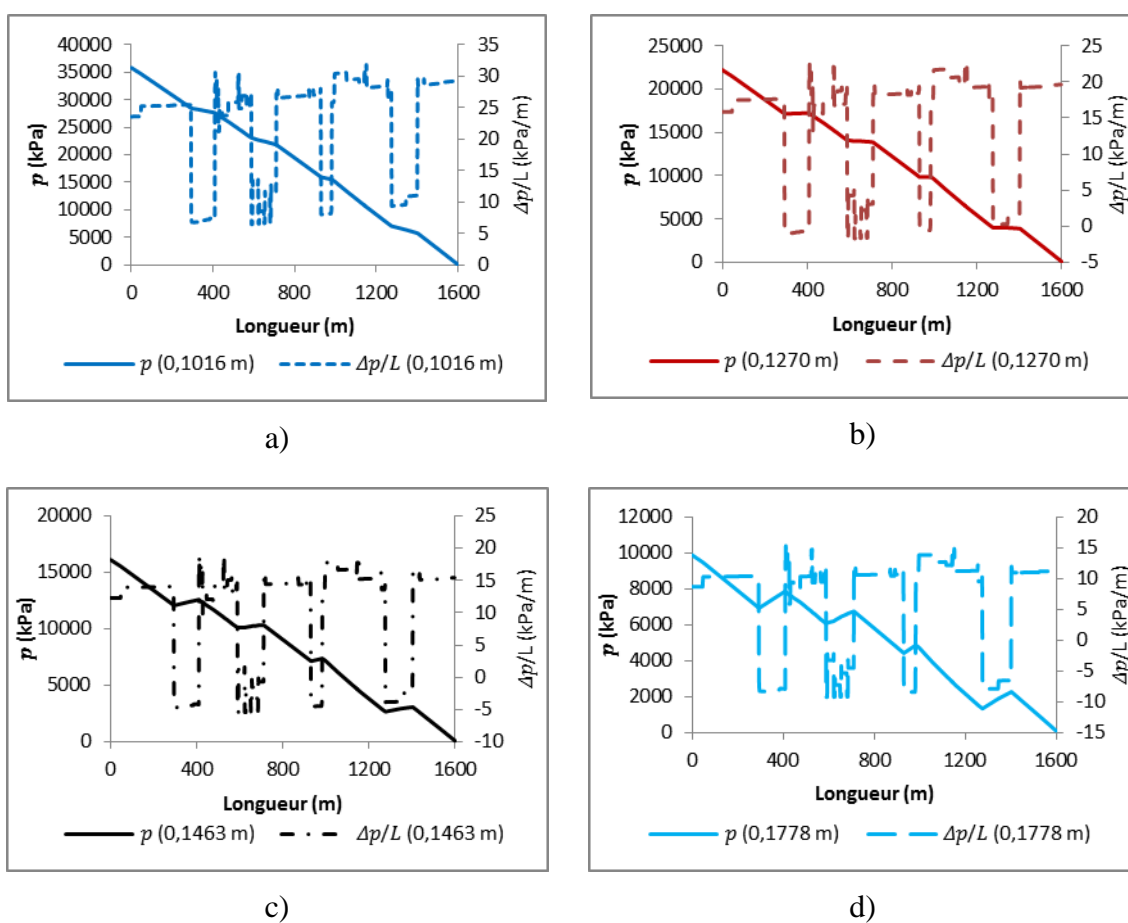


Figure 4.84 : Pressions et pertes de charge du RCPS ( $C_w = 76,3\%$ ) en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m pour une température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$ .

On note des pressions totales  $p$  de 35860 kPa, 22226 kPa, 16110 kPa et 9875 kPa pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à la température

externe de  $-5^{\circ}\text{C}$ . Pour la température souterraine externe de  $2^{\circ}\text{C}$ , les valeurs de pressions totales  $p$  sont de 36140 kPa, 22374 kPa, 16204 kPa et 9929 kPa pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (voir la Figure Q.1 à l'Annexe Q).

Les pressions totales  $p$  observées à la température externe souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$  sont très légèrement inférieures à celles obtenues à la température externe de  $2^{\circ}\text{C}$ . Toutefois, les pertes de charge  $\Delta p/L$  obtenues dans les deux cas de température souterraine ( $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ ) sont presque égales. Les valeurs de perte de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales sont d'environ 25 à 29 kPa/m, 17,5 à 20 kPa/m, 15 kPa/m et 11 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m (Figure 4.84 et Figure Q.1 en Annexe Q). En outre, les variations linéaires de pression dans les sections verticales sont d'environ 6 à 10 kPa/m, -1,5 à 1 kPa/m, -4 kPa/m et -8 kPa/m pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m. La différence entre les pertes de charge  $\Delta p/L$  dans les sections horizontales et les variations linéaires de pression dans les sections verticales est d'environ 19 kPa/m. En outre, on observe que les variations de pertes de charge  $\Delta p/L$  sont importantes pour les diamètres de 0,1016 m et 0,1270 m. Cela est dû à l'augmentation de la température du RCPS le long du réseau de distribution, qui, par conséquent entraîne une augmentation des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique) du RCPS. L'écoulement du RCPS par gravité dans les sections verticales, entraîne un gain de pression, qui se traduit par des pressions  $p$  élevées au fond de la colonne verticale ou inclinée. Cela explique les pics de pression  $p$  observés sur la Figure 4.84 et la Figure Q.1 en Annexe Q. On note sur ces dernières que les pics sont plus accentués pour des diamètres relativement larges. Néanmoins, les diamètres de 0,1016 m et 0,1270 m ne présentent presque pas de pression élevée au fond des sections verticales comme déjà discuté. On observe une augmentation des pertes de charge  $\Delta p/L$  avec la réduction du diamètre interne du pipeline. Cela s'explique par l'augmentation du coefficient de frottement  $f$  avec la réduction du diamètre interne de pipeline (Figure Q.2 à l'Annexe Q). Les valeurs de coefficients de frottement  $f$  varient de 1,13 à 1,31 (1,32), 0,98 à 1,10 (1,11), 0,90 à 1,00 (1,00), et 0,81 à 0,87 (0,87) pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à la température externe souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$  ( $2^{\circ}\text{C}$ ). Il faudrait noter que le coefficient de frottement  $f$  augmente très faiblement dans la section à la surface pour tous les diamètres de pipeline, avant de pouvoir augmenter légèrement dans les sections souterraines. Vu que la température du RCPS augmente faiblement dans la section à la surface, le seuil de cisaillement et

la viscosité plastique du RCPS augmentent proportionnellement à l'augmentation de la température (Figures Q.4 et Q.5 en Annexe Q) dans la section à surface du réseau de distribution de RCPS. Par conséquent,  $Re$  diminue faiblement et  $He$  augmente faiblement dans cette section du réseau de distribution du RCPS (Figure Q.3 à l'Annexe Q). Cela explique la faible augmentation du coefficient de frottement  $f$  dans cette section du réseau de distribution du RCPS. L'augmentation de  $f$  dans les sections souterraines est liée à la diminution de  $Re$  et à l'augmentation de  $He$  (Figure Q.3 à l'Annexe Q). L'augmentation de la température du RCPS dans les sections souterraines entraîne une augmentation importante du seuil de cisaillement (Figure Q.4 à l'Annexe Q) et de la viscosité plastique (Figure Q.5 en Annexe Q) du RCPS. Cela implique une diminution de  $Re$  et une augmentation de  $He$ . Et par conséquent, on observe une augmentation des valeurs du coefficient de frottement  $f$  dans les sections souterraines du réseau de distribution pour tous les diamètres internes de pipeline.

## **CHAPITRE 5     DISCUSSION**

Ce chapitre analyse globalement les résultats présentés au chapitre 4. Quatre points spécifiques sont analysés. Il s'agit notamment de :

- l'effet de la température, du type de ciment et de la salinité sur les propriétés rhéologiques du RCP;
- la mise en échelle des résultats du mini-essai d'écoulement en boucle au prototype réel;
- l'effet de la température externe, de la vitesse d'écoulement et du diamètre interne du pipeline sur la température du RCPS;
- l'effet du diamètre interne et de la vitesse d'écoulement sur les pertes de charge dans le réseau de distribution du RCPS;
- Effet du diamètre interne et de la vitesse d'écoulement sur la pression de pompage
- Effet de l'isolation du pipeline.

### **5.1 Effet de la température, du type de ciment et de la salinité sur les propriétés rhéologiques du RCP**

L'effet de la température sur les propriétés rhéologiques des mélanges de remblai cimenté en pâte (RCP) Goldex et Meliadine a été examiné entre 2 et 20°C. Il a été établi au cours de cette étude que les propriétés rhéologiques des mélanges de RCP (GU ou HE) augmentent avec l'augmentation de la température. Cela est probablement lié à la formation des produits d'hydratation (Lei et Struble, 1997) et à la forte adsorption de l'eau par le ciment lorsque les températures sont relativement élevées (John et Gettu, 2014)., En effet, l'augmentation de la température entraîne généralement une augmentation de la demande en eau pour maintenir la même consistance et fluidité (en d'autres termes les mêmes propriétés rhéologiques). Ce comportement pourrait aussi bien expliquer la tendance à la diminution de l'affaissement aux cônes des mélanges de RCP. De plus, les résultats obtenus sont soutenus par ceux de Wu et al. (2013), qui a examiné l'effet de la température sur la fluidité et le seuil de cisaillement du RCP. Toutefois, il faudra noter que les essais de cisaillement réalisés au rhéomètre AR 2000 à des hautes températures (40°C et 45°C) sur les mélanges RCP n'ont pas été concrétisés. À ces

températures, les mélanges étudiés étaient difficilement déformables lors du cisaillement dans le rhéomètre de manière que cela causait un blocage et d'un glissement de l'échantillon. Il est important de signaler que les mélanges de résidus en pâte (RP) Meliadine ont démontré un comportement contraire à celui des mélanges RCP. Une tendance à la diminution des propriétés rhéologiques de RP avec l'augmentation de la température a été observée. Par contre, on observe une tendance à l'augmentation des propriétés rhéologiques de RCP avec l'augmentation de la température.

Les mélanges de RCP réalisés ont été élaborés soit avec le ciment GU, soit avec le ciment HE à un dosage de 5% dans le but d'examiner l'effet du type de ciment sur les propriétés rhéologiques des mélanges de RCP. Il ressort des résultats obtenus que les mélanges de RCP au ciment HE ont présentés des valeurs de propriétés rhéologiques supérieures à celles des mélanges de RCP au ciment GU à 2, 10 et 20°C. Les deux de ciment ayant une composition minéralogique identique, leur différence réside sur leur degré de mouture. Le ciment HE étant plus fin que le ciment GU, il présente une surface spécifique plus élevée que celle du ciment GU. Cela entraîne probablement une capacité de rétention d'eau relativement élevée pour le ciment HE. Et par conséquent, les mélanges de RCP au ciment HE présentent une forte demande en eau que mélanges de RCP au ciment GU pour atteindre la même consistance et fluidité (en d'autres termes les mêmes propriétés rhéologiques).

L'effet de la salinité sur les propriétés rhéologiques du RCP Goldex et Meliadine a été étudié à différentes températures. L'ajout du sel à des concentrations de 5 g/L à 20 g/l dans les mélanges de remblai cimenté en pâte a entraîné de manière générale une diminution des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement, indice de consistance, viscosité plastique et viscosité à l'infini). Cette diminution des propriétés rhéologiques est probablement liée à l'effet des ions salins sur les forces entre les particules. Ces résultats s'accordent avec ceux de Klein et Simon (2006), Mahlaba et al. (2011a, b) et Haiqiang et al. (2016). Toutefois, l'effet de la salinité sur les propriétés rhéologiques du RCP est complexe. On a observé que les mélanges de RCPS Meliadine ont présenté des seuils de cisaillement ou des indices de consistance légèrement supérieurs à ceux de RCP à certaines températures. Cela est probablement lié soit à la minéralogie du résidu, soit aux propriétés chimiques, minéralogiques et physiques du mélange. Il faut noter que le résidu Meliadine contient une proportion importante de la muscovite (14,6%), qui est un minéral argileux (phyllosilicate). Ce minéral ayant une capacité d'échange cationique

importante (Sparks, 2003) peut absorber les ions salins dans sa structure, et ainsi affecter la rhéologie du mélange. Une bonne compréhension de l'effet des ions salins nécessite des analyses supplémentaires et plus approfondies avec le zétamètre pour analyser les forces entre particules. Cela permettrait aussi de voir l'effet des types de sels ou d'ions salins sur les propriétés rhéologiques.

## 5.2 Mise en échelle des résultats des essais de mini écoulement en boucle au prototype réel

Le dispositif utilisé pour réaliser les essais d'écoulement en boucle utilise un diamètre  $D_{loop}$  de 0,03175 m. Néanmoins, les diamètres de distribution du RCP sont en général plus grands (entre 0,1 et 0,2 m). Comme les pertes de charges sont influencées par le diamètre, il s'avère nécessaire d'établir une relation entre la perte de charge  $\Delta p/L_{loop}$  obtenue au diamètre  $D_{loop}$  de 0,03175 m et celle  $\Delta p/L_i$  pouvant être obtenue à un diamètre  $D_i$  (m) du système de distribution visé. Ainsi, les simulations numériques des essais en boucle des mélanges RP Goldex, RP Meliadine et RCP Meliadine à différents diamètres  $D_i$  (0,05 m, 0,1 m, 0,15 m et 0,2 m) ont permis de calculer les différentes pertes de charge  $\Delta p/L_i$  correspondantes. Pour ce faire, le Tableau 5.1 reprend les différentes valeurs de  $\Delta p/L_i$  simulées.

La Figure 5.1a présente la variation du ratio de pertes de charge linéaires  $(\Delta p/L_i)/(\Delta p/L_{loop})$  en fonction du ratio de diamètres  $D_i/D_{loop}$  pour les mélanges RP Goldex, RP Meliadine et RCP Meliadine. Cela a permis de mettre en évidence que le type de mélange n'affecte pas les ratios, et par conséquent la relation entre la relation entre  $D_i/D_{loop}$  et  $\Delta p/L_i/\Delta p/L_{loop}$  (Figure 5.1a).

Tableau 5.1 : Pertes de charge linéaires  $\Delta p/L_i$  simulées à différents diamètres pour les mélanges RP Goldex, RP Meliadine et RCP Meliadine.

		$\Delta p/L_i$ (kPa/m)		
	$D$ (m)	RP Goldex	RP Meliadine	RCP Meliadine
Mini-loop	0,03175	27,6	31,0	37,0
Autres diamètres	0,05	12,4	13,7	16,3
	0,1	4,0	4,2	5,0
	0,15	2,2	2,2	2,7
	0,2	1,4	1,4	1,7

Ainsi donc, la Figure 5.1b reprend la relation pouvant être utilisée pour déterminer la perte de charge linéaire  $\Delta p_i$  pour un diamètre  $D_i$  en partant de la perte de charge linéaire  $\Delta p/L_{loop}$  issue de l'essai d'écoulement en boucle pour un diamètre  $D_{loop}$  de 0,03175 m.

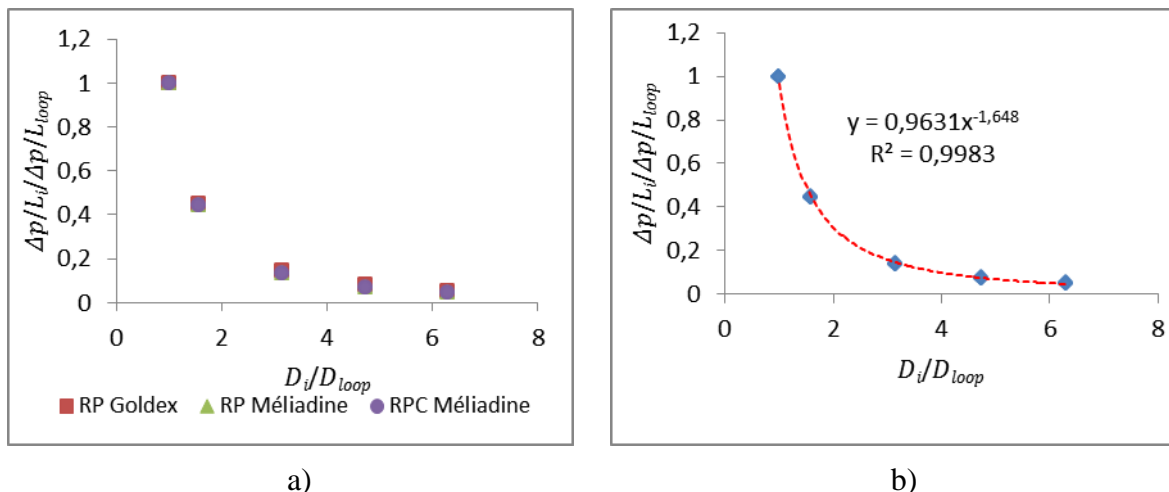


Figure 5.1 : a) Relations entre le ratio de diamètres  $D_i/D_{loop}$  et le ratio de pertes de charge linéaires  $\Delta p/L_i / \Delta p/L_{loop}$ ; b) Équation de l'effet d'échelle établie pour le circuit du mini-essai d'écoulement en boucle

### 5.3 Effet de la température externe, de la vitesse d'écoulement et du diamètre interne du pipeline sur la température du RCPS

La Figure 5.2 présente l'évolution de la température du RCPS dans le réseau de distribution de diamètre interne de 0,1463 m. La température du RCPS dans la section à la surface (-50°C) du réseau de distribution pour des vitesses d'écoulement relativement faibles (0,82, 1,04, 1,20 et 1,50 m/s). Par contre, à la vitesse d'écoulement de 1,50 m/s, aucune diminution de la température du RCPS n'a été observée sur la section à la surface. Ensuite, la température du RCPS augmente dans la section souterraine (-5°C et 2°C) de distribution du RCPS pour toutes les vitesses d'écoulement. En effet, la température externe joue un rôle important sur l'échange de chaleur et par conséquent sur la température du RCPS en écoulement dans le pipeline. Lorsque la différence des températures entre le milieu externe et le RCPS est importante, le flux de chaleur à la paroi augmente, et par conséquent entraîne un échange important de chaleur à la paroi du RCPS avec le milieu externe. Cela explique la diminution de la température dans la section à surface. Cela dénote une prédominance de l'effet de refroidissement sur l'effet de réchauffement lié à la

dissipation visqueuse. Toutefois, on note l'effet de la vitesse d'écoulement sur l'échange de chaleur. On observe que lorsque la vitesse d'écoulement est relativement élevée, la température du RCPS décroît très faiblement dans la section à la surface. Cela montre l'effet de la vitesse d'écoulement sur le transfert de chaleur. En effet, l'augmentation de la vitesse d'écoulement entraîne une augmentation de la dissipation visqueuse et du frottement interne, et par conséquent, une augmentation relativement importante de l'échauffement ou de la température du fluide (Winter, 1987; Wagner, 2010). D'autre part, le transfert de chaleur par convection est plus prédominant par rapport au transfert de chaleur par conduction lorsque la vitesse d'écoulement est relativement élevée. Toutefois, il faut garder en mémoire que cette augmentation de la température du RCPS entraîne une augmentation de l'échange de chaleur le long du réseau de distribution.

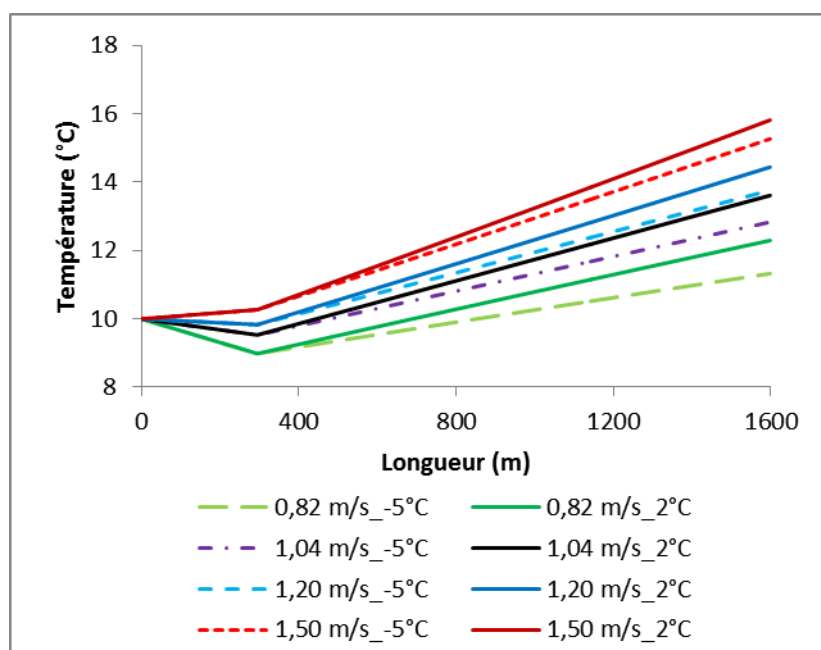


Figure 5.2 : Effet de la température externe et de la vitesse d'écoulement sur l'évolution de la température du RCPS dans le réseau de distribution

La Figure 5.3 illustre l'effet du diamètre interne, de la vitesse d'écoulement du RCPS, et de la température externe souterraine sur la température de dépôt du RCPS dans le chantier. Pour une vitesse d'écoulement donnée, la température de dépôt décroît avec l'augmentation du diamètre interne du pipeline. D'une part, l'augmentation du diamètre interne induit une diminution de la dissipation visqueuse et du frottement interne, et par conséquent une diminution

des pertes de charge (voir Figure 5.4). Cela implique donc un faible auto-échauffement du RCPS en écoulement.

Pour un diamètre interne donné, la température de dépôt augmente avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement et l'augmentation de la température externe. Cela est lié à l'augmentation de la dissipation visqueuse et du frottement interne avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement du RCPS, ainsi qu'au faible écart de température entre le RCPS en écoulement et le milieu externe. Par exemple, la température de dépôt pour un diamètre de 0,1463 m passe de 11,3°C à 15,3°C pour des vitesses d'écoulement respectifs de 0,82 m/s et 1,5 m/s lorsque la température de l'air sous terre est de -5°C.

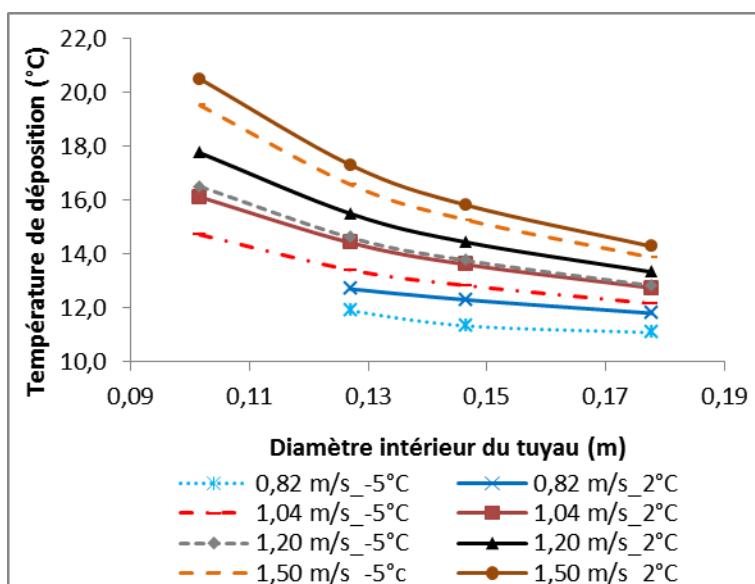


Figure 5.3 : Effet de la vitesse d'écoulement, du diamètre interne et de la température externe souterraine sur la température de dépôt du RCPS.

## 5.4 Effet du diamètre interne et de la vitesse d'écoulement sur les pertes de charge dans le réseau de distribution du RCPS

L'effet du diamètre interne de la conduite et de la vitesse d'écoulement sur les pertes de charge dans le réseau de distribution du RCPS a été étudié. Il ressort de cette étude que les pertes de charge diminuent avec l'augmentation du diamètre interne. Pour diamètre donné, les pertes de charge augmentent avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement (Figure 5.4). Les Figure 5.4a et b présentent respectivement les variations de perte de charge dans les sections horizontales et

verticales avec le diamètre interne du pipeline et la vitesse d'écoulement du RCPS dans le réseau de distribution. Pour le diamètre de 0,1016 m, les pertes de charge dans les sections horizontales sont d'environ 22, 24 et 29 kPa/m pour des vitesses respectives de 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s. Pour le diamètre de 0,1270 m, les pertes de charge dans les sections horizontales sont d'environ 13, 15, 17 et 20 kPa/m pour des vitesses respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s. Pour le diamètre de 0,1463 m, les pertes de charge dans les sections horizontales sont d'environ 11, 12, 13 et 15 kPa/m pour des vitesses respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s. Pour le diamètre de 0,1778 m, les pertes de charge dans les sections horizontales sont d'environ 8, 9, 10 et 11 kPa/m pour des vitesses respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s.

Dans les sections verticales ou fortement inclinées, les variations linéaires de pression pour le diamètre de 0,1016m sont d'environ 3, 5 et 10 kPa/m pour des vitesses respectives de 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s. Pour le diamètre de 0,1270 m, les variations linéaires de pression dans les sections verticales ou fortement inclinées sont d'environ -6, -4, -2, et 1 kPa/m pour des vitesses respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s. Pour le diamètre de 0,1463 m, les les variations linéaires de pression dans les sections verticales ou fortement inclinées sont d'environ -8, -7, -6 et -4 kPa/m pour des vitesses respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s. Pour le diamètre de 0,1778 m, les pertes de charge dans les sections verticales ou fortement inclinées sont d'environ -11, -9, -9, et -8 kPa/m pour des vitesses respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,2 m/s et 1,5 m/s.

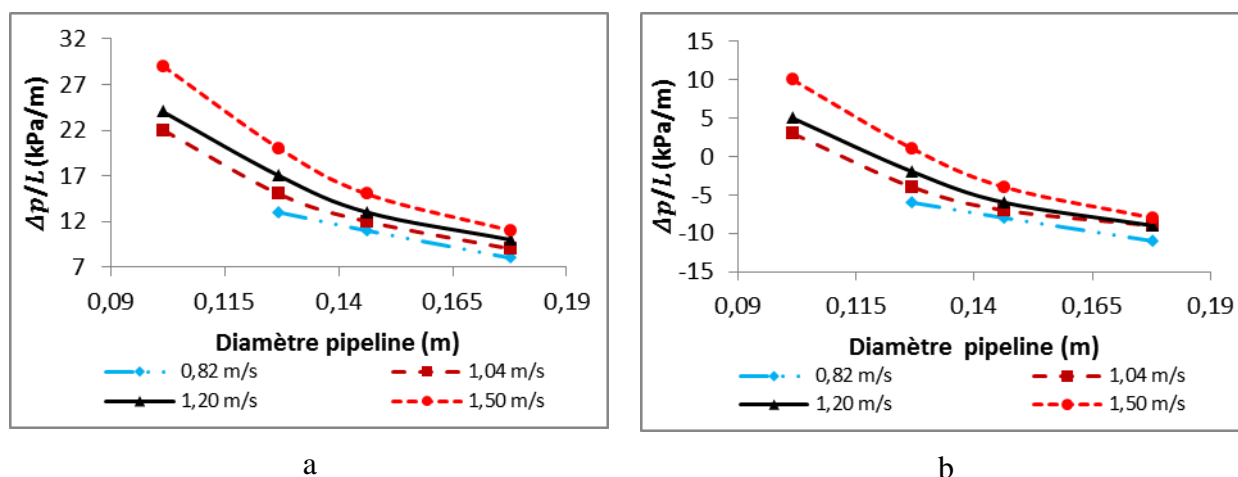


Figure 5.4 : Effet de la vitesse d'écoulement et du diamètre interne du pipeline sur les pertes de charge dans les sections horizontales (a) et verticales (b)

## 5.5 Effet du diamètre interne et de la vitesse d'écoulement sur la pression de pompage

Le Tableau 5.2 ou la Figure 5.5 reprend les différentes valeurs de pression de pompage pour différentes vitesses d'écoulement  $U$  du RCPS dans les pipelines de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m de diamètre. Pour une vitesse d'écoulement et un diamètre interne de pipeline donnés, les pertes de charge obtenues à la température externe souterraine de 2°C sont très légèrement supérieures à celles obtenues à la température externe souterraine de -5°C.

Tableau 5.2 : Pressions de pompage pour différents diamètres internes et vitesses d'écoulement

Diamètre (m)	Pressions de pompage $p$ (kPa)							
	$U = 0,82$ m/s		$U = 1,04$ m/s		$U = 1,20$ m/s		$U = 1,50$ m/s	
	2°C	-5°C	2°C	-5°C	2°C	-5°C	2°C	-5°C
0,1016			26130	25784	29633	29312	36141	35859
0,127	13151	12935	16186	15999	18355	18184	22374	22226
0,1463	9355	9213	11614	11492	13224	13114	16204	16110
0,1778	5351	5267	6864	6793	7941	7877	9929	9875

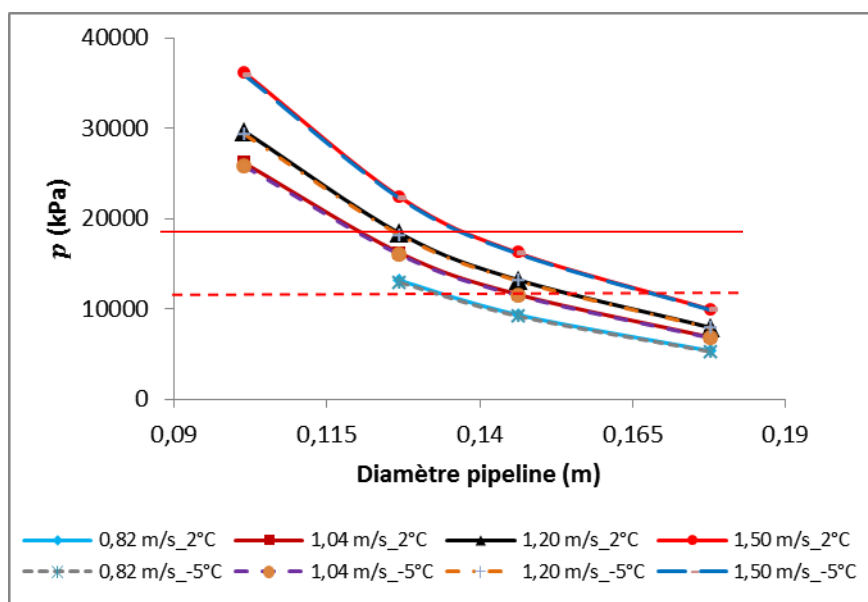


Figure 5.5 : Effet du diamètre interne de la conduite et de la vitesse d'écoulement sur les pressions de pompage

Les pressions de pompage augmentent avec la réduction du diamètre interne du pipeline pour une vitesse donnée. À la vitesse d'écoulement de 1,04 m/s, les valeurs de pression de pompage sont de 25784 kPa, 15999 kPa, 11492 kPa, et 6793 kPa pour des diamètres internes respectifs de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à la température externe souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$ . Pour un diamètre donné, la pression de pompage augmente avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement du RCPS. Par exemple, pour le diamètre interne de 0,1463 m à la température externe souterraine de  $-5^{\circ}\text{C}$ , les valeurs de pression de pompage sont de 9213 kPa, 11492 kPa, 13114 kPa, et 16110 kPa pour des vitesses d'écoulement du RCPS respectives de 0,82 m/s, 1,04 m/s, 1,20 m/s et 1,50 m/s. Ceci se justifie par l'augmentation des pertes de charge d'une part, avec la réduction du diamètre interne de la conduite, et d'autre part avec l'augmentation de la vitesse d'écoulement.

Les pressions situées au-dessus de la ligne horizontale continue sont irréalistes. Celles situées entre les lignes horizontales continue et discontinue sont très élevées, et celles en dessous de la ligne horizontale discontinue sont plus réalistes et s'approchent des valeurs de pression rencontrées dans les réseaux de distribution du remblai cimenté en pâte.

Comme indiqué par Ouellet (2015), la représentativité des échantillons utilisés dans les méthodes de design (essais rhéologiques, tests d'écoulement de la pâte et opération) peut influencer les résultats. Dans le cadre de cette étude, les résidus Meliadine étaient "artificiels" car non produit par l'usine de concentration du minerai, mais plutôt par broyage sec de carottes de roches. Les résultats présentés dans ce mémoire devront donc être considérés avec une certaine prudence.

## 5.6 Effet de l'isolation du pipeline

L'effet d'une isolation thermique de la section à la surface du réseau de distribution du RCPS de diamètre interne de 0,1463 m à une vitesse de 1,04 m/s a été étudié pour des fins de comparaison avec le cas où le pipeline est exposé à  $-50^{\circ}\text{C}$ . Seul le cas d'une température souterraine externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  a été considéré. L'isolation thermique a été simulée en appliquant un matériau isolant (polyuréthane) d'une conductivité thermique de 0,025 W/m.K (Tseng et al., 1997) et d'une épaisseur de 3 cm. La Figure 5.6 compare la variation de la température le long du pipeline en cas d'isolation ( $-5^{\circ}\text{C}$  sous terre) et sans isolation (température externe de l'air de  $-50^{\circ}\text{C}$  en surface et température externe sous terre de  $-5^{\circ}\text{C}$  et  $2^{\circ}\text{C}$ ).

Ces résultats indiquent que cette isolation thermique s'accompagne d'un gain de température du RCPS tout le long du pipeline. En effet, la température du RCPS augmente d'abord de 10°C à 11°C dans la section à la surface, ensuite augmente dans les sections souterraines (avec température extérieure de -5°C) jusqu'à 14,2°C. La température de dépôt du remblai sans isolation thermique était de 12,8°C (pour une température souterraine externe de -5°C). L'option d'isolation reste envisageable, parce que notre étude n'a pas pu ressortir le gradient de température transversal du RCPS en écoulement dans le réseau de distribution. Rappelons que toutes les températures montrées sont celles dans l'axe du pipeline.

Quant aux pertes de charges dans les parties horizontales, elles sont de 12 kPa/m sans isolation et 12,4 kPa/m de avec isolation. Les pressions requises pour le pompage seraient respectivement de 11492 kPa et 11981 kPa sans et avec isolation. L'isolation augmente légèrement les pertes de charges et la pression de pompage. Cela est lié à la température du RCPS qui est relativement élevée pour le cas d'isolation comparativement au cas sans isolation de la section en surface, et par conséquent, entraîne une augmentation relativement élevée des propriétés rhéologiques du RCPS dans le premier cas que dans le second.

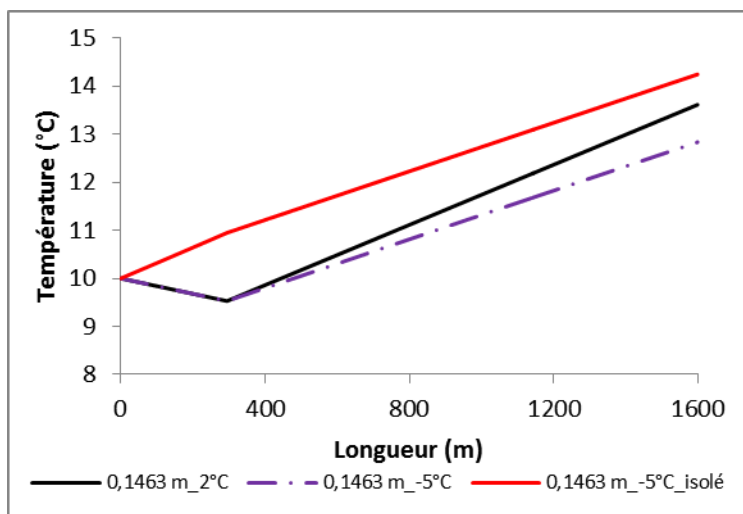


Figure 5.6 : Effet de l'isolation de la section à la surface sur la température du RCPS ( $C_w=76,3\%$ ) en écoulement dans le réseau de distribution de 0,1463 m de diamètre interne à une vitesse de 1,04 m/s.

## CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

### 6.1 Conclusions

Ce projet de recherche visait principalement à développer des outils d'aide à la conception du système de distribution de remblai cimenté en pâte (RCP) dans les mines souterraines situées dans les zones froides, pouvant prédire les températures de déposition du RCP, les pression de pompage et les pertes de charge en tenant de la thermodépendance des propriétés rhéologiques du RCP. La température de déposition du RCP est importante pour la prédiction du comportement thermique du RCP mis en place dans les chantiers ouverts dans le pergélisol. Pour atteindre l'objectif visé, ce projet de recherche a été mené en trois phases suivant les objectifs spécifiques assignés, qui sont notamment : étudier l'effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques et thermiques de RCP, réaliser les essais d'écoulement en boucle afin de déterminer des pertes de charge et la distribution de la température du fluide en écoulement le long des pipelines, calibrer le modèle numérique à l'aide des données d'essais d'écoulement en boucle, et enfin réaliser les simulations numériques de l'écoulement du RCP dans un réseau de distribution à l'échelle réelle à l'aide du modèle numérique calibré.

L'élaboration des mélanges à étudier a constitué la phase préliminaire de cette étude. Pour cela, les résidus de la Mine Goldex et du projet minier Meliadine ont été utilisés dans la préparation de différents mélanges. Ces mélanges sont le résidu en pâte RP et de remblai cimenté en pâte RCP préparés avec l'eau de robinet, ainsi que le résidu en pâte RPS et de remblai cimenté en pâte RCPS préparés avec l'eau saline (à des concentrations en sel de 5, 10 et 20 g/L). Les ciments GU et HE ont été utilisés dans la préparation des mélanges de RCP et RCPS à des dosages de 5%.

La première phase a consisté à étudier l'effet de la température et de la salinité sur les propriétés rhéologiques et thermiques des mélanges de résidus en pâte dans liant (RP) et de RCP. Les résidus de la Mine Goldex et du projet de la Mine Meliadine ont été utilisés pour l'élaboration de ces mélanges étudiés. Les mélanges de RCP ont été réalisés avec le ciment HE et GU à un dosage de 5%. Dans un premier temps, les essais d'affaissement aux cônes d'Abrams et au petit cône ont été réalisés à différents pourcentages solides. Les résultats d'affaissement aux cônes ont permis d'étudier l'effet de la température sur la fluidité et de ressortir des pourcentages solides donnant l'affaissement au cône standard d'Abrams visé de 7 pouces. L'effet de la température sur

l'affaissement ou la fluidité n'a pas été perçu sur les mélanges de RP. Par contre, une perte d'affaissement ou de fluidité des mélanges de RCP a été observée avec l'augmentation de la température. Les pourcentages solides de 75 % et 76,3 % correspondent à l'affaissement au cône standard de 7 pouces respectivement pour les mélanges de RCP et RP Meliadine. Les pourcentages solides de 77,3 % et 78,3 % correspondent à l'affaissement au cône standard de 7 pouces respectivement pour les mélanges de RCP et RP Goldex. Des relations empiriques ont été proposées pour convertir les affaissements obtenus au petit cône aux valeurs équivalentes du cône standard d'Abrams.

Dans un 2<sup>e</sup> temps, l'effet du pourcentage solide sur les propriétés rhéologiques a été étudié sur les mélanges de RP et RCP à 20°C, à l'aide d'essais de cisaillement au rhéomètre AR 2000 (TA Instruments) équipé du croisillon («vane»). Puis, l'effet de la température et de la salinité a été étudié sur les mélanges de 75% et 76,3% de RCPS réalisés sur les mélanges de RP, RPS, RCP et RCPS. Il est ressorti de cette étude que les mélanges de RP ont démontré un comportement thermo-rhéologique opposé à celui des mélanges RCP. En effet, les propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement, indice de consistance, viscosité plastique et viscosité à l'infini) de RP et RPS ont tendance à diminuer avec l'augmentation de la température. Par contre, les propriétés rhéologiques de RCP et RCPS ont tendance à augmenter avec l'augmentation de la température. En outre, l'ajout de sels à des dosages de 5 à 20 g/L dans les mélanges RCP diminue les propriétés rhéologiques des RCPS dans la plage de température de 2 et 20°C. Néanmoins, un comportement complexe a été observé sur certains mélanges de RCPS Meliadine à 20°C qui ont exhibé des propriétés rhéologiques légèrement supérieures à celles de RCP. Enfin, l'effet de la température sur les propriétés thermiques (conductivité thermique, capacité thermique volumique, diffusivité et résistivité thermiques) de RP et RCP frais a été étudié sur les mélanges de RP et RCP Goldex et Meliadine. Ces mélanges de RP et RCP ont exhibés des valeurs de propriétés thermiques équivalentes pour chaque type de résidu à toutes les températures d'essai.

La seconde phase a consisté à réaliser des essais d'écoulement en boucle dans un circuit instrumenté dans le but d'acquérir les données (températures du fluide et de la paroi, pertes de charge, le débit d'écoulement), qui ont servi au calibrage d'un modèle numérique destiné simuler l'écoulement du remblai un vrai système de distribution. Les essais d'écoulement en boucle ont été réalisés avec l'eau, le RP Goldex ( $C_w = 74\%$ ), le RP et le RCP Meliadine ( $C_w = 71\%$  et  $B_w = 5\%$  HE). Une pompe à vis a été utilisée pour pomper les différents matériaux dans le circuit en

boucle long de 27,9 m et de diamètre interne de 31,8 mm durant 60 minutes. Ces essais ont mis en évidence l'effet de la consistance des matériaux sur la dissipation visqueuse et le frottement interne, et par conséquent sur l'auto-échauffement des matériaux testés. Aucune variation de la température de l'eau n'a été perçue avec le temps d'écoulement. Par contre, des augmentations considérables des températures des mélanges de RP et RCP et de la paroi de la conduite ont été observées avec le temps d'écoulement. Cette augmentation de la température avec le temps d'écoulement a entraîné une diminution des pertes de charge pour les mélanges de RP et une augmentation des pertes de charge pour le mélange RCP. Les données recueillies aux cours des essais d'écoulement en boucle ont servi à calibrer le modèle numérique d'écoulement «*non isothermal pipe flow*» de Comsol Multiphysics 5.2. Les propriétés rhéologiques et thermiques obtenues à la première phase ont été aussi utilisées à cette fin. Les valeurs expérimentales de température et de pertes de charge se sont bien accordées avec les valeurs simulées avec le modèle numérique calibré. Cela a permis de réaliser une mise en échelle des résultats du mini-essai d'écoulement en boucle aux prototypes réels dont les diamètres de pipeline sont plus grands que le petit diamètre de 31,8 mm de la tuyauterie utilisée pour le mini-loop test.

La dernière phase a été consacrée aux modélisations numériques du transport du RCP dans un système de distribution à l'aide du modèle numérique calibré à la phase précédente en tenant compte de la thermodépendance des propriétés rhéologiques du RCPS. L'effet de la vitesse d'écoulement, du diamètre interne, de la température externe et d'isolation de la section à la surface sur la température de déposition, les pertes de charge et les pressions de pompage a été examiné. D'une part, il est ressorti de cette étude que l'augmentation de la vitesse d'écoulement du RCP entraîne une augmentation de la température de déposition du RCP, des pertes de charge et de la pression de pompage. De plus, elle favorise la prédominance du transfert de chaleur par convection sur le transfert de chaleur par conduction. D'autre part, l'augmentation du diamètre interne du pipeline réduit la température de déposition, les pertes de charge ainsi que les pressions de pompage. En ce qui concerne l'effet de la température externe souterraine, il s'est avéré que les températures de déposition du RCPS pour une température externe de  $-5^{\circ}\text{C}$  (pergélisol) sont inférieures à celles observées à la température externe de  $2^{\circ}\text{C}$  (chauffage). Toutefois, il a été remarqué un très faible impact (négligeable) des températures externes souterraines considérées sur les pertes de charge et les pressions de pompage. Par ailleurs, lorsque la température externe à la surface est très faible ( $-50^{\circ}\text{C}$  pour la section à la surface), on

enregistre des diminutions de température du RCP pour des vitesses d'écoulement relativement faibles.

Les essais d'écoulement en boucle ont permis d'évaluer l'effet de la dissipation visqueuse et du frottement interne sur la variation de la température du remblai en pâte en écoulement dans le pipeline. La dissipation visqueuse et le frottement interne restent des paramètres très importants à tenir compte lors de la conception d'un système de transport et d'une étude transfert de chaleur du remblai en pâte en écoulement dans une conduite. Le modèle numérique calibré «*non isothermal pipe flow*» (du logiciel Comsol Multiphysics 5.2) avec les données expérimentales des mini-essais de l'écoulement en boucle du remblai en pâte a été établi. La mise en échelle des résultats du mini-essai d'écoulement en boucle au prototype réel a été réalisée. Ce modèle numérique établi a servi à réaliser une étude de l'effet de la vitesse d'écoulement, du diamètre du pipeline et de la température externe souterraine et de l'isolation de la section en surface sur l'évolution de la température du remblai en pâte, les pertes de charge dans un réseau réel de transport, ainsi que sur les pressions de pompage en tenant compte de la thermodépendance des propriétés rhéologiques. La vitesse d'écoulement, du diamètre du pipeline et de la température externe jouent un rôle important sur le transfert de chaleur dans le pipeline, les pertes charge et les pressions de pompage. Les trois paramètres (la vitesse d'écoulement, du diamètre du pipeline et de la température externe) sont des éléments importants à tenir en compte lors de la conception d'un système de transport du RCP dans les mines souterraines dans les régions froides. Il a été noté que l'isolation de la section à la surface apporte un gain d'énergie thermique en diminuant le transfert de chaleur à la paroi, et permet ainsi une déposition du RCP à des températures élevées comparativement aux cas sans isolation.

## 6.2 Recommandations

Plusieurs aspects relatifs à la conception du système de distribution de RCP dans les mines souterraines situées dans les zones froides, n'ont pas été vus dans le cadre de cette étude et méritent de faire objets de travaux futurs.

Une vitesse de l'air (du vent) de 1 m/s ou 3,6 km/h a été considérée dans toutes les modélisations réalisées. Comme la variation de la vitesse de l'air peut entraîner une variation importante de l'échange de chaleur à la paroi, il serait nécessaire d'étudier l'effet des vitesses de l'air

supérieures à 1 m/s sur le transfert de chaleur et l'évolution de la température du RCP en écoulement dans le système de transport.

Le préchauffage de l'eau peut être aussi envisagé pour atteindre la température initiale désirée du mélange de RCPS au cas où cette dernière demeure basse.

Les températures prédites par les modélisations numériques ont été déterminées dans l'axe de la conduite. Il est suggéré d'examiner la distribution transversale ou radiale de la température dans les conduites pour entre autre vérifier s'il n'y pas possibilité de gel du RCP proche de la paroi des pipelines. Le module numérique utilisé ne le permettait pas.

Compte tenu de l'incertitude de mesure sur les propriétés thermiques et rhéologiques utilisées, une étude de sensibilité est recommandée pour évaluer dans quelle mesure les résultats sont influencés par une certaine variation des paramètres d'entrée.

Un des désavantages du module «*non isothermal pipe flow*» de Comsol Multiphysics® 5.2 utilisé est que les pertes de charge sont estimées à partir d'équations analytiques. Il serait intéressant dans le futur d'utiliser plutôt de module CFD (computational fluid dynamics) couplé au module d'échange de chaleur. Le module CFD permet de résoudre les différentes formes des équations de transport de Navier-Stokes et de déterminer les distributions de vitesses et de pression le long et à travers les conduites.

Finalement, comme les systèmes de distribution du RCP sont instrumentés, il serait pertinent de réaliser une validation des modélisations numériques en utilisant les données collectées sur un système de distribution réel. Un des défis à relever sera de déterminer les propriétés rhéologiques sur site.

## BIBLIOGRAPHIE

- ABB Automation Products GmbH (2014). *Electromagnetic Flowmeter FEX 300/FEX 500 - ProcessMaster, HygienicMaster : Operating Instruction..*
- Ahammed, N., Asirvatham, L.G., and Wongwises, S. (201). Effect of volume concentration and temperature on viscosity and surface tension of graphene–water nanofluid for heat transfer applications. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 123(2), 1399–1409. doi: 10.1007/s10973-015-5034-x.
- Al-Ajlan, S. a. (2006). Measurements of thermal properties of insulation materials by using transient plane source technique. *Applied Thermal Engineering*, 26(17), 2184–2191. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2006.04.006.
- Al-Martini, S., and Nedhi, M. (2007). Effect of chemical admixtures on rheology of cement paste at high temperature. *Journal of ASTM International*, 4(3), 1–16.
- Al-Martini, S., and Nehdi, M.L. (2009). Coupled effects of time and high temperature on rheological properties of cement pastes incorporating various superplasticizers. *Journal of Materials in civil Engineering*, 21(8), 392–402.
- Al-Martini, S., and Nehdi, M.L.(2005). *Effect of chemical admixtures and high temperatures on yields stress and plastic viscosity of cement pastes. in 33rd Annual General Conference of Canadian Society for Civil Engineering, Canadian Society for Civil Engineering, Toronto (p. 1–8).*
- Al-Martini, S., and Nehdi, M. (2010). Genetic algorithm rheological equations for cement paste. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 163( May), 77–85. doi: 10.1680/coma.2010.163.
- Alves, M. a., Baptista, a., and Coelho, P.M. (2015). Simplified method for estimating heat transfer coefficients: constant wall temperature case. *Heat and Mass Transfer*, 51(7), 1041–1047. doi: 10.1007/s00231-015-1509-3.
- Amaratunga, L.M., and Yaschyshyn, D.N. (1997). Development of a high modulus paste fill using fine gold mill tailings. *Geotechnical and Geological Engineering*, 15(3), 205–219. doi: 10.1007/BF00880825.

- Amiri, A., Øye, G., and Sjöblom, J. (2009). Influence of pH, high salinity and particle concentration on stability and rheological properties of aqueous suspensions of fumed silica. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 349(1), 43–54. doi: 10.1016/j.colsurfa.2009.07.050.
- Assefa, K.M., and Kaushal, D.R. (2015). A comparative study of friction factor correlations for high concentrate slurry flow in smooth pipes. *Journal of Hydrology and Hydromechanics*, 63(1), 13–20. doi: 10.1515/johh-2015-0008.
- ASTM (2007). *Standard Method of test for slump of hydraulic cement concrete*. Norme C 143/C 143M-05a. In Annual Book of ASTM Standard.
- Aubertin, M., Bussière, B., Bernier, L., Chapuis, R., and Julien, M. (2002). *La gestion des rejets miniers dans un contexte de développement durable et de protection de l'environnement*. in Congrès Annuel de la Société canadienne de génie civil, Montréal (p. 1–10).
- Aydin, O. (2005). Effects of viscous dissipation on the heat transfer in forced pipe flow. Part 1: both hydrodynamically and thermally fully developed flow. *Energy Conversion and Management*, 46(5), 757–769. doi: 10.1016/j.enconman.2004.05.004.
- Bailey, W.J., and Weir, I.S. (1998). Investigation of methods for direct rheological model parameter estimation. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 21, 1–13.
- Barnes, H.A., Hutton, J.F., and Walters, K. (1989). *An Introduction to Rheology*. Amsterdam : Elsevier.
- Barnes, H.A., and Nguyen, Q.D. (2001). Rotating vane rheometry — a review. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 98(1), 1–14. doi: 10.1016/S0377-0257(01)00095-7.
- Belem, T. (2014). *Note du cours GNM 1002- Remblais miniers*. (UQAT - École polytechnique de Montréal).
- Belem, T., and Benzaazoua, M. (2008a). Design and Application of Underground Mine Paste Backfill Technology. *Geotechnical and Geological Engineering*, 26(2), 147–174. doi: 10.1007/s10706-007-9154-3.
- Belem, T., and Benzaazoua, M. (2008b). *Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design*. in Post-Mining 2008, Nancy, France (p. 1–13).

- Belem, T., and Benzaazoua, M. (2003). *Utilisation du remblai en pate comme support de terrain. partie i : de sa fabrication a sa mise en place sous terre.* in Post-Mining 2003, Nancy, France (p. 5–7).
- Belem, T., Benzaazoua, M., El-Aatar, O., and Yilmaz, E. (2013). *Effect of drainage and the pore water pressure dissipation on the backfilling sequencing.* in 23rd World Mining Congress, Montreal (p. 11–15).
- Belem, T., Bussière, B., and Benzaazoua, M. (2002). *The Effect of Microstructural Evolution on the Physical Properties of Paste Backfill.* in Tailings and Mine waste, Fort Collins, Colorado (p. 365–374).
- Bentz, D.P. (2010). Blending different fineness cements to engineer the properties of cement-based materials. *Magazine of Concrete Research*, 62(5), 327–338. doi: 10.1680/mac.2008.62.5.327.
- Benzaazoua, M., Fall, M., and Belem, T. (2004). A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals Engineering*, 17(2), 141–152. doi: 10.1016/j.mineng.2003.10.022.
- Beya, F.K., Mbonimpa, M., Belem, T., Benzaazoua, M., Kalonji, K., and Ouellet, S. (2015). *Preliminary study of the influence of temperature and salinity on the thermal properties of hardening cemented paste backfill.* in Comptes-rendus de la Conférence canadienne de géotechnique - Des défis du Nord au Sud, Québec, Canada (p. 1-8).
- Bing, H., and Ma, W. (2011). Laboratory investigation of the freezing point of saline soil. *Cold Regions Science and Technology*, 67(1), 79–88. doi: 10.1016/j.coldregions.2011.02.008.
- Bird, R.B., Stewart, E.W., and Lightfoot, E.N. (2002). *Transport Phenomena* (2<sup>nd</sup> édit.). New York, USA : John Wiley and Sons, Inc.
- Blackwell, B.F. (1984). Numerical Solution of the Graetz Problem for a Bingham Plastic in Laminar Tube Flow with Constant Wall Temperature. *Journal of Heat Transfer*, 107, 1-17.
- Boger, D. V. (2009). Rheology and the resource industries. *Chemical Engineering Science*, 64(22), 4525–4536. doi: 10.1016/j.ces.2009.03.007.

- Bouguerra, A., Laurent, J.P., Goual, M.S., and Queneudec, M. (1997). The measurement of the thermal conductivity of solid aggregates using the transient plane source technique. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 30, 2900–2904.
- Boulanger-Martel, V. (2015). *Performance d'une couverture avec effets de barrière capillaire fait de mélanges gravier-bentonite pour contrôler la migration d'oxygène en conditions nordiques*. (Mémoire de Maîtrise, UQAT - École Polytechnique de Montréal, Montréal, Canada).
- Bouzaiene, R. (1995). *On the flow mechanics of Mine Backfill Slurries in pipelines*. (Thesis of doctorat, McGill University, Montreal, Canada).
- Bussière, B. (2007). Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1019–1052. doi: 10.1139/T07-040.
- Célestin, J.C.H., and Fall, M. (2009). Thermal conductivity of cemented paste backfill material and factors affecting it. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, 23(4), 274–290. doi: 10.1080/17480930902731943.
- Cha, J., Ahn, Y., and Kim, M. (2002). Flow measurement with an electromagnetic flowmeter in two-phase bubbly and slug flow regimes. *Flow Measurement and Instrumentation*, 12, 329–339.
- Chang, J.C., Lange, F.E., and Pearson, D.S. 1994. Viscosity and yield Stress of Alumina Slurries Containing Large Concentrations of Electrolyte. *Journal of the American Ceramic Society*, 77(1), 19–26.
- Chang, S.H., Ryan, M.E., and Gupta, R.K. (1993). The effect of pH , ionic strength , and temperature on the rheology and stability of aqueous clay suspensions. *Rheologica Acta*, 32, 263–269.
- Chavan, D., and Pise, A.T. (2015). Experimental investigation of convective heat transfer agumentation using Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/water nanofluid in circular pipe. *Heat and Mass Transfer*. doi: 10.1007/s00231-014-1491-1.

- Chen, S., Øye, G., and Sjöblom, J. (2007). Effect of pH and Salt on Rheological Properties of Aerosil Suspensions. *Journal of Dispersion Science and Technology*, 28(6), 845–853. doi: 10.1080/01932690701345844.
- Chen, H., Witharana, S., Jin, Y., Kim, C., and Ding, Y. (2009). Predicting thermal conductivity of liquid suspensions of nanoparticles (nanofluids) based on rheology. *Particuology*, 7(2), 151–157. doi: 10.1016/j.partic.2009.01.005.
- Chhabra, R.P., and Richardson, J.F. (2008). *Non-Newtonian Flow and Applied Rheology : Engineering Applications* (2<sup>nd</sup> éd.). Burlington : Elsevier Ltd.
- Chhabra, R.P., and Richardson, J.F. (1999). *Non-Newtonian Flow in the Process Industries : Fundamentals and Engineering Applications* (1<sup>e</sup> éd.). Burlington : Elsevier Ltd.
- Childs, P.R.N., Greenwood, J.R., and Long, C.A. (2000). Review of temperature measurement. *Review of Scientific Instruments*, 71(8), 2959–2978.
- Chindaprasirt, P., Jaturapitakkul, C., and Sinsiri, T. (2005). Effect of fly ash fineness on compressive strength and pore size of blended cement paste. *Cement and Concrete Composites*, 27(4), 425–428. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2004.07.003.
- Chouinard, B. (1999). *Étude des relations entre la rhéologie du béton et sa pompabilité*. (Mémoire de Maîtrise, Université de Laval, Québec, Canada).
- Christmann, P., and Martel-Jantin, B. (2010). La gestion stratégique des ressources minérales par les Etats et les compagnies minières : vers un développement des oligopoles ? *Annales des Mines - Responsabilité et environnement*, 58(2), 67-74. doi: 10.3917/re.058.0067.
- Clark, C.C., Vickery, J.D., and Backer, R.R. (1995). *Transport of Total Tailings Paste Backfill : Results of Full-Scale Pipe Test Loop*. Report of investigation, RI 9573, USBM (37 p).
- Clauser, C., and Huenges, E. (1995). Thermal Conductivity of Rocks and Minerals. *The American Geophysical Union*, 1, p. 105–126.
- Clayton, S., Grice, T.G., and Boger, D.V. (2003). Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions. *International Journal of Mineral Processing*, 70(1), 3–21. doi: 10.1016/S0301-7516(02)00148-5.

- Cluff, D.L., and Kazakidis, V. (2012). *US2012/0114429 A1-Frozen backfill mix formulations and process for use thereof in underground mining applications*. Washington, DC : U.S. Patent and Trademark Office.
- Colic, M., and Fisher, M.L. (1998). Effect of the size and affinity for water of excluded ions on interparticle forces. *Chemical Physics Letters*, 291, 24–30.
- COMSOL (2012). *Comsol Multiphysics-Reference Guide* ( p. 750).
- Cooke, R. (2007a). *Backfill pipeline distribution systems —design methodology review*. in Minefill, The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy, South Africa, paper 20 (p. 1–8).
- Cooke, R. (2001). *Design procedure for hydraulic backfill distribution systems*. The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy, Brisbane, 2001( April), p. 97–102.
- Cooke, R. (2002). *Laminar Flow Settling : The Potential for Unexpected Problems*. in BHRG 15th International Conference on Slurry Handling and Pipeline Transport, Hydrotransport, Banff (p. 121–133).
- Cooke, R. (2007b). *Thickened and Paste Tailings Pipeline Systems : Design Procedure – Part 2*. Australian Centre for Geomechanics, Limerick, Irland, 2007(April),
- Cooke, R., and Lazarust, J.H. (1993). Hydraulic transport systems for the backfilling of deep mines. *Journal of the European Ceramic Society*, 93(2), 25–30.
- Cooke, R., Spearing, A., and Gericke, D. (1992). The influence of binder addition on the hydraulic transport of classified-tailings backfill. *Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*, 92(11), 325–329.
- Côté, J., and Konrad, J.-M. (2009). Assessment of structure effects on the thermal conductivity of two-phase porous geomaterials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(3), 796–804. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.07.037.
- Côté, J., and Konrad, J. (2005). Thermal conductivity of base-course materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 78, 61–78, doi: 10.1139/T04-081.

- Coulombe, V. (2012). *Performance de recouvrements isolants partiels pour contrôler l'oxydation de résidus miniers sulfureux*. (Mémoire de Maîtrise, UQAT - École Polytechnique de Montréal, Montréal, Canada).
- Coussot, P. (2014). Yield stress fluid flows: A review of experimental data. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 211, 31–49. doi: 10.1016/j.jnnfm.2014.05.006.
- Coussot, P., and Ancey, C. (1999). *Rhéophysique des pâtes et des suspensions* (L. U. C. A., Ed.). France : EDP Sciences.
- Coussot, P., and Piau, J. (1994). On the behavior of fine mud suspensions. *Rheologica Acta*, 33, 175–184.
- Cruz, D.A., Coelho, P.M., and Alves, M.A. (2012). A Simplified Method for Calculating Heat Transfer Coefficients and Friction Factors in Laminar Pipe Flow of Non-Newtonian Fluids. *Journal of Heat Transfer*, 134(9), 091703–091703–6. doi: doi:10.1115/1.4006288.
- Cullen, P.J., O'Donnell, C.P., and Houska, M. (2002). Rotational rheometry using complex geometries - a review. *Journal of texture studies*, 34(2003), p. 1–20.
- Cyr, M. (1999). *Contribution à la caractérisation des fines minérales et à la compréhension de leur rôle joué dans le comportement rhéologique des matrices cimentaires*. (Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse - Université de Sherbrooke, Toulouse, France).
- Darbouret, M., Cournil, M., and Herri, J.-M. (2005). Rheological study of TBAB hydrate slurries as secondary two-phase refrigerants. *International Journal of Refrigeration*, 28(5), 663–671. doi: 10.1016/j.ijrefrig.2005.01.002.
- Davies, M. a., Ueda, T., M'Saoubi, R., Mullany, B., and Cooke, a. L. (2007). On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2), 581–604. doi: 10.1016/j.cirp.2007.10.009.
- Decagon, D.I. (2011). *KD2 Pro Operator's Manual Version 12: Thermal Properties Analyser*.
- Degiovanni, A. (1994). *Conductivité et diffusivité thermique des solides*. Paris, France : Technique de l'ingénieur.

- Dehkordi, A.M., and Memari, M. (2010). Transient and steady-state forced convection to power-law fluids in the thermal entrance region of circular ducts: Effects of viscous dissipation, variable viscosity, and axial conduction. *Energy Conversion and Management*, 51(5), 1065–1074. doi: 10.1016/j.enconman.2009.12.011.
- Doron, P., and Barnea, D. (1996). Flow Pattern Maps For Solid-Liquid Flow in Pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, 22(2), 273–283.
- Egolf, P.W., Kitanovski, A., Ata-Caesar, D., Stamatiou, E., Kawaji, M., Bedecarrats, J.-P., and Strub, F. (2005). Thermodynamics and heat transfer of ice slurries. *International Journal of Refrigeration*, 28(1), 51–59. doi: 10.1016/j.ijrefrig.2004.07.015.
- El-Aatar, O. (2011). *Étude de la consolidation gravitaire en colonnes des remblais miniers cimentés en pâte*. (Mémoire de Maîtrise, École polytechnique de Montréal, Montréal, Canada).
- Emad, M.Z., Vennes, I., Mitri, H., and Kelly, C. (2014). Backfill Practices for Sublevel Stoping System. in Drebenstedt, C. and Singhal, R. eds., *Mine Planning and Equipment Selection* (p. 391–402). Cham, Allemagne: Springer International Publishing.
- Ercikdi, B., Kesimal, A., Cihangir, F., Deveci, H., and Alp, İ. (2009). Cemented paste backfill of sulphide-rich tailings: Importance of binder type and dosage. *Cement and Concrete Composites*, 31(4), 268–274. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2009.01.008.
- Estellé, P., Michon, C., and Grossiord, C.L.J.L. (2011). De l'intérêt d'une caractérisation rhéologique empirique et relative. *Rhéologie*, 21, p. 10–35.
- Fall, M., Benzaazoua, M., and Ouellet, S. (2005). Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 18(1), 41–44. doi: 10.1016/j.mineng.2004.05.012.
- Fang, X., Xu, Y., and Zhou, Z. (2011). New correlations of single-phase friction factor for turbulent pipe flow and evaluation of existing single-phase friction factor correlations. *Nuclear Engineering and Design*, 241(3), 897–902. doi: 10.1016/j.nucengdes.2010.12.019.
- Farias, M.H., Braga, C.V.M., and de Souza Mendes, P.R. (2009). Heat transfer coefficients for the laminar fully developed flow of viscoplastic liquids through annuli. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(13), 3257–3260.

- Farouki, O.T. (1981). *Thermal properties of soils*. CRREL Monograph 81-1. Hannover , U.S.A.: United States Army Corps of Engineers.
- Farshad, F., Rieke, H., and Garber, J. (2001). New developments in surface roughness measurements , characterization , and modeling fluid flow in pipe. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 29, 139–150.
- Fehrsen, M., and Cooke, R. (2006). *Paste fill pipeline distribution systems - current status*.in Mining Mechanisation, Automation, Hydraulic Transportation and Communications, The South African Institute of Mining and Metallurgy, South Africa (p. 1–13).
- Fernàndez-altab, V., and Casanova, I. (2006). Influence of mixing sequence and superplasticiser dosage on the rheological response of cement pastes at different temperatures. *Cement and Concrete Research*, 36, 1222–1230. doi: 10.1016/j.cemconres.2006.02.016.
- Ferraris, C.F., and De Larrard, F. (1998). Modified Slump Test to Measure Rheological Parameters of Fresh Concrete. *Cement Concrete and Aggregates*, 20(2), 241–247.
- Ferrouillat, S., Bontemps, A., Ribeiro, J.-P., Gruss, J.-A., and Soriano, O. (2011). Hydraulic and heat transfer study of SiO<sub>2</sub>/water nanofluids in horizontal tubes with imposed wall temperature boundary conditions. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 32(2), 424–439. doi: 10.1016/j.ijheatfluidflow.2011.01.003.
- Flamand, E., and Allard, J.-L. (2003). *Chimie des solutions* (2<sup>e</sup> éd.). Mont-Royal : Modulo.
- Flatt, R.J., and Bowen, P. (2006). Yodel: A Yield Stress Model for Suspensions. *Journal of the American Ceramic Society*, 89(4), 1244–1256. doi: 10.1111/j.1551-2916.2005.00888.x.
- Le Frious, F. (2010). *Les propriétés thermiques des matériaux et les références métrologiques*. Rapport technique. France : Laboratoire national de Métrologie et d'essais.
- Garcia, E.J., and Steffe, J.F. (1986). Comparison of Friction Factor Equations for Non-Newtonian Fluids in Pipe flow. *Journal of Food Process Engineering*, 9(11845), 93–120.
- Gauthier, S. (2013). *Caractérisation thermique de la matière par la méthode 3 oméga*. (Thèse de doctorat, Université Montpellier II, France).

- Ghirian, A., and Fall, M. (2013). Coupled thermo-hydro-mechanical–chemical behaviour of cemented paste backfill in column experiments. Part I: Physical, hydraulic and thermal processes and characteristics. *Engineering Geology*, 164, 195–207. doi: 10.1016/j.enggeo.2013.01.015.
- Ghoreishi-Madiseh, S. a., Hassani, F., Mohammadian, a., and Abbasy, F. (2011). Numerical modeling of thawing in frozen rocks of underground mines caused by backfilling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 48(7), 1068–1076. doi: 10.1016/j.ijrmms.2011.09.002.
- Glennon, G. (2002). Go with the flow with progressing cavity pumps. *World Pumps*, 2002(433), 20–23.
- Gnielinski, V. (1993). Heat Transfer in Pipe Flow. in VDI Verlag GmbH (édit.), *VDI Heat Atlas* (2<sup>nd</sup> éd., p. 693–699.). Düsseldorf, Allemagne: Springer.
- Goto, S., and Matsubayashi, O. (2009). Relations between the thermal properties and porosity of sediments in the eastern flank of the Juan de Fuca Ridge. *Earth Planets Space*, 61(2008), 863–870.
- Hallbom, D.J. (2008). *Pipe Flow of Homogeneous Slurry*. (Thesis of Doctorat, The University of British Columbia, Vancouver, Canada).
- Han, F. Sen (2011). *Geotechnical behaviour of frozen mine backfills*. (Thesis of Master, Ottawa-Carleton Institute for Civil Engineering, Ottawa, Canada).
- Harvey, A. (2004). *Étude comparative des contraintes triaxiales dans le remblai en pâte selon la portée des chantiers*. (Mémoire de Maîtrise, École polytechnique de Montréal, Montréal, Canada).
- Hassani, F., and Archibald, J.F. (1998). *Mine Backfill: CIM, CR-ROM*.
- He, M., Wang, Y., and Forssberg, E. (2006). Parameter studies on the rheology of limestone slurries. *International Journal of Mineral Processing*, 78(2), 63–77. doi: 10.1016/j.minpro.2005.07.006.

- He, M., Wang, Y., and Forssberg, E. (2004). Slurry rheology in wet ultrafine grinding of industrial minerals: a review. *Powder Technology*, 147(1), 94–112. doi: 10.1016/j.powtec.2004.09.032.
- Hivon, E.G., and Sego, D.C. (1993). Distribution of saline permafrost in the Northwest Territories, Canada. *Canadian Geotechnical Journal*, 30(iii), 506–514.
- Holtz, R.D., and Kovacs, W.D. (1981). *An Introduction to Geotechnical Engineering* (Prentice-Hall, éd.). Englewood Cliffs, New Jersey:Prentice Hall.
- Huynh, L., Beattie, D. a., Fornasiero, D., and Ralston, J. (2006). Effect of polyphosphate and naphthalene sulfonate formaldehyde condensate on the rheological properties of dewatered tailings and cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 19(1), 28–36. doi: 10.1016/j.mineng.2005.05.001.
- Incropera, F.P., Dewitt, D.P., Bergman, T.L., and Lavine, A.S. (2007). *Fundamentals of Heat and Mass transfer* (6<sup>th</sup> éd.). U.S.A. : John Wiley & Sons.
- Jébrak, M. (2015). *Quels Métaux Pour Demain? les Enjeux des Ressources Minérales* (Dunod, éd.). Paris, France : Collection Universciences Dunod.
- John, E., and Gettu, R. (2014). Effect of Temperature on Flow Properties of Superplasticized Cement Paste. *ACI Materials Journal*, 111, 67–76.
- Johnson, S.B., Franks, G. V., Scales, P.J., Boger, D. V., and Healy, T.W. (2000). Surface chemistry–rheology relationships in concentrated mineral suspensions. *International Journal of Mineral Processing*, 58(1), 267–304. doi: 10.1016/S0301-7516(99)00041-1.
- Juilland, P., Kumar, A., Gallucci, E., Flatt, R.J., and Scrivener, K.L. (2012). Effect of mixing on the early hydration of alite and OPC systems. *Cement and Concrete Research*, 42( 9), 1175–1188. doi: 10.1016/j.cemconres.2011.06.011.
- Jung, S.-J., and Biswas, K. (2002). Review of current high density paste fill. *Mineral Resources Engineering*, 11(2), 165–182.
- Kalonji, K., Mbonimpa, M., Belem, T., Benzaazoua, M., Beya, F.K., and Ouellet, S. (2015). *Preliminary investigation of the effect of temperature and salinity on the rheological*

- properties of fresh cemented paste backfills. in Comptes-rendus de la Conférence canadienne de géotechnique-Des défis du Nord au Sud, Québec, Canada (p.1-8).*
- Kaplan, D. (2001). *Pompage des bétons*. (Thèse de doctorat, Laboratoire central des ponts et chaussées, Paris, France).
- Kesimal, A., Yilmaz, E., and Ercikdi, B. (2004). Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents. *Cement and Concrete Research*, 34(10), 1817–1822. doi: 10.1016/j.cemconres.2004.01.018.
- Kitanovski, A., Vuarnoz, D., Ata-Caesar, D., Egolf, P.W., Hansen, T.M., and Doetsch, C. (2005). The fluid dynamics of ice slurry. *International Journal of Refrigeration*, 28(1), 37–50. doi: 10.1016/j.ijrefrig.2004.07.010.
- Klein, B., and Pawlik, M. (1999). *Rheology modifies for mineral suspensions*.in Meeting, S.A. ed., SME Annual Meeting, Denver 1999, Denver, Colorado (p.1-8).
- Klein, K., and Simon, D. (2006). Effect of specimen composition on the strength development in cemented paste backfill. *Canadian Geotechnical Journal*, 324, 310–324. doi: 10.1139/T06-005.
- Kong, X., Zhang, Y., and Hou, S. (2013). Study on the rheological properties of Portland cement pastes with polycarboxylate superplasticizers. *Rheologica Acta*, 52, 707–718. doi: 10.1007/s00397-013-0713-7.
- Koo, J., and Kleinstreuer, C. 2004. Viscous dissipation effects in microtubes and microchannels. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47(14), 3159–3169. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.02.017.
- Korson, L., Drost-Hansen, W., and Millero, F.J. (1969). Viscosity of water at various temperatures. *The Journal of Physical Chemistry*, 73(1), 34–39. doi: 10.1021/j100721a006.
- De Krestser, R.G., and Scales, P.J. (2008). The effect of temperature on the yield stress of mineral suspensions. *Journal of colloid and interface science*, 328, p. 187–193.
- Ku, J., Cho, H., Koo, J., Yoon, S., and Lee, J. (2000). Heat Transfer Characteristics of Liquid-Solid Suspension Flow in a Horizontal Pipe. *Korean Society of Mechanical Engineers Journal*, 14(10), 1159–1167.

- Landriault, D. (2001). Backfill in underground mining. *in* Hustrulid W.A. and Bullock R.C. (édit.), *Underground Mining Methods: Engineering Fundamentals and International Case Studies* (p. 601- 614). Colorado, United States : Society for Mining, Metallurgy, and Exploration.
- Landriault, D., and Tenbergen, R. (1995). *The Present State of Paste Fill In Canadian Underground Mining*. *in* In Proceedings of the 97th Annual General Meeting of the C.I.M. Rock Mechanics and Strata Control Session, Halifax, Nova Scotia (p. 14–18).
- Landriault, D., Verburg, R., Cincilla, W., and Welch, D. (1997). Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications. Short course notes, Canadian Institute of Mining and Metallurgy, Vancouver, British Columbia, Canada (p. 120).
- Lapointe-Vignola, C. (2002). *Science et Technologie du lait: transformation du lait* (Presses Internationales Polytechnique, éd.). Montreal, Canada : Presses Internationales Polytechnique.
- Lee, J.K., and Shang, J.Q. (2014). Evolution of thermal and mechanical properties of mine tailings and fly ash mixtures during curing period. *Canadian Geotechnical Journal*, 51(April), 570–582.
- Lee, J.K., Shang, J.Q., and Jeong, S. (2014). Thermo-mechanical properties and microfabric of fly ash-stabilized gold tailings. *Journal of hazardous materials*, 276, 323–331. doi: 10.1016/j.jhazmat.2014.04.060.
- Lei, W., and Struble, L.J. (1997). Microstructure and Flow Behavior of Fresh Cement Paste. *Journal of The American Ceramic Society*, 2028, 2021–2028.
- Liddel, P. V, and Boger, D. V. (1996). Yield stress measurements with the vane. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 63, 235–261.
- Lienhard, J.H.I., and Lienhard, J.H. V. (2010). *A Heat Transfer Textbook* (Third éd.). Cambridge : Phlogiston Press.
- Mahdaoui, M., Kousksou, T., Marín, J.M., El Rhafiki, T., and Zeraouli, Y. (2014). Laminar flow in circular tube with internal solidification of a binary mixture. *Energy*, 78, 713–719. doi: 10.1016/j.energy.2014.10.062.

- Mahlaba, J.S., Kearsley, E.P., and Kruger, R. A (2011a). Effect of fly ash characteristics on the behaviour of pastes prepared under varied brine conditions. *Minerals Engineering*, 24(8), 923–929. doi: 10.1016/j.mineng.2011.04.009.
- Mahlaba, J.S., Kearsley, E.P., Kruger, R. a., and Pretorius, P.C. (2011b). Evaluation of workability and strength development of fly ash pastes prepared with industrial brines rich in and Cl<sup>-</sup> to expand brine utilisation. *Minerals Engineering*, 24(10), 1077–1081. doi: 10.1016/j.mineng.2011.05.015.
- Malusis, M.A., Evans, J.C., Mclane, M.H., and Woodward, N.R., 2008, A Miniature Cone for Measuring the Slump of Soil-Bentonite Cutoff Wall Backfill. *Geotechnical Testing Journal*, 31(5), 1–8.
- Malvern Instruments (2007). *Mastersizer 2000 User manuel*.
- Matousek, V. (2002). Pressure drops and flow patterns in sand-mixture pipes. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 26, 693–702.
- Matoušek, V. (2005). Research developments in pipeline transport of settling slurries. *Powder Technology*, 156(1), 43–51. doi: 10.1016/j.powtec.2005.05.054.
- Mezger, T.G. (2006). *The Rheology Handbook: For users of rotational and oscillatory rheometers* (2<sup>nd</sup> éd.): Hannover, Allemagne: V. Network.
- Michel, F., and Courard, L. (2006). *Apport de la granulométrie laser dans la caractérisation physique des fillers calcaires*. in Septième édition des journées scientifiques du Regroupement francophone pour la recherche et la formation sur le béton, Toulouse, France (p. 1–10).
- Mikanovic, N., Khayat, K., Pagé, M., and Jolicoeur, C. (2006). Aqueous CaCO<sub>3</sub> dispersions as reference systems for early-age cementitious materials. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 291(1), 202–211. doi: 10.1016/j.colsurfa.2006.06.042.
- Mikulášek, P., Wakeman, R.J., and Marchant, J.Q. (1997). The influence of pH and temperature on the rheology and stability of aqueous titanium dioxide dispersions. *Chemical Engineering Journal*, 67, 97–102.

- Min, T., Choi, H.G., Yoo, J.Y., and Choi, H. (1997a). Laminar convective heat transfer of a Bingham plastic in a circular pipe II . Numerical approach hydrodynamically developing flow and simultaneously developing flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40(15), 3689–3701.
- Min, T., Yoo, J.Y., and Choi, H. (1997b). Laminar convective heat transfer of plastic in a circular pipe-I . Analytical thermally fully developed flow and developing flow ( the Graetz problem a Bingham thermally extended ). *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40(13), 3025–3037.
- Mitchell, R.J. (1989). Model studies on the stability of confined fills. *Canadian Geotechnic Conference*, 26, 210–216.
- Mitchell, R.J., Olsen, R.S., and Smith, J.D. (1982). Model studies on cemented tailings used in mine backfill. *Canadian Geotechnical Journal*, 19, 14–28.
- Mkadmi, N. El (2012). *Simulations du comportement géotechnique des remblais dans les chantiers miniers : effets du drainage et de la consolidation*. (Mémoire de Maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Canada).
- Ndlovu, B., Becker, M., Forbes, E., Deglon, D., and Franzidis, J.-P. (2011). The influence of phyllosilicate mineralogy on the rheology of mineral slurries. *Minerals Engineering*, 24(12), 1314–1322. doi: 10.1016/j.mineng.2011.05.008.
- Nehdi, M., and Al-Martini, S. (2007). Effect of Temperature on Oscillatory Shear Behavior of Portland Cement Paste Incorporating Chemical Admixtures. *Journal of Materials in civil Engineering*, 19(12), 1090–1101.
- Nehdi, M., and Rahman, M. (2007). Estimating rheological properties of cement pastes using various rheological models for different test geometry , gap and surface friction. *Cement and Concrete Research*, 34(2004), 1993–2007. doi: 10.1016/j.cemconres.2004.02.020.
- Nehdi, M., and Tariq, A. (2007). Stabilization of sulphidic mine tailings for prevention of metal release and acid drainage using cementitious materials : a review. *Journal of Environmental Science and Technology*, 6(November), 423–436. doi: 10.1139/S06-060.

- Nonino, C., Del Giudice, S., and Savino, S. (2006). Temperature dependent viscosity effects on laminar forced convection in the entrance region of straight ducts. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 49(23), 4469–4481. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.05.021.
- Nouar, C. (2005). Thermal convection for a thermo-dependent yield stress fluid in an axisymmetric horizontal duct. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48(25), p. 5520–5535. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.06.016.
- Ouattara, D. (2011). *Étude des propriétés rhéologiques des résidus miniers densifiés*. (Mémoire de Maîtrise, UQAT - École polytechnique de Montréal, Montréal, Canada).
- Ouattara, D., Mbonimpa, M., and Belem, T. (2010). *Rheological properties of thickened tailings and cemented paste tailings and the effects of mixture characteristics on shear behavior*. in 63e Conférences Canadiennes de Géotechnique & 1st Joint CGS/CNC-IPA Permafrost Specialty Conference, Calgary (p. 1178–1185).
- Ouellet, S., Bussière, B., Aubertin, M., and Benzaazoua, M. (2008). Characterization of cemented paste backfill pore structure using SEM and IA analysis. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 67(2), 139–152. doi: 10.1007/s10064-007-0117-y.
- Ouellet, S., Bussière, B., Aubertin, M., and Benzaazoua, M. (2007a). Microstructural evolution of cemented paste backfill: Mercury intrusion porosimetry test results. *Cement and Concrete Research*, 37(12), 1654–1665. doi: 10.1016/j.cemconres.2007.08.016.
- Ouellet, S., Bussière, B., Benzaazoua, M., and Aubertin, M. (2007b). *SEM-XMAP: scanning electron microscopy and X-ray dot-mapping applied to cemented paste backfill*. in, 9th International Symposium in Mining with Backfill, CIM, Montréal, Canada.
- Pashias, N., Boger, D. V, Summers, J., and Glenister, D.J. (1996). A fifty cent rheometer for yield stress measurement. *Journal of Rheology*, 40(6), 1179–1189.
- Paterson, J.C. (2012). Pipeline transport of high density slurries: a historical review of past mistakes, lessons learned and current technologies. *Mining Technology*, 121(1), 37–45. doi: 10.1179/1743286311Y.00000000020.
- Paul, G., Chopkar, M., Manna, I., and Das, P.K. (2010). Techniques for measuring the thermal conductivity of nanofluids: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 14(7), 1913–1924. doi: 10.1016/j.rser.2010.03.017.

- Pawlik, M. (2005). Polymeric dispersants for coal–water slurries. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 266(1), 82–90. doi: 10.1016/j.colsurfa.2005.04.043.
- Peixinho, J., Desaubry, C., and Lebouché, M. (2008). Heat transfer of a non-Newtonian fluid (Carbopol aqueous solution) in transitional pipe flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 51(1), 198–209. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.04.012.
- Petit, J., Khayat, K.H., and Wirquin, E. (2006). Coupled effect of time and temperature on variations of yield value of highly flowable mortar. *Cement and Concrete Research*, 36, 832–841. doi: 10.1016/j.cemconres.2005.11.001.
- Petit, J., Wirquin, E., and Duthoit, B. (2005). Influence of temperature on yield value of highly flowable micromortars made with sulfonate-based superplasticizers. *Cement and Concrete Research*, 35(2005), 256–266. doi: 10.1016/j.cemconres.2004.04.025.
- Petit, J., Wirquin, E., and Khayat, K.H., 2010. Effect of temperature on the rheology of flowable mortars. *Cement and Concrete Composites*, 32(1), 43–53. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2009.10.003.
- Poloski, A., Adkins, H., Abrefah, J., Casella, A., Hohimer, R., Nigl, F., Minette, M., Tingey, J., and Yokuda, S. (2009). *Deposition Velocities of Newtonian and Non-Newtonian Slurries in Pipelines* (PNNL-17639). United States of America: Pacific Northwest national Laboratory.
- Pullum, L. (2007). *Pipelining tailings, pastes and backfill*. in *Proceedings of the 10th International Seminar on Paste and Thickened Tailings*. Perth, Australia (p. 113–129).
- Pullum, L., Graham, L., Rudman, M., and Hamilton, R. (2006). High concentration suspension pumping. *Minerals Engineering*, 19(5), 471–477. doi: 10.1016/j.mineng.2005.08.010.
- Rensing, P.J., Liberatore, M.W., Sum, A.K., Koh, C. a., and Dendy Sloan, E. (2011). Viscosity and yield stresses of ice slurries formed in water-in-oil emulsions. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 166(14), 859–866. doi: 10.1016/j.jnnfm.2011.05.003.
- Roh, N.-S., Shin, D.-H., Kim, D.-C., and Kim, J.-D. (1995). Rheological behaviour of coal-water mixtures - Effect of surfactants and temperature. *Journal of Fuel*, 74(9), 1313–1318.

- Rozenblit, R., Simkhis, M., Hetsroni, G., Barnea, D., and Taitel, Y. (2000). Heat transfer in horizontal solid-liquid pipe flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 26(2000), 1235–1246.
- Ryzak, M., and Bieganski, A. (2011)., Methodological aspects of determining soil particle-size distribution using the laser diffraction method. *Journal of Plant Nutrition and Soil Science*, 174(4), 624–633. doi: 10.1002/jpln.201000255.
- Saebimoghaddam, A. (2005). *Rheological yield stress measurement of mine paste fill material*. (Thesis of Master, McGill University, Montreal, Canada).
- Sahin, A.Z. (1999). The effect of variable viscosity on the entropy generation and pumping power in a laminar fluid flow through a duct subjected to constant heat flux. *Heat and Mass Transfer*, 35, 499–506.
- Schramm, G. (2000). *A Practical Approach to Rheology and Rheometry* (2<sup>nd</sup> éd.). Karlsruhe, Allemagne: ThermoHaake.
- Senapati, P.K., and Mishra, B.K. (2012). Design considerations for hydraulic backfilling with coal combustion products (CCPs) at high solids concentrations. *Powder Technology*, 229, p. 119–125. doi: 10.1016/j.powtec.2012.06.018.
- Sivakugan, N., Veenstra, R., and Naguleswaran, N. (2015). Underground Mine Backfilling in Australia Using Paste Fills and Hydraulic Fills. *International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering*, 1(2), 1-7. doi: 10.1007/s40891-015-0020-8.
- Slatter, P. (2006). Plant design for slurry handling 1. *The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, 106(2005), p. 687–692.
- Soares, E.J., Naccache, M.F., and Souza Mendes, P.R. (2003). Heat transfer to viscoplastic materials flowing axially through concentric annuli. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 24(5), 762–773. doi: 10.1016/S0142-727X(03)00066-3.
- Soares, M., Naccache, M.F., and Souza Mendes, P.R. (1999). Heat transfer to viscoplastic materials flowing laminarly in the entrance region of tubes. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 20(1), 60–67. doi: 10.1016/S0142-727X(98)10044-9.

- Sparks, D.L. (2003). *Environmental Soil Chemistry* (Academic Press, édit.): San Diego: Academic Press.
- Swamee, P.K., and Aggarwal, N. (2011a). Explicit equations for laminar flow of Bingham plastic fluids. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 76(3), 178–184. doi: 10.1016/j.petrol.2011.01.015.
- Swamee, P.K., and Aggarwal, N. (2011b). Explicit equations for laminar flow of herschel-bulkley fluids. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 89(6), 1426–1433. doi: 10.1002/cjce.20484.
- TA Instruments (2007). *AR 2000 Rheometer. Rheometrics series operator's Manuel* (144 p).
- Taylor, J.B., Carrano, A.L., and Kandlikar, S.G. (2006). Characterization of the effect of surface roughness and texture on fluid flow—past, present, and future. *International Journal of Thermal Sciences*, 45(10), 962–968. doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2006.01.004.
- Thomas, E., Nantel, J., and Notely, K. (1979). *Fill Technology in Underground Metalliferous Mines* (International Academic Services, Ed.). Canada : International Academic Services.
- Thompson, B.D., Bawden, W.F., and Grabinsky, M.W. (2012). In situ measurements of cemented paste backfill at the Cayeli Mine. *Canadian Geotechnical Journal*, 49, 755–772. doi: 10.1139/T2012-040.
- Tseng, C., Yamaguchit, M., and Ohmorit, T. (1997). Thermal conductivity of polyurethane foams from room temperature to 20 K. *Cryogenics*, 37(6), 305–312.
- Turian, R.M., Ma, T.W., Hsu, F.L.G., Sung, M.D.J., and Plackmann, G.W. (1998). Flow of concentrated non-newtonian slurries: 2. friction losses in bends, fittings, valves and venturi meters. *International Journal of Multiphase Flow*, 24(2), 243–269.
- Verkerk, C., and Marcus, R. (1988). The Pumping Characteristics and Rheology of Paste Fills. *The South African Institute of Mining and Metallurgy 1988*, South Africa (p. 221–233).
- Vollhardt, K.P.C., and Schore, N.E. (2003). *Traité de chimie organique* (D. B. Supérieur, Ed.). New York, U.S.A.: D. B. Supérieur.

- Vradis, G.C., Dougher, J., and Kumar, S. (1993). Entrance pipe flow and heat transfer for a Bingham plastic. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 36(3), 543–552. doi: 10.1016/0017-9310(93)80030-X.
- Wagner, M.H. (2010). Heat Transfer to Non-Newtonian Fluids: in VDI Verlag GmbH (édit.), *VDI Heat Atlas* (2<sup>nd</sup> éd., p. 1295–1299). Düsseldorf, Allemagne: Springer VDI Heat Atlas.
- Wang, X., and Niu, J. (2008). Heat Transfer of Microencapsulated PCM Slurry Flow in a Circular Tube. *American Institute of Chemical Engineers*, 54(4), 1110–1120. doi: 10.1002/aic.
- Wang, X., Niu, J., Li, Y., Wang, X., Chen, B., Zeng, R., Song, Q., and Zhang, Y. (2007). Flow and heat transfer behaviors of phase change material slurries in a horizontal circular tube. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50(13), 2480–2491. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.12.024.
- Waples, D.W., and Waples, J.S. (2004). A Review and Evaluation of Specific Heat Capacities of Rocks , Minerals , and Subsurface Fluids . Part 1: Minerals and Nonporous Rocks. *Natural Resources Research*, 13(2), 97–122.
- Westerholm, M., Lagerblad, B., Silfwerbrand, J., and Forssberg, E. (2008). Influence of fine aggregate characteristics on the rheological properties of mortars. *Cement and Concrete Composites*, 30(4), 274–282. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2007.08.008.
- Whitaker, S. (1983). *Fundamental Principles of Heat Transfer* (2<sup>nd</sup> éd.). United State of America : Pergamon Press Inc.
- Winter, H.H. (1987). Viscous Dissipation Term in Energy Equations. *American Institute of Chemical Engineers*, 7, 27–34.
- Wu, D., Cai, S., and Huang, G. (2014). Coupled effect of cement hydration and temperature on rheological properties of fresh cemented tailings backfill slurry. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 24(9), 2954–2963. doi: 10.1016/S1003-6326(14)63431-2.
- Wu, D., Fall, M., and Cai, S.J. (2013). Coupling temperature, cement hydration and rheological behaviour of fresh cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 42(2013), 76–87. doi: 10.1016/j.mineng.2012.11.011.

- Wu, D., Yang, B., and Liu, Y. (2015). Transportability and pressure drop of fresh cemented coal gangue-fly ash backfill (CGFB) slurry in pipe loop. *Powder Technology*. doi: 10.1016/j.powtec.2015.06.072.
- Yang, H.-G., Li, C.-Z., Gu, H.-C., and Fang, T.-N. (2001). Rheological Behavior of Titanium Dioxide Suspensions. *Journal of colloid and interface science*, 236(1), 96–103. doi: 10.1006/jcis.2000.7373.
- Yesilata, B., and Turgut, P. (2007). A simple dynamic measurement technique for comparing thermal insulation performances of anisotropic building materials. *Energy and Buildings*, 39(9), 1027–1034. doi: 10.1016/j.enbuild.2006.11.007.
- Zeytounian, R.K. (1974). Généralités sur les écoulements d'un fluide parfait (Lecture Notes in Physics). in J. Ehlers, München, K. Hepp, Z. and and WeidenmLille, H.A. eds., *Notes sur les écoulements rotationnels de fluides parfaits* (p. 1-39). Berlin, Allemagne:Springer Berlin Heidelberg.
- Zhou, X., Lin, X., Huo, M., and Zhang, Y. (1996). The hydration of saline oil-well cement. *Cement and Concrete Research*, 26(12), 1753–1759.

## ANNEXE A - RECETTES D'ESSAIS D'AFFAISSEMENT

Tableau A. 1 : Recettes de RP et RCP Goldex

Mélange	Température (°C)	$C_w$	$C_v$	$B_w$ (%)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )
RP 01	5	80,9%	61,0%	0	2,056
RP 02		80,5%	60,0%	0	2,045
RP 03		79,2%	58,0%	0	2,009
RP 04		77,6%	56,0%	0	1,971
RP 05		77,2%	55,0%	0	1,96
RP 06		76,8%	55,0%	0	1,951
RP 07		76,3%	54,0%	0	1,938
RP 08	14	80,8%	61,0%	0	2,053
RP 09		78,9%	58,0%	0	2,004
RP 10		77,9%	56,0%	0	1,978
RP 11		76,0%	54,0%	0	1,932
RP 12		75,5%	53,0%	0	1,92
RP 13	20	81,6%	62,0%	0	2,073
RP 14		80,1%	59,0%	0	2,033
RP 15		79,6%	59,0%	0	2,02
RP 16		79,2%	58,0%	0	2,011
RP 17		78,8%	58,0%	0	1,999
RP 18		78,3%	57,0%	0	1,988
RP 19		76,7%	55,0%	0	1,947
RCP 01	5	81,7%	62,0%	5	2,085
RCP 02		78,9%	58,0%	5	2,011
RCP 03		77,3%	55,0%	5	1,929
RCP 04		75,33%	53,0%	5	1,922
RCP 05	20	81,6%	61,0%	5	2,075
RCP 06		79,8%	59,0%	5	2,033
RCP 07		77,2%	55,0%	5	1,967
RCP 08		75,5%	53,0%	5	1,927
RCP 09	30	79,0%	58,0%	5	2,012
RCP 10		77,0%	55,0%	5	1,962
RCP 11		75,0%	52,0%	5	1,914
RCP 12	38	79,0%	58,0%	5	2,012
RCP 13		77,0%	55,0%	5	1,962
RCP 14		75,0%	52,0%	5	1,914

Tableau A. 2 : Recettes de RP et RCP Meliadine

Mélange	$B_w$	$C_w$ (%)	$C_v$ (%)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )
RP 01	0%	80,1	58	2,115
RP 02		78,9	56	2,082
RP 03		78,0	55	2,056
RP 04		77,5	54	2,04
RP 05		76,7	53	2,019
RP 06		75,1	51	1,977
RP 07		73,2	48	1,928
RCP 01	3% (GU)	80,6	59	2,132
RCP 02		79,3	57	2,095
RCP 03		77,9	55	2,054
RCP 04		76,5	53	2,015
RCP 05		75,3	51	1,984
RCP 06		74,6	50	1,959
RCP 07	5% (GU)	80,0	58	2,136
RCP 08		79,0	56	2,114
RCP 09		77,5	54	2,063
RCP 10		76,0	52	2,022
RCP 11		75,0	51	1,991
RCP 12		74,0	49	1,95
RCP 13	3% (HE)	80,6	59	2,132
RCP 14		79,7	57	2,106
RCP 15		77,98	55	2,057
RCP 16		76,3	52	2,01
RCP 17		75,3	51	1,985
RCP 18		74,1	49	1,955
RCP 19	5% (HE)	80,5	59	2,132
RCP 20		79,6	57	2,104
RCP 21		77,8	54	2,054
RCP 22		76,4	52	2,016
RCP 23		75,4	51	1,989
RCP 24		74,2	50	1,959

## ANNEXE B - RECETTES D'ESSAIS RHÉOLOGIQUES

Tableau B. 1 : Mélanges de RP, RCP et RCPS Goldex

$C_w$ (%)	$B_w$ (%)	$C_v$ (%)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	[sel] (g/L)	$T$ (°C)
74	0	51	1,885	0	20
76,3	0	54	1,938	0	20
	5 (GU)	54	1,945	5 et 10	2, 10 et 20
	5 (HE)	54	1,945	5 et 10	2, 10 et 20
77,5	0	56	1,967	0	20
	5 (HE)	56	1,974	0	20
79	0	58	2,005	0	20
	5 (HE)	58	2,012	0	20
80	0	59	2,031	0	20
	5 (HE)	59	2,039	0	20

Tableau B. 2 : Mélanges de RP, RPS, RCP et RCPS Meliadine

$C_w$ (%)	$B_w$ (%)	$C_v$ (%)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	[sel] (g/L)	$T$ (°C)
71	0	46	1,877	0	20
	5 (HE)	46	1,88	0	20
73	0	48	1,925	0	20
	5 (GU)	48	1,928	0	20
	5 (HE)	48	1,928	0	20
75	0	51	1,975	0	20
	5 (GU)	51	1,978	10 et 20	2, 10 et 20
	5 (HE)	51	1,978	10 et 20	2, 10 et 20
75*	0	51	1,975	0	2, 10, 20 et 45
		51	1,975	5	10, 20 et 45
	5 (HE)	51	1,978	0	2, 10, 20 et 45
		51	1,978	5	2, 10, et 20
76,3	0	52	2,007	0	20
	5 (GU)	52	2,011	5 et 10	2, 10 et 20
	5 (HE)	52	2,011	5 et 10	2, 10 et 20

(\*) Mélanges concernant l'article GéoQuébec à l'Annexe G

# ANNEXE C – TABLE DE LA SONDE DE TEMPÉRATURE TYPE RTD R24

**ITS-90 Temperature vs. Resistance Table for -200°C to 300°C**  
for PT1000 ohm DIN Platinum Resistance Temperature Detectors,  $\alpha=0.00385$

°C	$\Omega$	°C	$\Omega$	°C	$\Omega$	°C	$\Omega$	°C	$\Omega$	°C	$\Omega$	°C	$\Omega$
-200	109.20	-120	499.90	-60	779.21	10	1092.36	80	1339.40	160	1610.94	240	1875.64
-199	169.52	-127	492.39	-55	783.19	17	1066.27	89	1343.26	161	1614.27	233	1879.28
-198	193.84	-126	496.49	-54	787.17	18	1070.16	90	1347.07	162	1617.99	234	1882.92
-197	198.15	-125	500.60	-53	791.14	19	1074.05	91	1350.87	163	1621.71	235	1886.56
-196	202.47	-124	504.70	-52	795.12	20	1077.94	92	1354.66	164	1625.43	236	1890.19
-195	206.77	-123	508.81	-51	799.09	21	1081.82	93	1358.46	165	1629.15	237	1893.83
-194	211.06	-122	512.91	-50	803.06	22	1085.70	94	1362.28	166	1632.86	238	1897.48
-193	215.38	-121	517.00	-49	807.03	23	1089.58	95	1366.08	167	1636.58	239	1901.10
-192	219.67	-120	521.10	-48	811.00	24	1093.47	96	1369.87	168	1640.30	240	1904.73
-191	223.97	-119	525.19	-47	814.97	25	1097.35	97	1373.67	169	1644.01	241	1908.36
-190	228.25	-118	529.28	-46	818.94	26	1101.23	98	1377.47	170	1647.72	242	1911.99
-189	232.54	-117	533.37	-45	822.90	27	1105.10	99	1381.26	171	1651.43	243	1915.62
-188	236.82	-116	537.46	-44	826.87	28	1108.98	100	1385.06	172	1655.14	244	1919.24
-187	241.10	-115	541.54	-43	830.83	29	1112.86	101	1388.85	173	1658.85	245	1922.87
-186	245.38	-114	545.62	-42	834.79	30	1116.73	102	1392.64	174	1662.56	246	1926.49
-185	249.65	-113	549.70	-41	838.75	31	1120.60	103	1396.43	175	1666.27	247	1930.12
-184	253.92	-112	553.78	-40	842.71	32	1124.47	104	1400.22	176	1669.97	248	1933.74
-183	258.19	-111	557.86	-39	846.66	33	1128.35	105	1404.00	177	1673.68	249	1937.36
-182	262.45	-110	561.93	-38	850.62	34	1132.21	106	1407.79	178	1677.38	250	1940.98
-181	266.71	-109	566.00	-37	854.57	35	1136.08	107	1411.58	179	1681.08	251	1944.60
-180	270.96	-108	570.07	-36	858.53	36	1139.95	108	1415.36	180	1684.78	252	1948.22
-179	275.22	-107	574.14	-35	862.48	37	1143.82	109	1419.14	181	1688.48	253	1951.83
-178	279.47	-106	578.21	-34	866.43	38	1147.68	110	1422.93	182	1692.18	254	1955.45
-177	283.71	-105	582.27	-33	870.38	39	1151.55	111	1426.71	183	1695.88	255	1959.06
-176	287.96	-104	586.33	-32	874.32	40	1155.41	112	1430.49	184	1699.58	256	1962.68
-175	292.20	-103	590.39	-31	878.27	41	1159.27	113	1434.26	185	1703.27	257	1966.29
-174	296.43	-102	594.45	-30	882.22	42	1163.13	114	1438.04	186	1706.96	258	1969.90
-173	300.67	-101	598.50	-29	886.16	43	1166.99	115	1441.82	187	1710.66	259	1973.51
-172	304.90	-100	602.56	-28	890.10	44	1170.85	116	1445.59	188	1714.35	260	1977.12
-171	309.13	-99	606.61	-27	894.04	45	1174.70	117	1449.37	189	1718.04	261	1980.73
-170	313.35	-98	610.66	-26	897.98	46	1178.56	118	1453.14	190	1721.73	262	1984.33
-169	317.57	-97	614.71	-25	901.92	47	1182.41	119	1456.91	191	1725.42	263	1987.94
-168	321.79	-96	618.76	-24	905.86	48	1186.27	120	1460.68	192	1729.10	264	1991.54
-167	326.01	-95	622.80	-23	909.80	49	1190.12	121	1464.45	193	1732.79	265	1995.14
-166	330.22	-94	626.84	-22	913.73	50	1193.97	122	1468.22	194	1736.48	266	1998.75
-165	334.43	-93	630.88	-21	917.67	51	1197.82	123	1471.98	195	1740.16	267	2002.35
-164	338.64	-92	634.92	-20	921.60	52	1201.67	124	1475.75	196	1743.84	268	2005.95
-163	342.84	-91	638.96	-19	925.53	53	1205.52	125	1479.51	197	1747.52	269	2009.54
-162	347.04	-90	643.00	-18	929.46	54	1209.36	126	1483.28	198	1751.20	270	2013.14
-161	351.24	-89	647.03	-17	933.39	55	1213.21	127	1487.04	199	1754.88	271	2016.74
-160	355.43	-88	651.06	-16	937.32	56	1217.05	128	1490.80	200	1758.56	272	2020.33
-159	359.63	-87	655.09	-15	941.24	57	1220.90	129	1494.56	201	1762.24	273	2023.93
-158	363.82	-86	659.12	-14	945.17	58	1224.74	130	1498.32	202	1765.91	274	2027.52
-157	368.00	-85	663.15	-13	949.09	59	1228.58	131	1502.08	203	1769.59	275	2031.11
-156	372.19	-84	667.17	-12	953.02	60	1232.42	132	1505.83	204	1773.26	276	2034.70
-155	376.37	-83	671.20	-11	956.94	61	1236.26	133	1509.59	205	1776.93	277	2038.29
-154	380.55	-82	675.22	-10	960.86	62	1240.09	134	1513.34	206	1780.60	278	2041.88
-153	384.72	-81	679.24	-9	964.78	63	1243.93	135	1517.10	207	1784.27	279	2045.46
-152	388.89	-80	683.25	-8	968.70	64	1247.77	136	1520.85	208	1787.94	280	2049.05
-151	393.06	-79	687.27	-7	972.61	65	1251.60	137	1524.60	209	1791.61	281	2052.63
-150	397.23	-78	691.29	-6	976.53	66	1255.43	138	1528.35	210	1795.28	282	2056.22
-149	401.40	-77	695.30	-5	980.44	67	1259.26	139	1532.10	211	1798.94	283	2059.80
-148	405.56	-76	699.31	-4	984.36	68	1263.09	140	1535.84	212	1802.60	284	2063.38
-147	409.72	-75	703.32	-3	988.27	69	1266.92	141	1539.59	213	1806.27	285	2066.96
-146	413.88	-74	707.33	-2	992.18	70	1270.75	142	1543.33	214	1809.93	286	2070.54
-145	418.03	-73	711.34	-1	996.09	71	1274.58	143	1547.08	215	1813.59	287	2074.11
-144	422.18	-72	715.34	0	1000.00	72	1278.40	144	1550.82	216	1817.25	288	2077.69
-143	426.33	-71	719.34	1	1003.91	73	1282.23	145	1554.56	217	1820.91	289	2081.27
-142	430.48	-70	723.35	2	1007.81	74	1286.05	146	1558.30	218	1824.56	290	2084.84
-141	434.62	-69	727.35	3	1011.72	75	1289.87	147	1562.04	219	1828.22	291	2088.41
-140	438.76	-68	731.34	4	1015.62	76	1293.70	148	1565.78	220	1831.88	292	2091.98
-139	442.90	-67	735.34	5	1019.53	77	1297.52	149	1569.52	221	1835.53	293	2095.55
-138	447.04	-66	739.34	6	1023.43	78	1301.33	150	1573.25	222	1839.18	294	2099.12
-137	451.17	-65	743.33	7	1027.33	79	1305.15	151	1576.99	223	1842.83	295	2102.69
-136	455.31	-64	747.32	8	1031.23	80	1308.97	152	1580.72	224	1846.48	296	2106.26
-135	459.44	-63	751.31	9	1035.13	81	1312.78	153	1584.45	225	1850.13	297	2109.82
-134	463.56	-62	755.30	10	1039.03	82	1316.60	154	1588.18	226	1853.78	298	2113.39
-133	467.69	-61	759.29	11	1042.92	83	1320.41	155	1591.91	227	1857.43	299	2116.95
-132	471.81	-60	763.28	12	1046.82	84	1324.22	156	1595.64	228	1861.07	300	2120.52
-131	475.93	-59	767.26	13	1050.71	85	1328.03	157	1599.37	229	1864.72		
-130	480.05	-58	771.25	14	1054.60	86	1331.84	158	1603.09	230	1868.36		
-129	484.16	-57	775.23	15	1058.49	87	1335.65	159	1606.82	231	1872.00		

LES CONTROLES      INTEMPCO      CONTROLS LTD.      MONTREAL CANADA

Figure C. 1 : Table de conversion résistance-température de la sonde de température RTD R24.

## ANNEXE D – RÉSULTATS D’ESSAIS D’AFFAISSEMENT DES MÉLANGES DE RÉSIDU EN PÂTE

Tableau D. 1 : Valeurs d’affaissement du RP Goldex à différents pourcentages solides pour des températures de 5, 14 et 20°C.

Mélange	$T$ (°C)	$C_w$	$B_w$ (%)	S_CS (cm)	S_PC (cm)
RP 01	5	80,9%	0	6	2,8
RP 02		80,5%	0	7	3,7
RP 03		79,2%	0	12	6
RP 04		77,6%	0	16,4	7
RP 05		77,2%	0	21,4	8,5
RP 06		76,8%	0	22	9,8
RP 07		76,3%	0	24	11
RP 08	14	80,8%	0	6,5	2,8
RP 09		79,0%	0	13,3	6
RP 10		77,9%	0	18,4	8,4
RP 11		76,0%	0	25	11,2
RP 12		75,5%	0	26,8	11,7
RP 13	20	81,6%	0	5,4	2,8
RP 14		80,1%	0	8	3,8
RP 15		79,6%	0	10,5	5
RP 16		79,2%	0	12	5,5
RP 17		78,8%	0	15,6	7,2
RP 18		78,3%	0	18,5	8,3
RP 19		76,7%	0	25,5	11,5

Tableau D. 2 : Valeurs d'affaissement du RP Meliadine à différents pourcentages solides (20°C)

Mélange	$C_w$	$B_w$ (%)	S_CS (cm)	S_PC (cm)
RP 01	80,1%	0		2,9
RP 02	79,0%	0		3,7
RP 03	78,0%	0		5
RP 04	77,4%	0		7
RP 05	76,7%	0		8,5
RP 06	75,1%	0		10,2
RP 07	73,2%	0		13,2
RP 08	78,0%	0	9,4	
RP 09	77%	0	15	
RP 10	76,0%	0	20	
RP 11	75,0%	0	23,8	
RP 12	74,0%	0	26,2	

## ANNEXE E – RÉSULTATS D’ESSAIS D’AFFAISSEMENT DES MÉLANGES DE REMBLAI CIMENTÉ EN PÂTE

Tableau E. 1 : Valeurs d’affaissement du RPC Goldex à différents pourcentages solides pour des températures de 5, 20, 30 et 38°C.

Mélange	$T$ (°C)	$C_w$	$B_w$	S_CS (cm)	S_PC (cm)
RCP 01	5	81,7%	5	5	2,5
RCP 02		78,9%	5	11	5
RCP 03		77,3%	5	20,5	8
RCP 04		75,3%	5	26	12
RCP 05	20	81,4%	5	4,8	2,3
RCP 06		79,8%	5	7,4	3,8
RCP 07		77,2%	5	19,3	7,3
RCP 08		75,5%	5	24,4	10
RCP 09	30	79,0%	5	5,6	2,7
RCP 10		77,0%	5	12	5,6
RCP 11		75,0%	5	21	10
RCP 12	38	79,0%	5	5,2	2,5
RCP 13		77,0%	5	10	5,2
RCP 14		75,0%	5	19,5	9,5

Tableau E. 2: Valeurs d’affaissement du RPC Meliadine à différents pourcentages solides pour 3 et 5% de dosage en ciment GU (20°C)

Mélange	$C_w$	$B_w$ (%)	S_CS (cm)	S_PC (cm)
RCP 01	80,6%	3		1,6
RCP 02	79,3%	3		2,6
RCP 03	77,9%	3		4
RCP 04	76,4%	3		6
RCP 05	75,3%	3		8,5
RCP 06	74,6%	3		9,6
RCP 07	80,7%	5		2
RCP 08	79,9%	5		2,6
RCP 09	78,1%	5		4
RCP 10	76,7%	5		6,6
RCP 11	75,5%	5		8
RCP 12	73,9%	5		10,5

Tableau E. 3 : Valeurs d'affaissement du RPC Meliadine à différents pourcentages solides pour 3 et 5% de dosage en ciment HE (20°C)

Mélange	$C_w$	$B_w$ (%)	S_CS (cm)	S_PC (cm)
RCP 01	80,6%	3		2,1
RCP 02	79,7%	3		2,5
RCP 03	78,0%	3		3,9
RCP 04	76,3%	3		6,7
RCP 05	75,3%	3		8
RCP 06	74,1%	3		10
RCP 07	80,5%	5		2
RCP 08	79,6%	5		2,5
RCP 09	77,8%	5		4,2
RCP 10	76,4%	5		6,7
RCP 11	75,4%	5		8
RCP 12	74,2%	5		9,8

## ANNEXE F – RÉSULTATS D'ESSAIS RHÉOLOGIQUES DES MÉLANGES DE RÉSIDU EN PÂTE

Tableau F. 1 : Propriétés rhéologiques du RP Goldex à  $C_w = 74 \%$ ,  $76,3 \%$ ,  $77,5 \%$ ,  $79 \%$  et  $80 \%$

		$C_w (\%)$				
		74	76,3	77,5	79	80
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	32,1	68	137,6	174,4	214,4
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	0,74	1,55	1,93	3,09	4,24
	$n$	0,93	0,96	0,99	0,98	0,99
	Erreur	1,816	4,121	2,398	1,279	2,701
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	33,8	69,3	137,9	175,9	214,7
	$\eta_B$ (Pa.s)	0,51	1,27	1,88	2,77	4,19
	Erreur	6,916	5,815	2,457	2,597	2,713
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	0,50	1,26	1,86	2,74	4,15
	$K_S$	32,7	68,6	137,6	175	213,9
	$n_S$	0,0138	0,006	0,003	0,0041	0,0036
	Erreur	1,081	1,713	0,6039	0,4984	0,8249

Tableau F. 2 : Propriétés rhéologiques du RP Meliadine à  $C_w = 71\%$ ,  $73\%$ ,  $75\%$ , et  $76,3\%$

		$C_w (\%)$			
		71	73	75	76,3
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	28,6	79,9	133	165
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	0,83	1,16	2,38	3,31
	$n$	0,946	0,9995	0,9773	0,9948
	Erreur	1,14	1,49	1,39	2,94
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	30,3	800	134,1	165,4
	$\eta_B$ (Pa.s)	0,63	1,15	2,14	3,23
	Erreur	5,43	1,487	2,508	3,01
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	0,63	1,15	2,11	3,24
	$K_S$	29,3	79,5	133,3	165,3
	$n_S$	0,01268	0,00361	0,005114	1,2E-07
	Erreur	1,081	0,5839	0,4098	0,822

## ANNEXE G – RÉSULTATS D'ESSAIS RHÉOLOGIQUES DES MÉLANGES DU RCP ET RCPS GOLDEX

Tableau G. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Goldex à 5% de dosage en ciment

HE pour  $C_w=76,3\%$ ,  $77,5\%$ ,  $79\%$ , et  $80\%$

		$C_w (\%)$			
		76,3	77,5	79	80
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	72,4	141,9	191,4	231,5
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	1,7	2,4	3,2	4,9
	$n$	0,95	0,98	0,99	0,99
	Erreur	1,238	2,325	1,976	3,361
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	73,9	143	192,4	232,2
	$\eta_B$ (Pa.s)	1,38	2,18	3,03	4,73
	Erreur	4,663	3,026	2,332	3,407
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	1,34	2,14	3,01	4,74
	$K_S$	72,82	142,2	191,7	231,9
	$n_S$	0,0112	0,0054	0,002947	7,7E-08
	Erreur	0,5007	0,5545	0,5284	1,59

Tableau G. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_w=76,3\%$ ,  $B_w=5\%$  GU, concentration en sel de 5g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	33,8	49,8	59,6
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	0,91	1,24	1,52
	$n$	0,93	0,94	0,96
	Erreur	4,071	4,081	2,68
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	34,9	51,1	60,8
	$\eta_B$ (Pa.s)	0,67	0,96	1,28
	Erreur	8,05	6,887	4,757
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	0,65	0,94	1,24
	$K_S$	34,3	50,3	59,8
	$n_S$	1,20E-02	9,35E-03	0,0136
	Erreur	1,443	1,752	0,9269

Tableau G. 3 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_W=76,3\%$ ,  $B_w=5\%$  GU, concentration en sel de 10g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	31	43,5	50,7
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	0,75	1,06	1,58
	$n$	0,96	0,96	0,94
	Erreur	3,921	1,438	1,633
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	31,6	44,4	52,4
	$\eta_B$ (Pa.s)	0,63	0,87	1,22
	Erreur	5,492	4,661	6,314
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	0,63	0,84	1,18
	$K_S$	31,3	43,8	51,2
	$n_S$	4,93E-03	0,01043	0,01681
	Erreur	1,603	0,6105	0,8268

Tableau G. 4 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_W=76,3\%$ ,  $B_w=5\%$  HE, concentration en sel de 5g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	40,6	51,2	60,4
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	1,03	1,56	1,66
	$n$	0,96	0,94	0,95
	Erreur	0,9199	0,9002	1,746
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	41,3	53,6	62
	$\eta_B$ (Pa.s)	0,85	1,21	1,33
	Erreur	3,844	6,065	5,213
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	0,86	1,17	1,3
	$K_S$	40,8	52,5	60,9
	$n_S$	9,02E-03	1,53E-02	0,01272
	Erreur	0,4804	0,6317	0,7175

Tableau G. 5 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Goldex ( $C_w=76,3\%$ ,  $B_w=5\%$  HE, concentration en sel de 10g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	36,3	50,9	56,3
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	1,16	1,46	1,59
	$n$	0,9881	0,9533	0,9614
	Erreur	1,477	4,163	0,9434
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	36,6	52,2	57,6
	$\eta_B$ (Pa.s)	1,1	1,18	1,33
	Erreur	1,994	6,6	4,195
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	1,09	1,17	1,31
	$K_s$	36,3	51,6	56,7
	$n_s$	6,82E-03	7,89E-03	0,01118
	Erreur	0,4665	1,449	0,5756

## ANNEXE H – RÉSULTATS D'ESSAIS RHÉOLOGIQUES DES MÉLANGES DE RCP MELIADINE À $C_w = 71\%$ , $73\%$ , $75\%$ , ET $76,3\%$

Tableau H. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$  GU)

		$C_w (\%)$		
		73	75	76,3
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	105	151	208
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	1,34	3,49	4,95
	$n$	0,99	0,97	0,96
	Erreur	1,429	2,062	3,661
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	105,3	152,5	211,6
	$\eta_B$ (Pa.s)	1,35	3,14	4,18
	Erreur	1,559	2,98	5,33
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	1,33	3,12	4,14
	$K_S$	104,5	151,3	210
	$n_S$	0,004843	0,006787	0,005045
	Erreur	0,4743	0,5864	1,166

Tableau H. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCP Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE)

		$C_w (\%)$			
		71	73	75	76,3
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	35,5	106,1	150,2	211,7
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	0,86	2,28	3,81	5,07
	$n$	0,97	0,94	0,96	0,96
	Erreur	1,066	2,735	2,745	1,056
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	36,4	108,6	153	215,6
	$\eta_B$ (Pa.s)	0,74	1,73	3,23	4,26
	Erreur	2,8222	6,357	4,757	3,965
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	0,74	1,70	3,18	4,17
	$K_S$	35,8	107,3	151,6	213
	$n_S$	0,007138	0,008556	0,007217	0,009173
	Erreur	0,5499	1,128	0,8581	0,6076

## ANNEXE I – RÉSULTATS D’ESSAIS RHÉOLOGIQUES DES MÉLANGES DU RCPS MELIADINE ( $C_w = 75\%$ )

Tableau I. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE et concentration en sel de 10 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	100,3	137,8	166,6
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	2,43	2,4	3,03
	$n$	0,96	0,97	0,98
	Erreur	0,8122	2,013	4,006
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	102,2	139,5	167,7
	$\eta_B$ (Pa.s)	2,03	2,57	2,81
	Erreur	4,048	3,538	4,315
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	1,99	2,55	2,82
	$K_S$	100,9	138,7	167,4
	$n_S$	9,88E-03	4,48E-03	1,95E-04
	Erreur	0,5233	0,646	1,066

Tableau I. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE et concentration en sel de 20 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	102,1	135,8	140,6
	$K$ (Pas <sup>n</sup> )	2,55	2,72	3,01
	$n$	0,98	0,98	0,99
	Erreur	1,629	1,02	1,212
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	103,1	136,8	141
	$\eta_B$ (Pa.s)	2,36	2,51	2,92
	Erreur	2,396	1,995	1,391
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	2,35	2,48	2,92
	$K_S$	102,5	136	140,9
	$n_S$	3,76E-03	4,49E-03	3,15E-04
	Erreur	0,6469	0,3447	0,355

Tableau I. 3 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  GU et concentration en sel de 10 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	91,9	115,9	138,9
	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	2,63	2,69	3,00
	$n$	0,98	0,98	0,99
	Erreur	1,392	2,882	2,778
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	93,0	117,1	139
	$\eta_B$ (Pa.s)	2,39	2,46	2,98
	Erreur	2,605	3,514	2,782
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	2,36	2,41	2,93
	$K_S$	92,2	115,8	138,3
	$n_S$	7,58E-03	8,61E-03	5,92E-03
	Erreur	0,4809	1,123	1,239

Tableau I. 4 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  GU et concentration en sel de 20 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	80,4	112,4	133,4
	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	2,6	2,9	2,7
	$n$	0,98	0,98	0,99
	Erreur	4,215	2,886	1,04
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	81,4	113,8	133,7
	$\eta_B$ (Pa.s)	2,36	2,63	2,60
	Erreur	4,798	3,822	1,153
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	2,36	2,62	2,59
	$K_S$	81	113,1	133,4
	$n_S$	1,30E-03	2,97E-03	2,10E-03
	Erreur	1,345	0,9525	0,3506

## ANNEXE J – RÉSULTATS D’ESSAIS RHÉOLOGIQUES DES MÉLANGES DU RCPS MELIADINE ( $C_w = 76,3\%$ )

Tableau J. 1 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE et concentration en sel de 5 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	124,8	160,2	228,3
	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	3,49	3,81	4,05
	$n$	0,99	0,99	0,98
	Erreur	1,024	3,461	1,772
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	125,2	161,2	229,8
	$\eta_B$ (Pa.s)	3,42	3,62	3,75
	Erreur	1,127	3,649	2,341
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	3,41	3,53	3,72
	$K_S$	124,9	159,6	228,7
	$n_S$	2,14E-03	1,02E-02	3,79E-03
	Erreur	0,3992	1,377	0,5388

Tableau J. 2 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  HE et concentration en sel de 10 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	121,7	149,9	220,3
	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	3,44	3,59	3,86
	$n$	0,99	0,99	0,98
	Erreur	3,105	1,774	0,9844
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	122,3	151	221,7
	$\eta_B$ (Pa.s)	3,33	3,39	3,6
	Erreur	3,193	2,207	2,998
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	3,33	3,36	3,52
	$K_S$	122,2	150,2	220
	$n_S$	5,55E-08	4,05E-03	7,05E-03
	Erreur	1,777	0,5806	0,9521

Tableau J. 3 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  GU et concentration en sel de 5 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	121,5	147,6	212,1
	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	3,72	3,78	5,76
	$n$	0,96	0,98	0,9
	Erreur	0,9845	1,622	0,03191
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	124,2	149,1	221,7
	$\eta_B$ (Pa.s)	3,16	3,49	3,63
	Erreur	4,059	2,476	9,368
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	3,1	3,47	3,41
	$K_S$	122,4	148,2	214,1
	$n_S$	1,07E-02	3,70E-03	0,0235
	Erreur	0,6922	0,6625	1,033

Tableau J. 4 : Propriétés rhéologiques des mélanges de RCPS Meliadine ( $B_w = 5\%$  GU et concentration en sel de 10 g/L)

		Température (°C)		
		2	10	20
Herschel-Bulkley	$\tau_{hb}$ (Pa)	115,4	143,6	200,3
	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	3,33	3,629	3,615
	$n$	0,99	0,99	0,99
	Erreur	3,189	1,022	2,026
Bingham	$\tau_o$ (Pa)	116,1	144,5	200,7
	$\eta_B$ (Pa.s)	3,21	3,49	3,54
	Erreur	3,307	1,56	2,074
Sisko	$\eta_\infty$ (Pa.s)	3,21	3,43	3,54
	$K_S$	115,9	143,8	200,6
	$n_S$	5,40E-08	3,13E-03	2,57E-06
	Erreur	1,892	0,4837	0,9367

## ANNEXE K – DONNÉES DES ESSAIS DE MINI ÉCOULEMENT EN BOUCLE

Tableau K. 1 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle de l'eau

Temps (min)	$T_{air}$ (°C)	$T_{fe}$ (°C)	$T_{fs}$ (°C)	$\Delta T_f$ (°C)	$T_{pe}$ (°C)	$T_{ps}$ (°C)	Débit (L/s)	$U$ (m/s)	$\Delta p$ (kPa/m)	Br
0					5,8	5,4				
5	3	9,7	9,7	0,00	7	7,6	1,05	1,33	0,55	-0,002
10	2	9,7	9,4	-0,3	6,9	7,6	1,08	1,36	0,57	-0,002
15	2	9,9	9,7	-0,2	5,9	6,8	1,1	1,39	0,59	-0,001
20	2	9,9	9,9	0,00	5,4	6,1	1,1	1,39	0,59	-0,001
30	3	10,4	10,2	-0,2	8,1	8	1,11	1,40	0,60	-0,002
45	3	10,7	10,7	0,00	7,5	8,2	1,11	1,40	0,60	-0,002
60	2	10,2	10,2	0,00	8,5	8,4	1,11	1,40	0,60	-0,002

Tableau K. 2 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle du RP Goldex

Temps (min)	$T_{air}$ (°C)	$T_{fe}$ (°C)	$T_{fs}$ (°C)	$\Delta T_f$ (°C)	$T_{pe}$ (°C)	$T_{ps}$ (°C)	Débit (L/s)	$U$ (m/s)	$\Delta p$ (kPa/m)	Br
0	-	-	-	-	9,7	8,4	-	-	-	-
5	3	17,6	17,9	0,3	13,7	13,9	1,08	1,36	27,37	-0,15
10	4	19,7	20,2	0,5	15,2	15,6	1,12	1,42	27,27	-0,14
15	4	21,5	22,3	0,8	16,9	17,1	1,1	1,39	26,75	-0,12
20	4	23,3	23,8	0,5	18	18,3	1,14	1,44	26,54	-0,12
30	2	25,1	25,6	0,5	19,7	19,5	1,14	1,44	26,09	-0,11
45	0	27,9	28,2	0,3	20,1	20,2	1,13	1,43	25,65	-0,08
60	-1	29,5	29,5	0,00	21,7	22,1	1,14	1,44	25,15	-0,09

Tableau K. 3 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle du RP Meliadine

Temps (min)	$T_{air}$ (°C)	$T_{fe}$ (°C)	$T_{fs}$ (°C)	$\Delta T_f$ (°C)	$T_{pe}$ (°C)	$T_{ps}$ (°C)	Débit (L/s)	$U$ (m/s)	$\Delta p$ (kPa/m)	Br
0					15,8	14,8				
5	12	22,5	22,8	0,3	19,7	18,5	1,02	1,29	30,74	-0,14
10	12	25,4	26,2	0,8	22	21,3	1,01	1,28	30,23	-0,12
15	11	28	29	1	24,5	23,1	1,12	1,42	29,43	-0,13
20	10	30,0	31,0	1	26,2	24,7	1,10	1,39	29,23	-0,11
30	10	33,4	34,1	0,7	29,8	27,2	1,12	1,42	28,37	-0,11
45	8	37,2	38,0	0,8	32,8	30,6	1,12	1,42	28,06	-0,10
60	6	39,8	40,3	0,5	35,4	33,1	1,12	1,42	27,79	-0,10

Tableau K. 4 : Résultats du mini-essai d'écoulement en boucle du RCP Meliadine

Temps (min)	$T_{air}$ (°C)	$T_{fe}$ (°C)	$T_{fs}$ (°C)	$\Delta T_f$ (°C)	$T_{pe}$ (°C)	$T_{ps}$ (°C)	Débit (L/s)	$U$ (m/s)	$\Delta p$ (kPa/m)	Br
0					20,6	20,1				
5	15	26,7	26,9	0,2	23,6	22,5	1,05	1,33	29,18	-0,18
10	15	28,5	29,2	0,7	25,7	24,3	1,04	1,31	28,98	-0,15
15	15	30,0	30,5	0,5	26,4	25,3	1,03	1,30	29,08	-0,14
20	14	31,6	32,1	0,5	27,7	26,1	1,03	1,30	29,27	-0,13
30	13	33,4	33,9	0,5	29	27,4	1,04	1,31	29,75	-0,12
45	12	36	36,5	0,5	30,9	29,3	1,04	1,31	31,19	-0,11
60	12	38,2	39,1	1,3	32,8	30,6	1,03	1,30	35,34	-0,09

## ANNEXE L – DONNÉES DES SIMULATIONS DES ESSAIS DE MINI ÉCOULEMENT EN BOUCLE

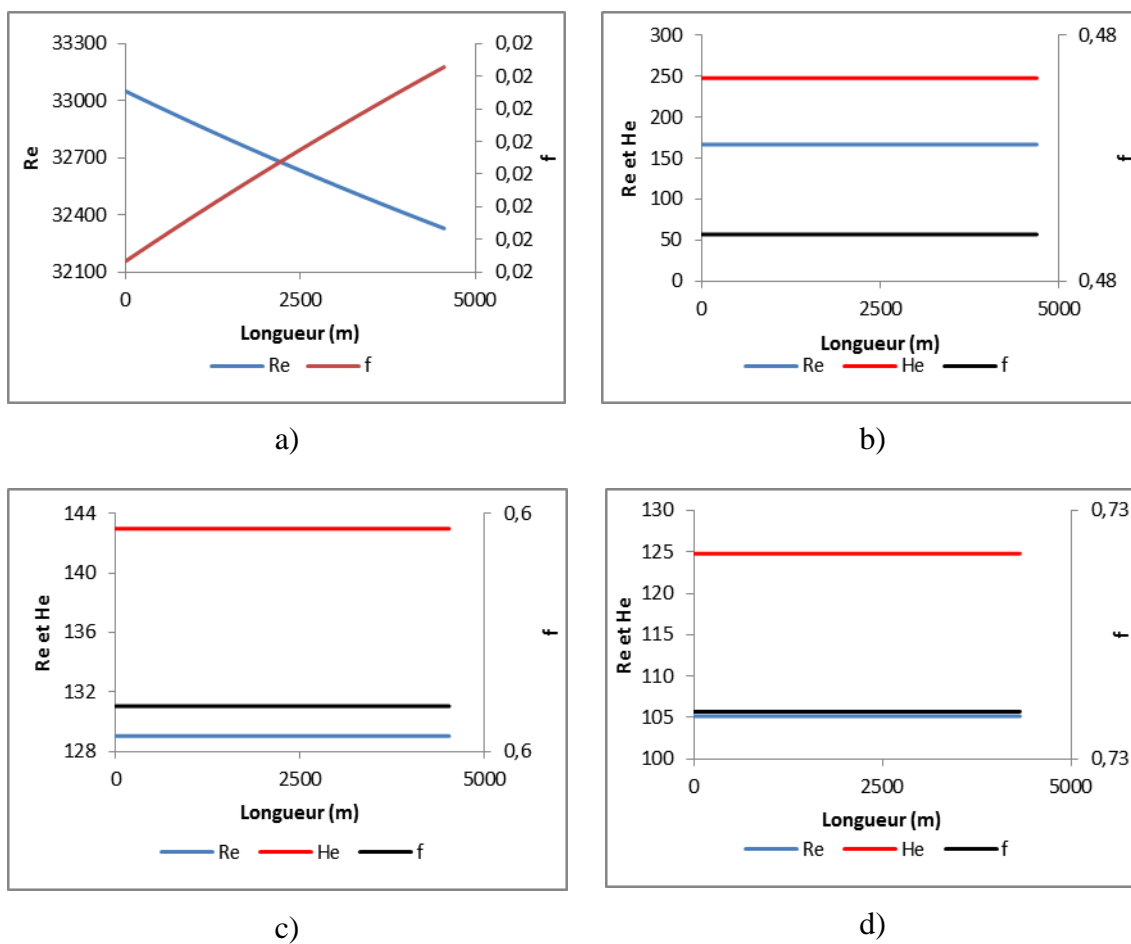


Figure L. 1 : Valeurs de  $Re$ ,  $He$  et  $f$  d'essais d'écoulement en boucle pour l'eau (a), le RP Goldex (b), le RP Meliadine (c) et le RPC Meliadine (d).

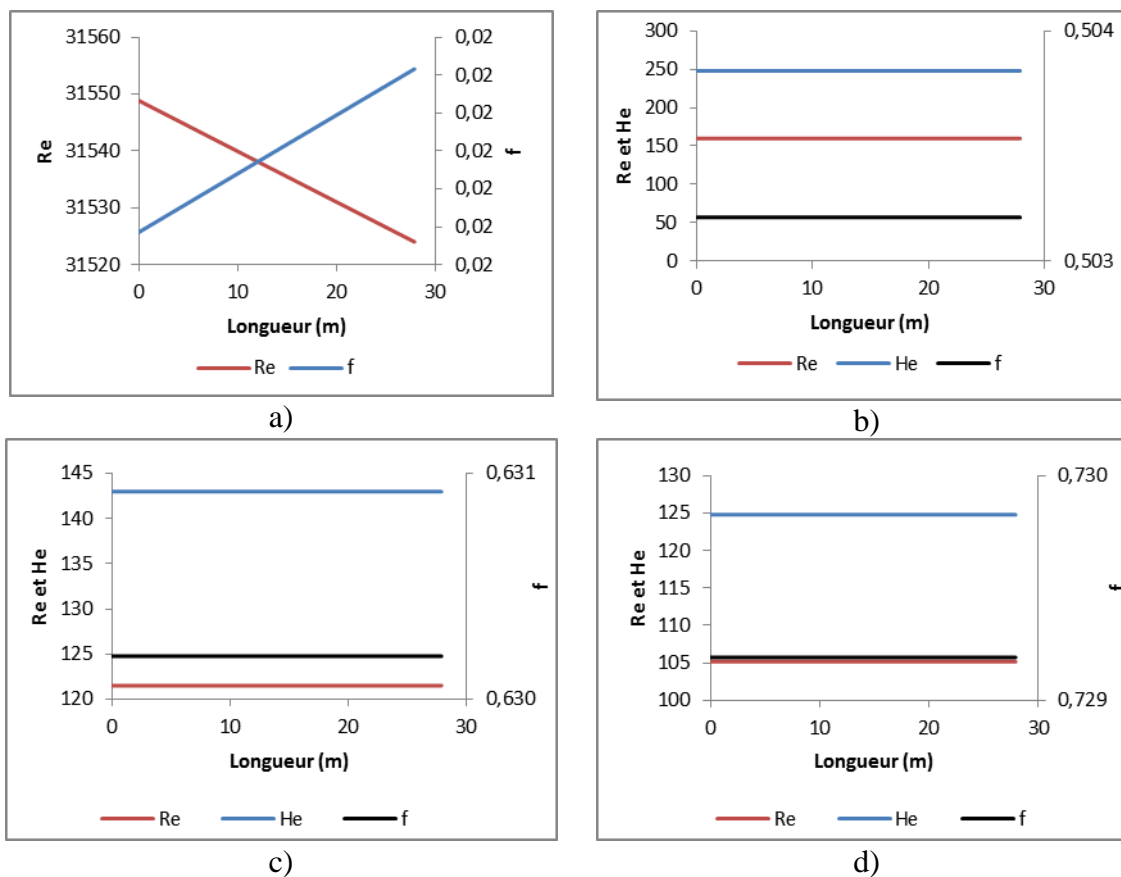


Figure L. 2 : Valeurs de  $Re$ ,  $He$  et  $f$  d'essais d'écoulement en boucle pour l'eau (a), le RP Goldex (b), le RP Meliadine (c) et le RPC Meliadine (d) pour un cycle

# **ANNEXE M – DONNÉES DE CALCUL DU NOMBRE DE NUSSELT POUR LA SIMULATION DE RCPS MELIADINE ( $C_w = 76,3\%$ )**

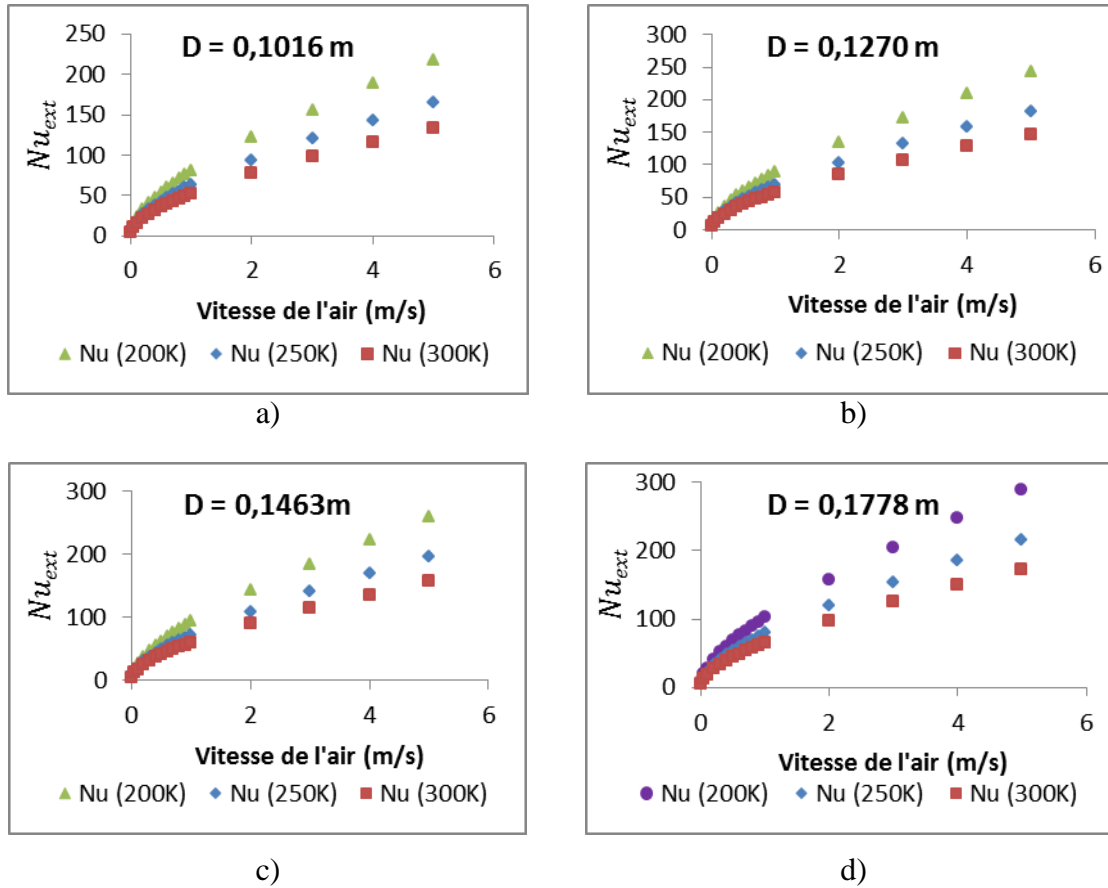


Figure M. 1 : Variation du  $Nu_{ext}$  avec la vitesse et la température de l'air pour les différents diamètres de pipeline de 2,5 cm d'épaisseur : a.  $D=0,1016 \text{ m}$  ; b.  $D=0,1270 \text{ m}$  ; c.  $D=0,1463$  ; d.  $D=0,1778 \text{ m}$

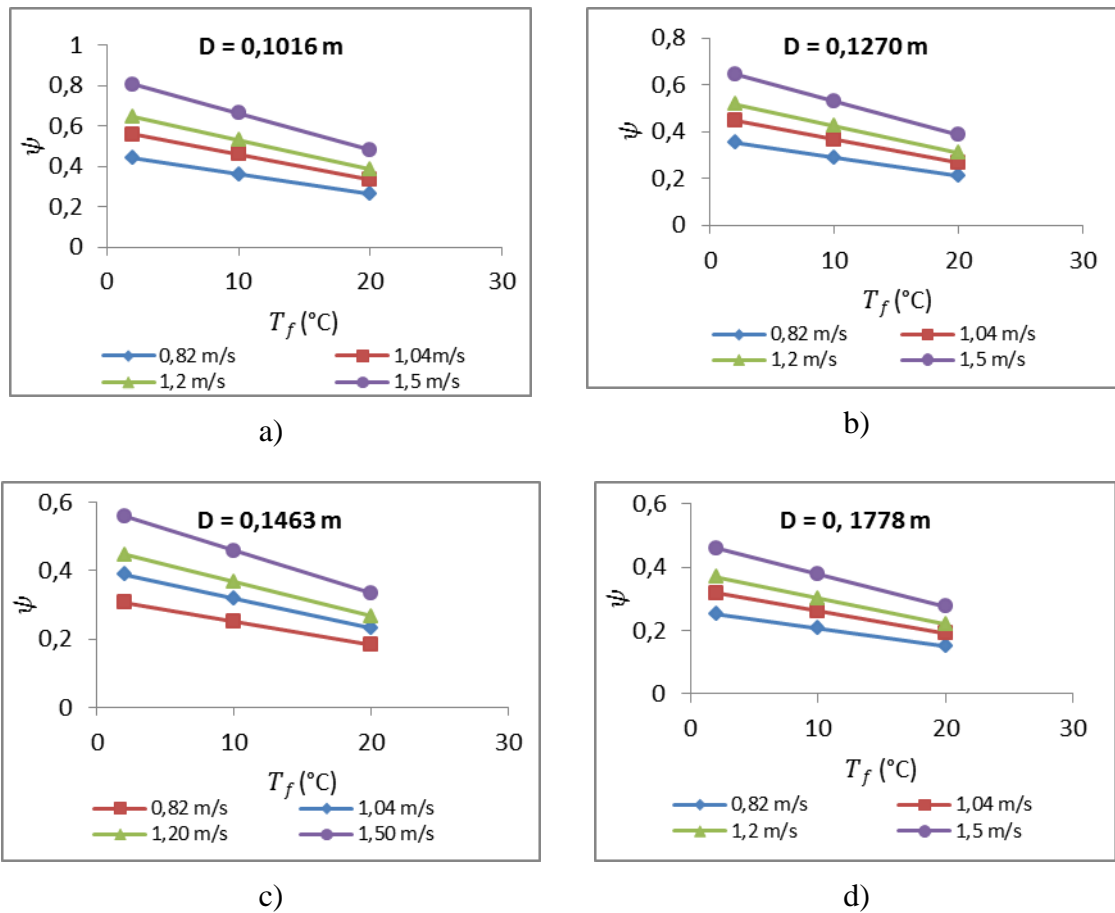


Figure M. 2 : Variation du paramètre  $\psi$  avec la température du RCPS Meliadine ( $C_w = 76,3\%$ ) pour les différents diamètres de pipeline : a.  $D = 0,1016 \text{ m}$  ; b.  $D = 0,1270 \text{ m}$  ; c.  $D = 0,1463$  ; d.  $D = 0,1778 \text{ m}$

## ANNEXE N – RÉSULTATS DES SIMULATIONS DE L'ÉCOULEMENT DU RCPS MELIADINE ( $C_w = 76,3\%$ ) À LA VITESSE DE 0,82 M/S

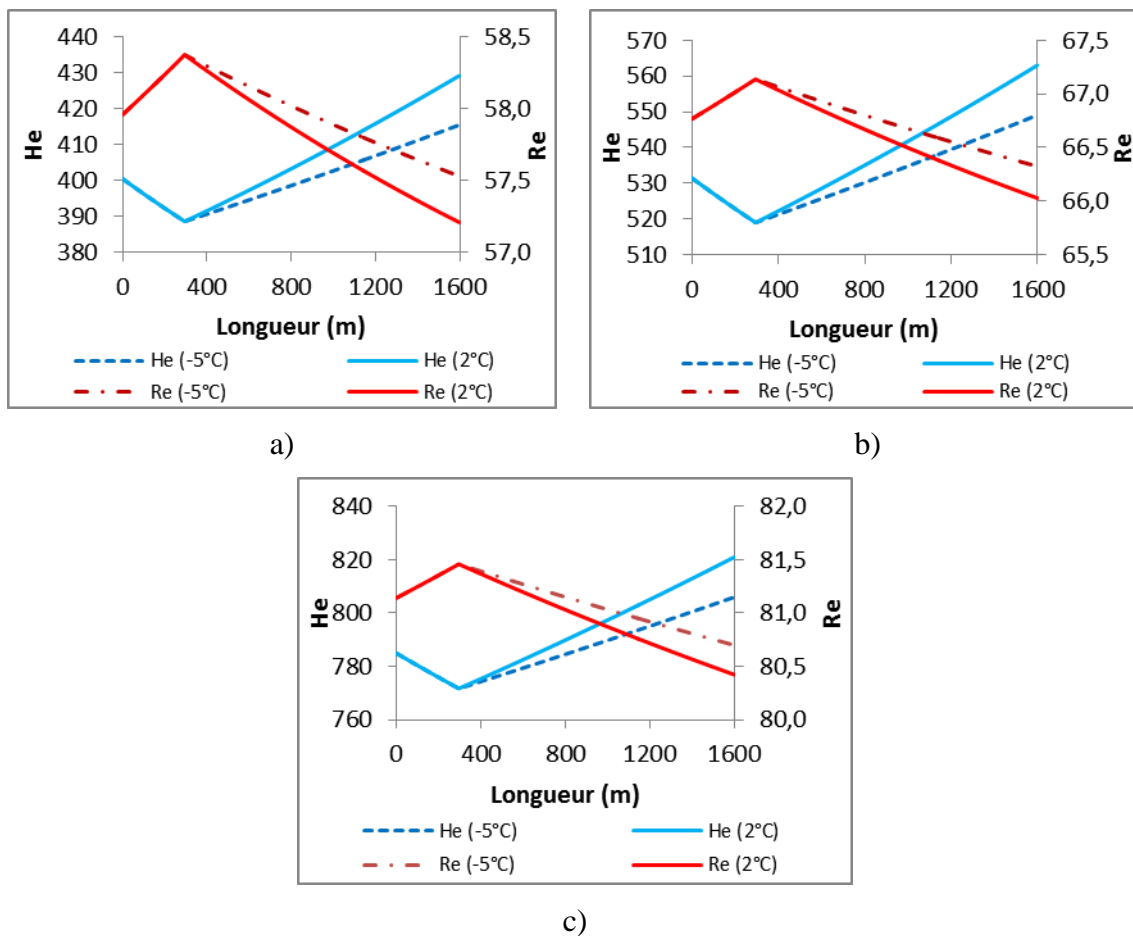


Figure N. 1 : Variations de He et Re du RCPS en écoulement à la vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1270 m (a), 0,1463 m (b) et 0,1778 m (c) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

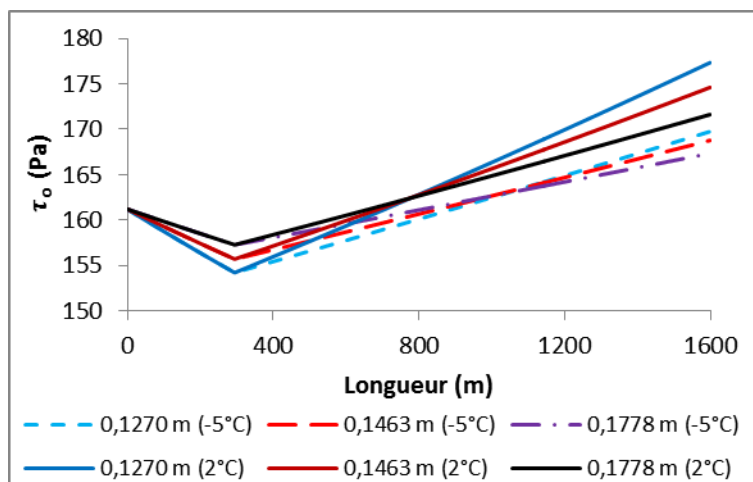


Figure N. 2 : Variations  $\tau_0$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

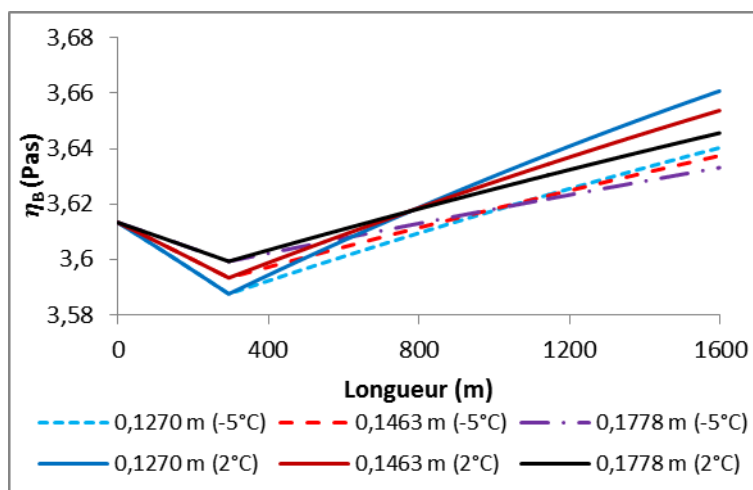


Figure N. 3 : Variations  $\eta_B$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 0,82 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

# **ANNEXE O – RÉSULTATS DES SIMULATIONS DE L'ÉCOULEMENT DU RCPS MELIADINE ( $C_w = 76,3\%$ ) À LA VITESSE DE 1,04 M/S**

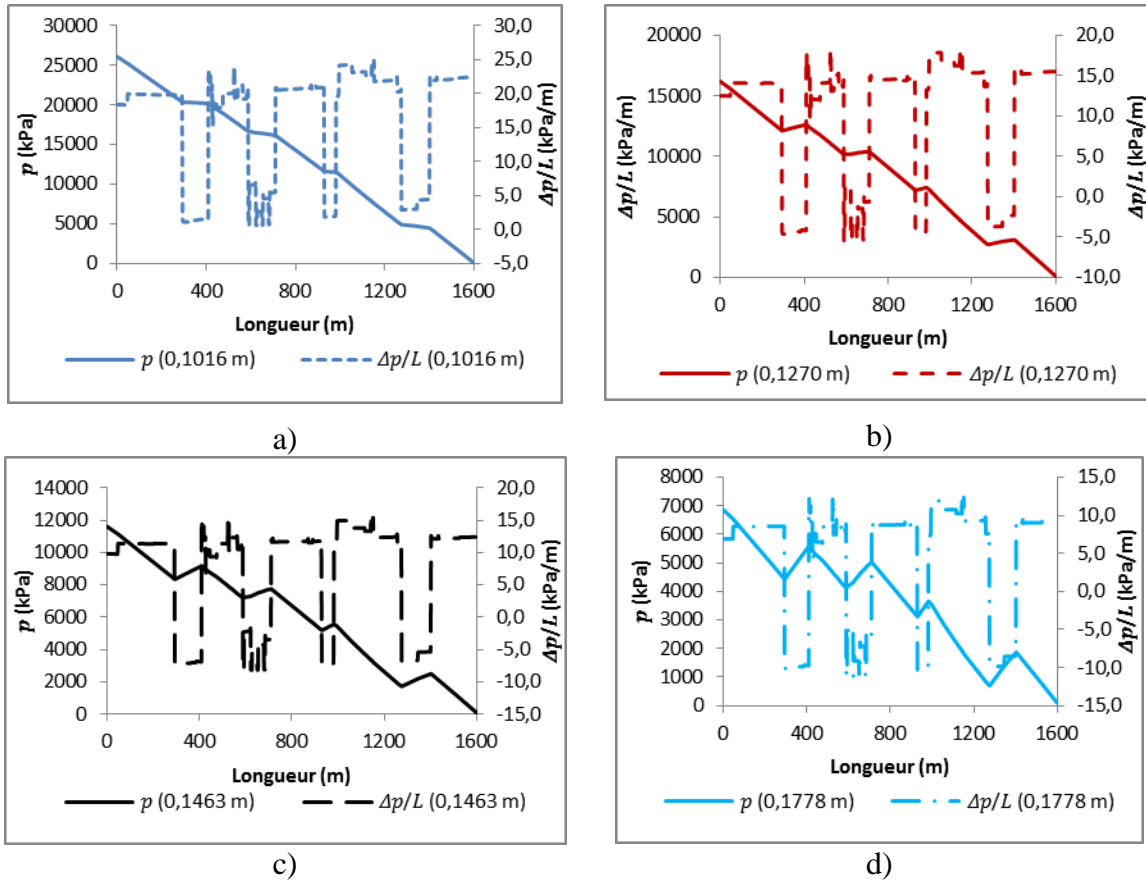


Figure O. 1 : Pressions et pertes de charge du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de 2°C.

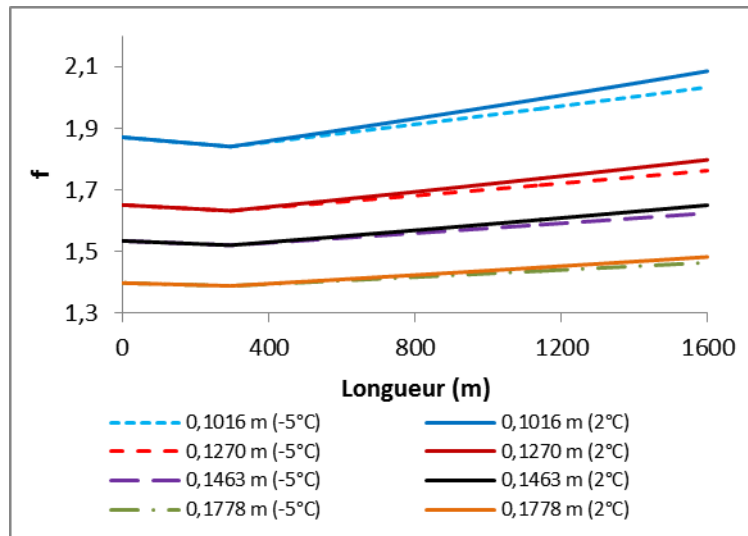


Figure O. 2 : Variation des coefficients de frottement dans le réseau de distribution du RCPS pour des diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.

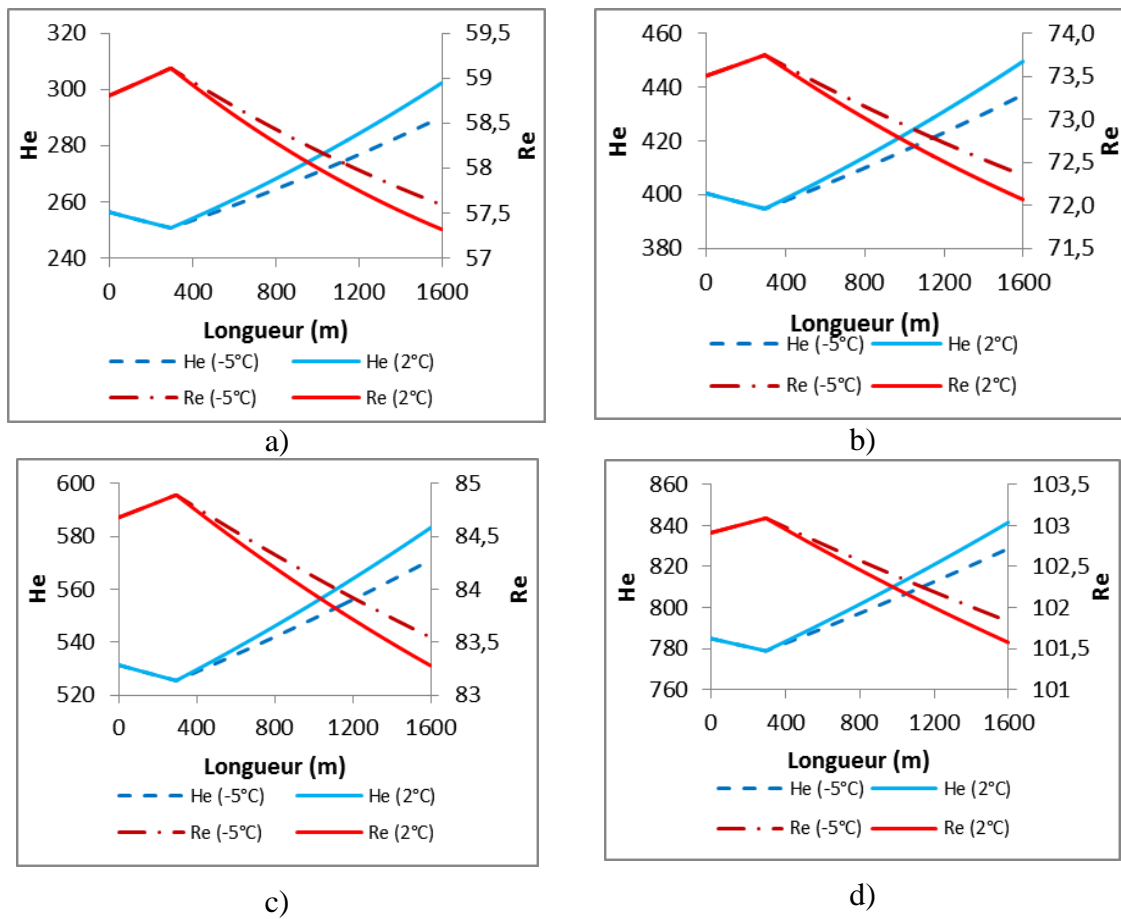


Figure O. 3 : Variations de He et Re du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

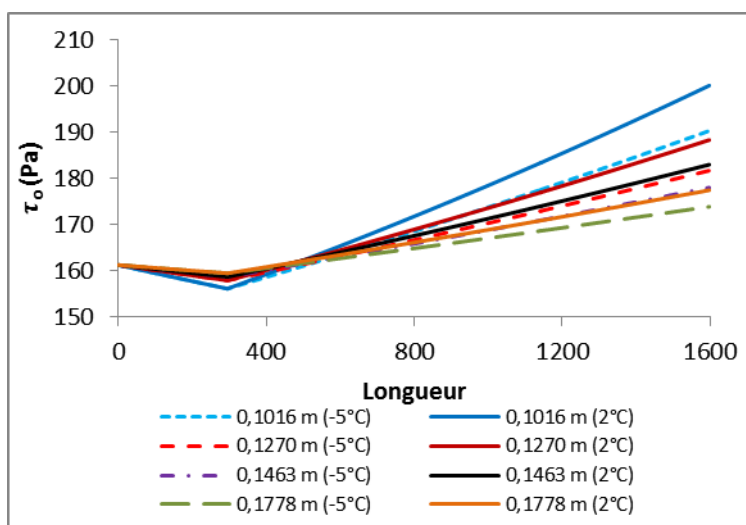


Figure O. 4 : Variations  $\tau_o$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

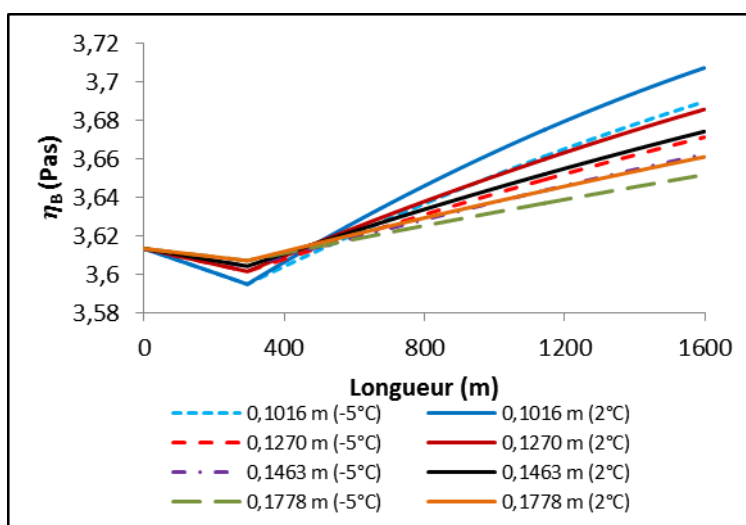


Figure O. 5 : Variations  $\eta_B$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,04 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

# **ANNEXE P – RÉSULTATS DES SIMULATIONS DE L'ÉCOULEMENT DU RCPS MELIADINE ( $C_w = 76,3\%$ ) À LA VITESSE DE 1,2 M/S**

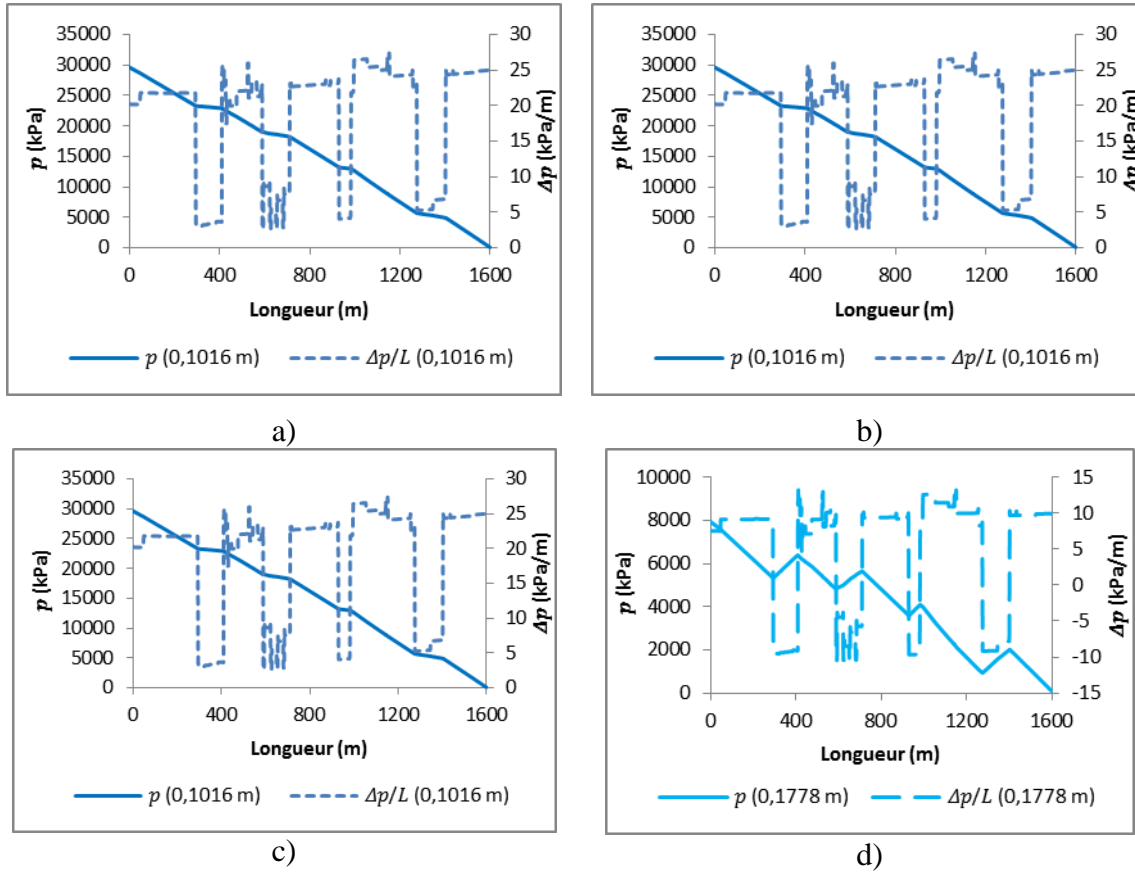


Figure P. 1 : Pressions et pertes de charge du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de 2°C.

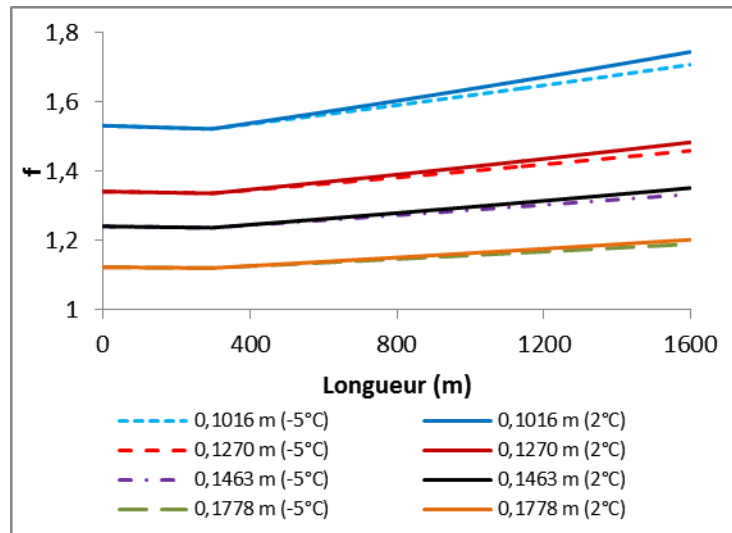


Figure P. 2 : Variation des coefficients de frottement dans le réseau de distribution du RCPS pour des diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.

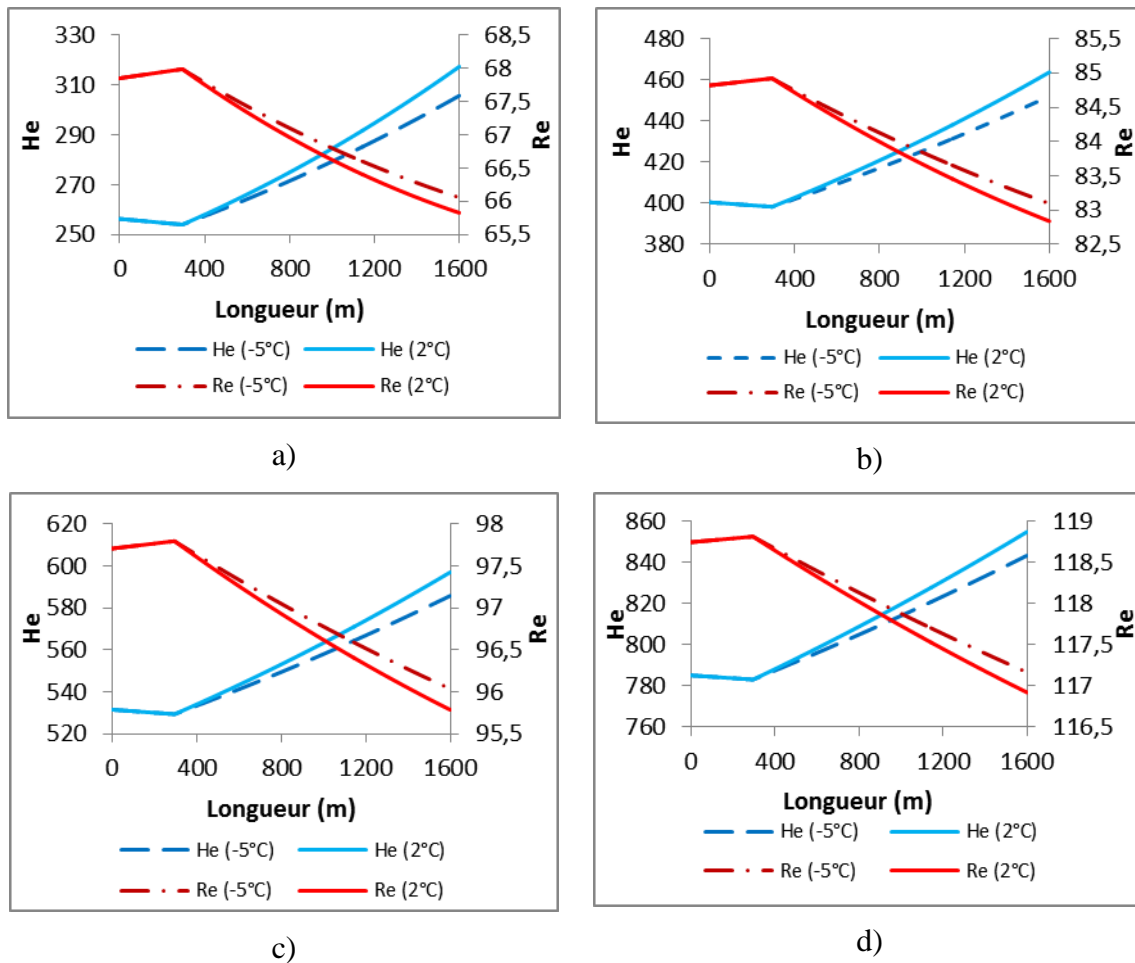


Figure P. 3 : Variations de He et Re du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a) 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

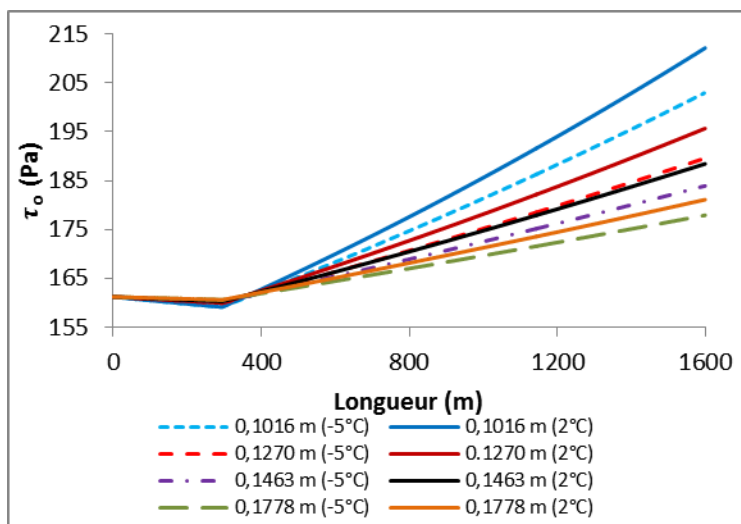


Figure P. 4 : Variations  $\tau_o$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

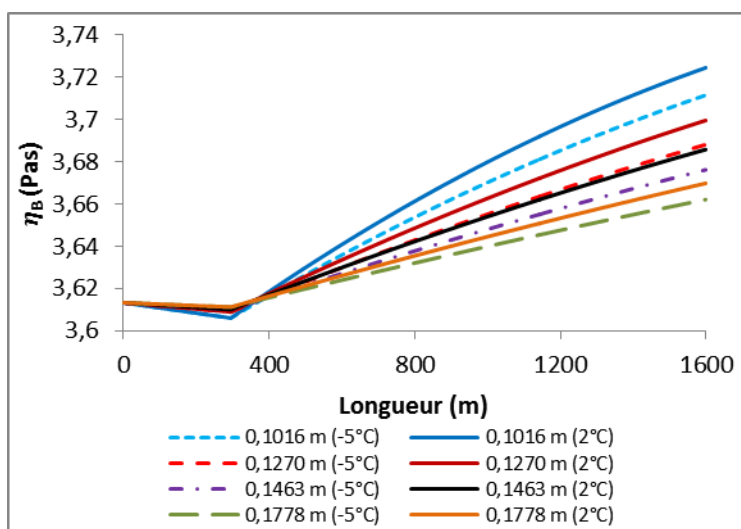


Figure P. 5 : Variations  $\eta_B$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,2 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

## ANNEXE Q – RÉSULTATS DES SIMULATIONS DE L'ÉCOULEMENT DU RCPS MELIADINE ( $C_w = 76,3\%$ ) À LA VITESSE DE 1,5 M/S

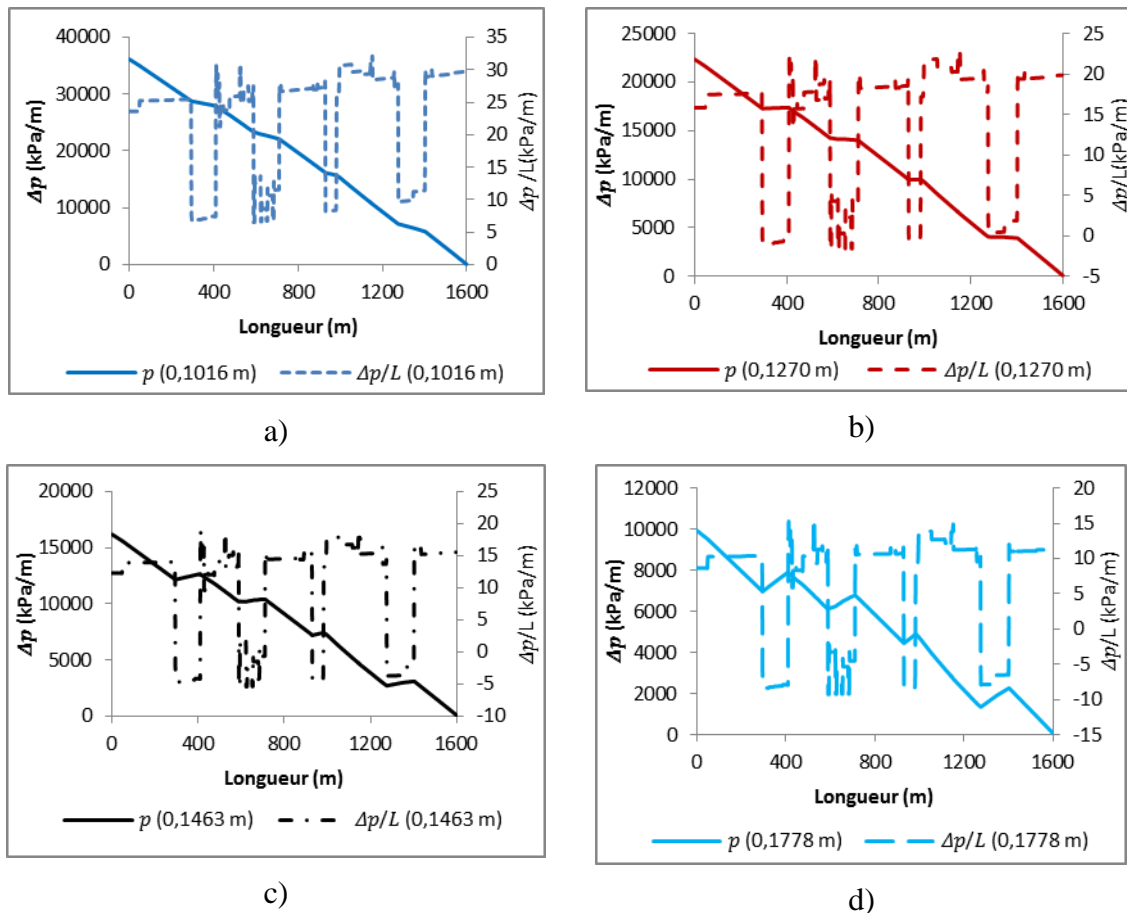


Figure Q. 1 : Pressions et pertes de charge du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a), 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) pour une température souterraine externe de 2°C.

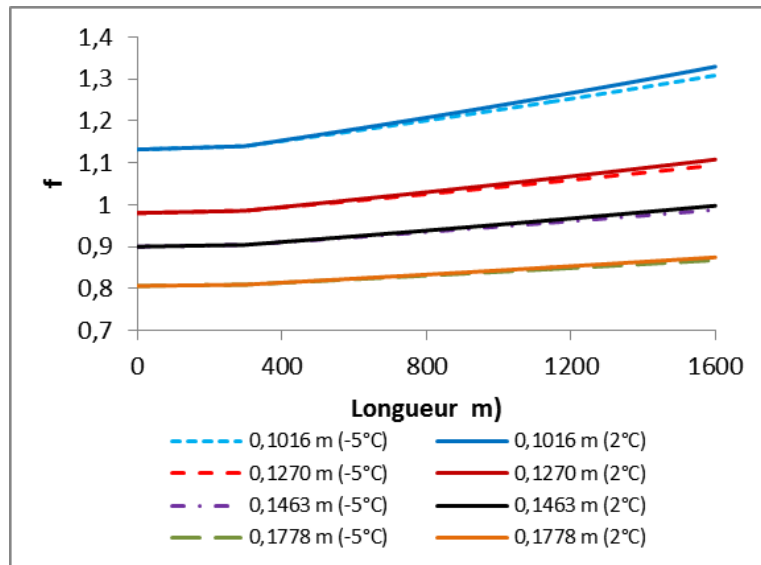


Figure Q. 2 : Variation des coefficients de frottement dans le réseau de distribution du RCPS pour des diamètres internes de 0,1016 m, 0,1270 m, 0,1463 m et 0,1778 m et des températures externes souterraines de -5°C et 2°C.

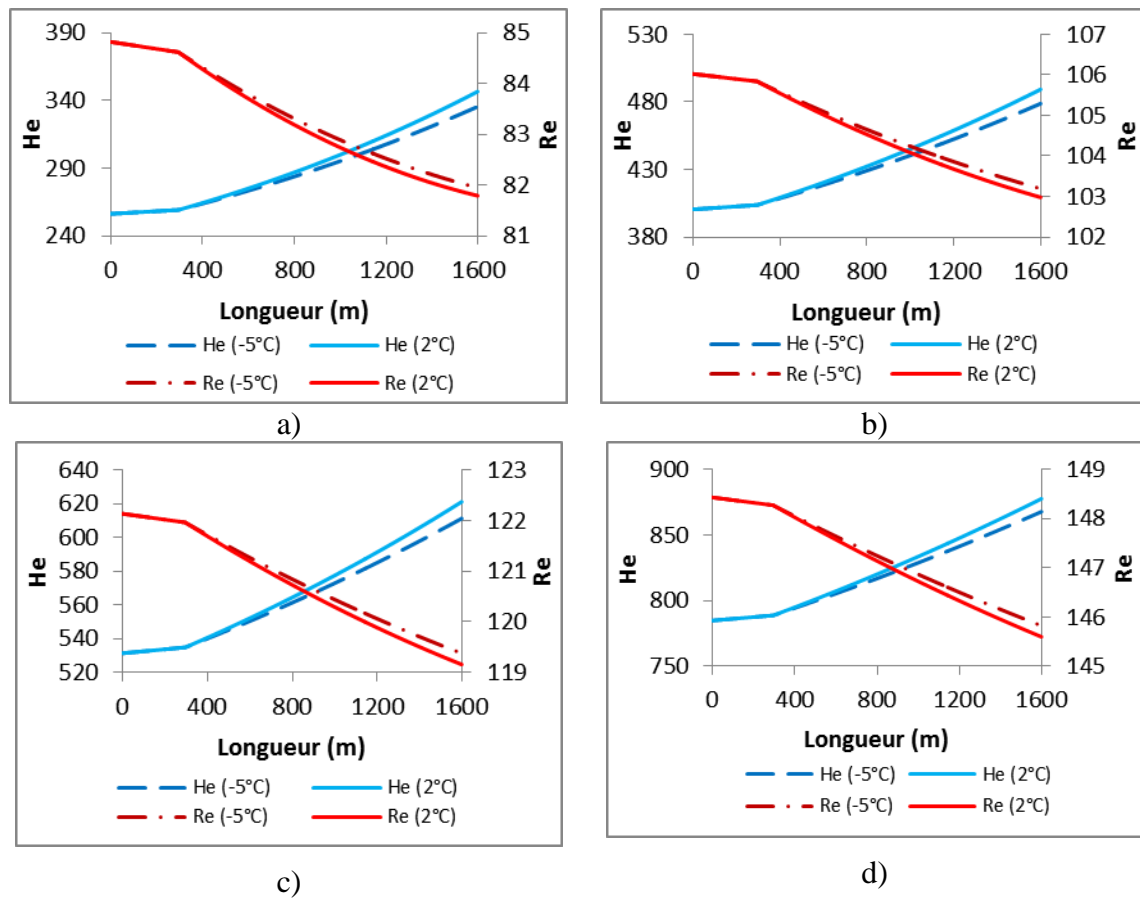


Figure Q. 3 : Variations de He et Re du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m (a) 0,1270 m (b), 0,1463 m (c) et 0,1778 m (d) à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

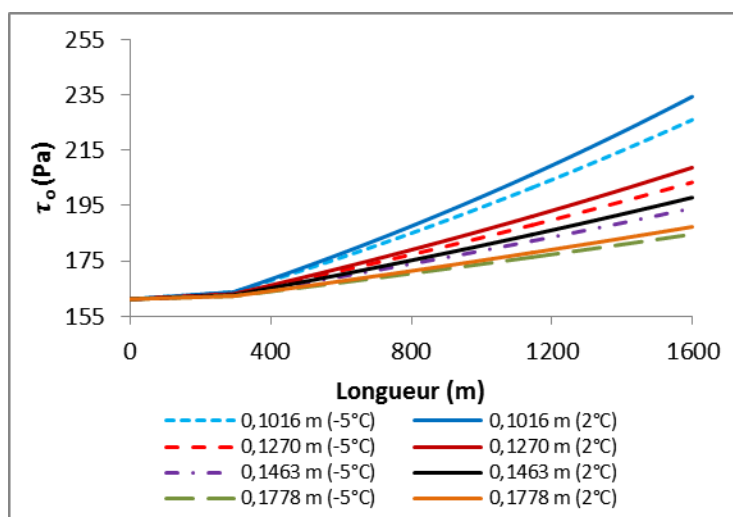


Figure Q. 4 : Variations  $\tau_o$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m , 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.

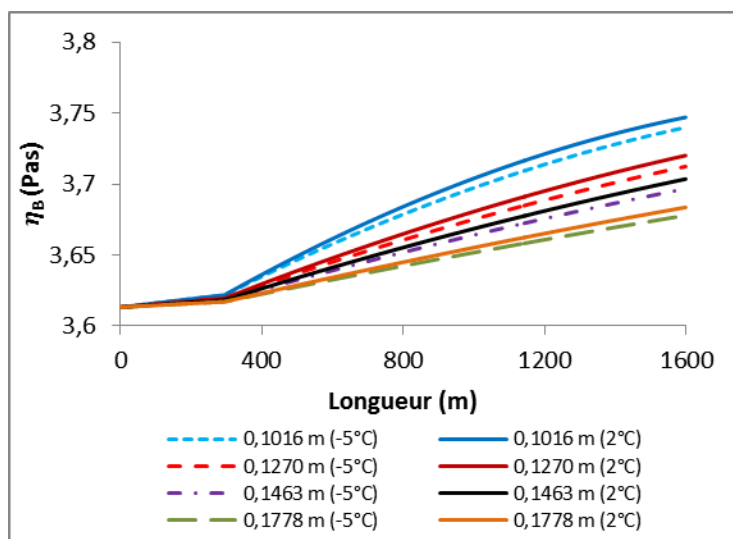


Figure Q. 5 : Variations  $\eta_B$  du RCPS en écoulement à la vitesse de 1,5 m/s dans le réseau de distribution de diamètres internes de 0,1016 m , 0,1270 m , 0,1463 m et 0,1778 m à des températures extérieures souterraines de -5°C et 2°C.