PolyPublie
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Simulation d'un réservoir de sédimentation appliqué à un système géothermique ouvert
Auteur: Author:	Dorian Hernandez
Date:	2023
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Hernandez, D. (2023). Simulation d'un réservoir de sédimentation appliqué à un système géothermique ouvert [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/54876/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/54876/
Directeurs de recherche: Advisors:	Philippe Pasquier, & François Guibault
Programme: Program:	Génie énergétique

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
affiliée à l'Université de Montréal

Simulation d'un réservoir de sédimentation appliqué à un système géothermique ouvert

DORIAN HERNANDEZ
Département des génies civil, géologique et des mines

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie énergétique

Août 2023

© Dorian Hernandez, 2023.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Simulation d'un réservoir de sédimentation appliqué à un système géothermique ouvert

présenté par **Dorian HERNANDEZ**
en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

André GARON, président
Philippe PASQUIER, membre et directeur de recherche
François GUIBAULT, membre et codirecteur de recherche
Tew-Fik MAHDI, membre

REMERCIEMENTS

Je souhaite tout d'abord remercier mes directeurs, les professeurs Philippe Pasquier et François Guibault pour leur encadrement. "Avec une maîtrise recherche, tu vas avant tout apprendre à devenir un expert" ce sont les mots qui m'ont convaincu d'entamer ce projet de deux ans avec eux. Ce fut très agréable de travailler à leurs côtés. Nos rencontres hebdomadaires et nos discussions du midi étaient toujours d'une aide pertinente, que ce soit pour me recentrer sur mes objectifs, pour me poser de nouvelles questions, pour m'assurer que ma démarche de recherche était cohérente ou bien encore pour être à l'écoute de mes enjeux du moment. J'ai beaucoup apprécié la liberté et la confiance qu'ils m'ont accordées, créant un cadre de travail incroyable, m'ayant permis de m'épanouir autant dans mon travail que dans ma vie personnelle. J'aimerai terminer avec ces deux mots qui selon moi vous caractérisent fortement : professionnel et humain.

Je souhaite aussi remercier mes collègues, notamment Léo Cerclet qui a expérimenté par le passé des problèmes de convergences similaires aux miens. Il a été à l'écoute et comprenait mes enjeux numériques. Nos échanges étaient toujours pertinents, avec de bons conseils : "Une variable à la fois". Je remercie aussi Gabriel Dion, l'expert du groupe de géothermie en post-traitement Matlab, toujours là pour suggérer des embellissements de mes graphiques et figures. Merci pour ses conseils et son aide dans la gestion de mes données. Merci aussi à Louis Jascques, toujours là pour donner des conseils et m'orienter vers les bonnes personnes. Christopher Rose, l'expert de Latex, merci pour ton aide sur mes problèmes de compilation. Merci aussi à Laurence Champagne-Péladeau, m'a collègue de bureau, toujours partante pour une pause thé et à l'écoute de mes post-rencontres avec mes directeurs. Je remercie aussi le reste de l'équipe pour leur professionnalisme, leur bonne humeur et leur joie de vivre.

Je remercie aussi Jérôme Leroy pour son aide dans l'élaboration de mes protocoles expérimentaux.

Je tiens également à remercier les partenaires de la *Chaire de recherche en géothermie* pour leur support.

Finalement, je remercie mes amis, mes proches et ma famille de m'avoir soutenu ces deux dernières années.

RÉSUMÉ

Les systèmes géothermiques ouverts de basse température font partie des sources d'énergie renouvelable utilisant directement l'eau souterraine comme fluide caloporteur. Parmi eux, les systèmes de puits à colonne permanente et puits d'injection, couplés à une pompe à chaleur, peuvent subvenir de façon efficace aux besoins en chauffage et en climatisation de bâtiments, notamment en période de pointe. De par la présence de matière organique et inorganique dans l'eau souterraine opérée par un système ouvert, l'utilisation du puits d'injection est délicate et sujette dans certains cas à des phénomènes de colmatage. En partie provoqué par la présence de particules solides provenant du roc entourant le puits à colonne permanente, le colmatage des puits d'injection peut induire des pertes de performance du système global non désirable et des besoins de maintenance supplémentaires. De ce fait, ce mémoire présente l'étude d'un réservoir de sédimentation, considéré comme une potentielle solution passive permettant de réduire la quantité de particules solides allant au puits d'injection d'un système géothermique ouvert, afin de prévenir d'éventuels phénomènes de colmatage.

Suite à une revue exhaustive des différents types de réservoirs de sédimentation, des principaux comportements de ces derniers et des différentes approches de modélisations existantes, un modèle numérique 3D d'un réservoir de sédimentation a ainsi été réalisé sur la base de données expérimentales typiques de puits à colonne permanente et de puits d'injection. Il s'agit alors d'un modèle multiphasique à phases dispersées capable de prédire l'écoulement turbulent, le transport de sédiments, ainsi que le processus de sédimentation dans un réservoir. Validé sur la base de données expérimentales provenant de la littérature et se rapprochant des conditions de fonctionnements attendues, le comportement du modèle a par la suite été analysé pour différentes géométries potentielles de réservoirs de sédimentation et pour différentes données expérimentales typiques de puits à colonne permanente et de puits d'injection. Les impacts du débit d'entrée et de la taille des particules sur le processus de sédimentation et sur l'efficacité du réservoir ont notamment été analysés. De même que l'impact de la longueur du réservoir et de l'ajout de déflecteurs.

Les résultats obtenus mettent en avant la capacité d'un réservoir de sédimentation à réduire la quantité de particules solides allant au puits d'injection, permettant ainsi de réduire l'apparition des phénomènes de colmatage. En effet, avec des efficacités de réservoir variant de 46.8% à 85% et une capacité à récupérer 100% des classes de particules de plus gros diamètre, il existe un réel potentiel de réduction des phénomènes de colmatage. Les résultats mettent aussi en avant la diminution de l'efficacité d'un réservoir avec l'augmentation du

débit, de même qu'une capacité à récupérer davantage les particules de plus gros diamètres (plus lourdes). L'augmentation de l'efficacité du réservoir avec la longueur du réservoir ressort nettement, ainsi que les avantages d'un déflecteur en entrée pour dissiper l'énergie de l'écoulement et diriger les particules vers le fond.

Finalement, une conclusion pratique sur le potentiel usage d'un réservoir de sédimentation pour réduire la quantité de sédiments allant au puits d'injection d'un système ouvert a été réalisée. De même, qu'une ouverture sur l'usage de ce modèle, les améliorations possibles et sa capacité à pouvoir servir de jumeau numérique pour de potentielles expérimentations futures.

ABSTRACT

Ground heat exchanger used with heat pumps has the potential to lower energy consumption and greenhouse gas emissions. In particular, the standing column well, which is a category of ground heat exchanger that uses directly the groundwater as the heat transfer medium. Standing column wells are usually coupled with an injection well to enhance the advection process and the overall efficiency of the geothermal system during peak power periods. Due to the sediment load present in groundwater, water reinjection tends to clog the aquifer, making it less permeable, and in the worst case, leading to undesirable overflows. To avoid this problem, the use of a sedimentation tank placed before the injection well is investigated.

To assess the feasibility of this solution, a fully coupled numerical model has been developed based on standard standing column wells conditions and on laboratory analysis performed on sediments. The model is capable to predict the fluid dynamics and settling processes inside a tank. A validation of the numerical model has been done based on experimental data from the literature. After that, the behavior of the tank and the capacity of the tank to collect sediments have been investigated for different flow rates and different geometries.

Results show that a conventional sedimentation tank can reduce the sediment concentration in the groundwater returned to the aquifer for different flow rate conditions. Indeed, with tank efficiencies ranging from 46.8% to 85% and a capacity to recover 100% of the largest particles, there is real potential for reducing clogging phenomena. The tank behavior is also consistent with the literature. At a higher flow rate, the efficiency of the tank is lesser than a low flow rate. Bigger particles are more likely to settle. Also, an increase of the efficiency appears with an increase of the length of the tank. Results also show that for the typical inlet hydraulics and sediments properties used, inlet baffles seem to enhance tank efficiency, reducing the inlet kinetic energy of the flow and keeping a low footprint.

Finally, a practical conclusion on the capacity of a sedimentation tank to reduce the sediments going to an injection well of an open-loop geothermal system is presented. Also, advice on the use and the limits of the model for future experimental validations are given.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS iii

RÉSUMÉ iv

ABSTRACT vi

TABLE DES MATIÈRES vii

LISTE DES TABLEAUX x

LISTE DES FIGURES xi

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS xv

LISTE DES ANNEXES xvi

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1
1.1 Contexte et problématique 1
1.1.1 Défis de la transition énergétique 1
1.1.2 Potentiel de la géothermie de basse température 2
1.1.3 Les puits à colonne permanente (PCP) 2
1.1.4 Le colmatage du puits d'injection (PI) 4
1.2 Objectif de la recherche 4

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 7
2.1 Comportement des réservoirs de sédimentation 7
2.1.1 Processus de base de sédimentation en réservoir 7
2.1.2 Phénomènes de transport des particules discrètes 11
2.1.3 Phénomènes hydrodynamiques 15
2.2 Modélisation numérique des réservoirs de sédimentation 20
2.2.1 Les premiers modèles numériques 2D 20
2.2.2 Approches multiphasiques actuelles 21
2.2.3 Modélisation de la turbulence 23
2.3 Impact de la géométrie interne sur l'efficacité des réservoirs 25
2.3.1 Entrée haute et déflecteur 26
2.3.2 Entrée basse et déflecteur 27

2.3.3 Importance des forces de gravité . . . 27
2.3.4 Plaques perforées . . . 28
2.3.5 Plaques inclinées et effet Boycot . . . 28
2.4 Synthèse . . . 28

CHAPITRE 3 OBJECTIFS . . . 30

CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE . . . 32
4.1 Caractérisation du réservoir . . . 32
4.1.1 Géométrie du réservoir . . . 32
4.1.2 Caractérisation hydraulique . . . 33
4.1.3 Caractérisation des sédiments . . . 33
4.2 Comportements attendus . . . 35
4.2.1 Temps de réponse de particules et nombre de Stokes . . . 36
4.2.2 Nombre de Froude en entrée . . . 37
4.2.3 Dimensionnement de Hazen . . . 37
4.3 Le modèle mathématique . . . 38
4.3.1 Hypothèses et choix du modèle de mélange . . . 38
4.3.2 Équations du modèle de mélange . . . 39
4.4 Le modèle numérique . . . 43
4.4.1 Conditions aux limites . . . 43
4.4.2 Maillage . . . 44
4.4.3 Algorithme numérique . . . 47
4.5 Interprétation des résultats . . . 48
4.5.1 Efficacité du réservoir . . . 49
4.5.2 Critère de sédimentation . . . 50

CHAPITRE 5 VALIDATION . . . 51
5.1 Validation de l'écoulement turbulent . . . 51
5.1.1 Le modèle 2D de comparaison . . . 51
5.1.2 Hydrodynamique . . . 52
5.2 Validation du couplage fluide - particule . . . 53
5.2.1 Le modèle 2D de comparaison . . . 53
5.2.2 Transport des sédiments . . . 54
5.2.3 Capture des courants de densité sédimentaire . . . 56
5.3 Synthèse . . . 58

CHAPITRE 6 RÉSULTATS ET DISCUSSIONS - COMPORTEMENTS SIMULÉS DE RÉSERVOIRS 59
6.1 Limites d'un modèle 2D 59
6.1.1 Hypothèses de modélisation 2D 59
6.1.2 Résultats 2D vs 3D 60
6.1.3 Synthèse du modèle 2D 61
6.2 Comportement du modèle 3D - L = 5 m 62
6.2.1 $1^{ère}$ étape - écoulement seul 63
6.2.2 $2^{ème}$ étape - modèle de mélange 65
6.2.3 Réduction d'ordre du modèle et synthèse des résultats 73
6.3 Impact de la géométrie 76
6.3.1 Impact de la longueur 76
6.3.2 Impact de l'ajout de déflecteurs 80
6.3.3 Synthèse de l'impact de la géométrie 82

CHAPITRE 7 CONCLUSION 84
7.1 Synthèse des travaux 84
7.2 Limitations de la solution proposée 86
7.3 Améliorations futures 86

RÉFÉRENCES 88

ANNEXES 96

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4.1 Nombre de Stokes selon les diamètres extrêmes de particules. 36
Tableau 4.2 Nombre de Froude en entrée de réservoir pour les débits extrêmes de 20 l/min et 50 l/min. 37
Tableau 4.3 Constantes du modèle de turbulence - tirée de COMSOL (2023). 43
Tableau 4.4 Caractéristiques des maillages testés. 45
Tableau 4.5 Bilans des masses, erreurs et efficacités du réservoir pour les 3 maillages. 47
Tableau 5.1 Caractéristiques des sédiments entrants dans le réservoir de Krebs et al. (1998). 55
Tableau 6.1 Caractérisation des modèles 2D et 3D de réservoirs. 60
Tableau 6.2 Caractéristiques des sédiments entrants dans le réservoir - issues de l'analyse PSD. 62
Tableau 6.3 Caractéristiques du maillage 3D - L = 5 m. 63
Tableau 6.4 Caractéristiques du maillage du modèle 3D P1+P1 - L = 5 m. 73
Tableau 6.5 Efficacités globales du réservoir au sens de Hazen et simulées selon la longueur du réservoir et le débit. 80
Tableau 6.6 Efficacité globale du réservoir pour les différents cas avec déflecteurs haut (H), bas (B) et sans déflecteurs (SD), pour les débits de 20 l/min et 50 l/min. 81

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Structure d'un PCP - modifié de Nguyen et al. (2015). 3
Figure 1.2 Implantation d'un réservoir de sédimentation dans un système PCP - modifié de Nguyen et al. (2015). 5
Figure 2.1 Schéma d'un réservoir idéal - inspiré de Camp (1946). 8
Figure 2.2 Schéma de principe de la sédimentation discrète d'une particule dans un fluide au repos. 9
Figure 2.3 Impact du diamètre des particules sur l'efficacité des réservoirs de sédimentation. 10
Figure 2.4 Critère de mise en mouvement de Hjulstrom - inspiré de (Hjulstrom, 1935). 11
Figure 2.5 Critère de mise en mouvement de Shields-Yalin - inspirée de Yalin (1972). 12
Figure 2.6 Évolution du coefficient de trainée avec le nombre de Reynolds de particule - corrélation de Schiller & Naumann (1935). 13
Figure 2.7 Hydrodynamique interne - inspiré de Zhou et al. (1992). 16
Figure 2.8 Lignes de courant pour différentes plages de valeurs de nombre de Reynolds et de Froude en entrée - modifié de Tamayol et al. (2010). 17
Figure 2.9 Phénomènes des courants de densité thermique - modifié de Goula et al. (2008b) 18
Figure 2.10 Comparaison de différents modèles de turbulence sur l'efficacité de réservoir - tiré de Vahidifar et al. (2019) 25
Figure 4.1 Schéma simplifié du réservoir de sédimentation de PremierTech (2023). . 32
Figure 4.2 Échantillon d'eau souterraine prélevée. 34
Figure 4.3 Montage de filtration de type Buchner. 35
Figure 4.4 Résultats de l'analyse par diffraction laser. 36
Figure 4.5 Vitesse de sédimentation de Stokes $V_0(d)$ (équation 4.1) (a) et évolution de la surface de sédimentation théorique au sens de Hazen S_{plat} (b). . . 38
Figure 4.6 Conditions aux limites du modèle numérique utilisées pour simuler un réservoir de sédimentation. 44
Figure 4.7 Maillage grossier du réservoir. 45
Figure 4.8 Profil de vitesse dans le plan de symétrie le long du réservoir pour trois maillages différents, avec x/L la longueure adimensionnées. 46
Figure 4.9 Profil de concentration dans le plan de symétrie le long du réservoir pour trois maillages différents, avec x/L la longueure adimensionnée. 46

Figure 4.10 Nombre de Peclet dans le plan de symétrie du réservoir pour le maillage fin et un débit de 20 l/min. 49
Figure 5.1 Géométrie du réservoir expérimental de Shahrokhi et al. (2013) avec déflecteur. 52
Figure 5.2 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Shahrokhi et al. (2013) (×) avec u/U_e la vitesse adimensionnée de l'écoulement selon x par rapport à la vitesse d'entrée - cas sans déflecteur. 52
Figure 5.3 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Shahrokhi et al. (2013) (×) - cas avec déflecteur. 53
Figure 5.4 Géométrie du réservoir expérimental de Krebs et al. (1998). 54
Figure 5.5 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.393$. 55
Figure 5.6 Profils de concentration simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.393$. 56
Figure 5.7 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.094$. 57
Figure 5.8 Profils de concentration simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.094$. 57
Figure 6.1 Équivalent 3D d'un modèle 2D de réservoir. 59
Figure 6.2 Comparaison des profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) 2D et 3D, avec u la vitesse horizontale de l'écoulement selon x. 61
Figure 6.3 Champ de vitesses ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courants dans le réservoir - sans sédiments. 63
Figure 6.4 Champ de vitesses ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) (en haut) et contrainte de cisaillement adimensionnée (en bas) dans le plan (x-y) au fond du réservoir - sans sédiments. 64
Figure 6.5 Champ de vitesses ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courants dans le réservoir - avec sédiments. 65
Figure 6.6 Champ de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courant le long du réservoir pour différents plans de coupe (y-z). 66
Figure 6.7 Champ de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courant pour différents plans de coupe (x-y). 67
Figure 6.8 Concentration (mg/l) et lignes de courant pour différents plans de coupe (y-z). 68
Figure 6.9 Concentration (mg/l) et lignes de courant pour différents plans de coupe (x-y). 69

Figure 6.10 Impact du débit sur l'efficacité E_i pour chaque classe de particule. . . . 70
Figure 6.11 Profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec une seule classe de particule de diamètre moyen $d = 13\ \mu m$ et dans le cas avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et de caractéristiques détaillées au tableau 6.2, avec x/L la longueur adimensionnée. 71
Figure 6.12 Profils de concentration (mg/l) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec une seule classe de particule de diamètre moyen $d = 13\ \mu m$ et dans le cas avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et de caractéristiques détaillées au tableau 6.2, avec x/L la longueur adimensionnée. 71
Figure 6.13 Impact du débit sur la contrainte de cisaillement adimensionnée dans le plan (x-y) au fond du réservoir. 72
Figure 6.14 Profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec interpolations P2+P1 et interpolations P1+P1 avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et un débit de 20 l/min. 74
Figure 6.15 Profils de concentration (mg/l) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec interpolations P2+P1 et interpolations P1+P1 avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et un débit de 20 l/min. 74
Figure 6.16 Comparaison des efficacités par classes de particule E_i obtenues par le modèle à interpolation P2+P1 ($\circ$) et par le modèle P1+P1 ($\times$) pour les débits de 20 l/min (en bleu) et 50 l/min (en rouge). 75
Figure 6.17 Concentration de sédiments (mg/l) et lignes de courants pour différentes longueurs de réservoir et pour un débit de $Q = 20$ l/min. 77
Figure 6.18 Profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour différentes longueurs et un débit de 20 l/min. 78
Figure 6.19 Profils de concentration (mg/l) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour différentes longueurs et un débit de 20 l/min. 78
Figure 6.20 Efficacités par classes de particule E_i pour différentes longueurs de réservoir et pour les débits de 20 l/min (en bleu) et de 50 l/min (en rouge). . 79
Figure 6.21 Schéma du réservoir de sédimentation avec déflecteur monté en haut et en bas. 81
Figure 6.22 Énergie cinétique turbulente k (m^2/s^2) dans les réservoirs avec déflecteur en haut (H), en bas (B) et sans déflecteur (SD) pour le débit de 50 l/min. 83

Figure A.1 Vue en coupe du réservoir de sédimentation - tirée de PremierTech (2023). 96
Figure D.1 Évolution de la fraction volumique de particule dans le canal de géométrie issue de Barton (1996) pour deux temps caractéristiques : un temps t = 400s après injection des particules (a), et un temps t = 1957s après injection des particules. 99

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

CFD	Computational fluid dynamics
DNS	Direct numerical simulation
GES	Gaz à effet de serre
GIEC	Groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat
LES	Large eddy simulation
ONU	Organisation des nations unies
PCP	Puits à colonne permanente
PI	Puits d'injection
PSD	Particle size distribution
PST	Primary sedimentation tank
RANS	Reynolds-averaged Navier-Stokes
SST	Secondary sedimentation tank
WTP	Water treatment plant
WWTP	Waste water treatment plant

LISTE DES ANNEXES

Annexe A	Géométrie réel d'un des réservoirs de PremierTech	96
Annexe B	Description du logiciel COMSOL	97
Annexe C	Formes faibles des équations du modèles de mélange et des conditions aux limites du modèles	98
Annexe D	Mise en évidence du phénomène de diffusion numérique	99

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte et problématique

1.1.1 Défis de la transition énergétique

Le bilan mitigé de la COP26 de 2021 met en évidence à l'échelle mondiale la nécessité d'une transition énergétique rapide vers les énergies propres et renouvelables. En effet, l'ONU souligne que les accords conclus à travers le Pacte de Glasgow, ne garantissent actuellement pas un réchauffement planétaire inférieur à 1.5 °C et donc le succès de l'accord de Paris (Combe, 2021). Or, comme l'a démontré le rapport du GIEC de 2015, le non-respect de ce 1.5°C aura des conséquences climatiques irréversibles et catastrophiques, notamment sur les régions vulnérables, les écosystèmes et l'être humain. Une des principales causes de ce réchauffement planétaire est l'utilisation d'énergies fossiles fortes émettrices de gaz à effet de serre (GES) tels que le pétrole, le charbon et le gaz, dont l'économie mondiale demeure encore dépendante à 80%.

À l'échelle des États, la transition énergétique fait face au défi d'une augmentation de la demande en énergie et de puissance au fur et à mesure des années. En effet, le rapport de la Chaire de gestion du secteur de l'énergie de HEC Montréal de 2023 (Whitmore & Pineau, 2023), met en évidence une augmentation constante de la demande en énergie au Québec (Canada) venant s'ajouter aux tendances d'émission de gaz à effet de serre encore loin des objectifs émis par le gouvernement pour 2030. Parmi les secteurs forts consommateurs d'énergie, les bâtiments résidentiels, commerciaux et institutionnels, représentent à eux trois 35% des consommations totales au Québec en 2020. Ces importantes consommations sont principalement dues au chauffage des bâtiments en hiver par utilisation directe de l'hydro-électricité, du bois de chauffage ou encore du gaz naturel, représentant 61% des besoins pour le résidentiel et 43% pour le commercial et l'institutionnel. Bien que l'hydro-électricité soit considérée comme une source d'énergie renouvelable, le réseau québécois doit aussi faire face à des appels de puissances en pointes de plus en plus importants, étroitement corrélés à la faible efficacité énergétique des systèmes de chauffages actuels tels que les plinthes électriques.

Ainsi, de par l'urgence climatique, l'augmentation des besoins en énergies et des pointes de puissance, la transition énergétique vers les énergies propres et renouvelables est un défi actuel majeur qui nécessite une coopération au niveau mondial et des actes concrets au niveau des états.

1.1.2 Potentiel de la géothermie de basse température

Considérée comme une source d'énergie renouvelable, la géothermie de basse température fait partie des solutions prometteuses permettant de subvenir aux besoins en chauffage et en climatisation d'un bâtiment. Composés d'un échangeur de chaleur souterrain et d'une pompe à chaleur, les systèmes géothermiques de basse température permettent d'extraire de la chaleur du sol en mode chauffage et d'en restituer en mode climatisation, avec des coefficients de performances 3 à 4 fois supérieurs aux systèmes classiques tels que les plinthes électriques. Menant ainsi à un potentiel de réduction notable de l'énergie consommée, des appels de puissance et des émissions de gaz à effet de serre (Hughes, 2008; Banks, 2008). Parmi ces systèmes, les puits à colonne permanente (PCP) présentent le double avantage d'être moins chers que les puits géothermiques en boucle fermée et de pouvoir s'intégrer plus facilement dans les environnements très urbanisés (Pasquier et al., 2016; Laroche et al., 2022).

1.1.3 Les puits à colonne permanente (PCP)

Composés d'un puits ouvert au roc de diamètre 150 mm et d'une profondeur comprise entre 75 m et 450 m (Orio et al., 2005), les PCP sont des systèmes géothermiques ouverts de basse température qui exploitent directement l'eau souterraine comme fluide caloporteur (voir Figure 1.1). Avec plus de 1000 systèmes en opération aux États-Unis d'Amérique, ce système a démontré un réel avantage pour l'économie d'énergie dans les bâtiments, en étant plus compact que les systèmes conventionnels en boucle fermée et en conduisant à des coûts de forage moins élevés pour une même production d'énergie (Orio et al., 2006). Dans un contexte de climats nordiques et des conditions géologiques québécoises, les récents travaux de Nguyen et al. (2020) ont notamment mis en avant des puissances de chauffage par mètre de forage de 140 W/m, nettement supérieures aux puissances des systèmes conventionnels en boucle fermée d'environ 50-80 W/m. Cette efficacité, les PCP la doivent à l'utilisation directe de l'eau souterraine contenue dans un aquifère faisant de la convection et de l'advection les mécanismes de transfert de chaleur prépondérants (Robert et al., 2022). Dans certains cas, les PCP sont couplés à un puits d'injection (PI) permettant de réinjecter une portion de l'eau souterraine en aval du PCP lors des périodes de pointes énergétiques. Ce processus appelé "saignée" stimule les écoulements d'eau dans les fractures du roc. Cette stimulation permet alors de renouveler l'eau opérée par le PCP avec des températures proches du sol et mène à une meilleure efficacité globale du système (Spitler et al., 2002).

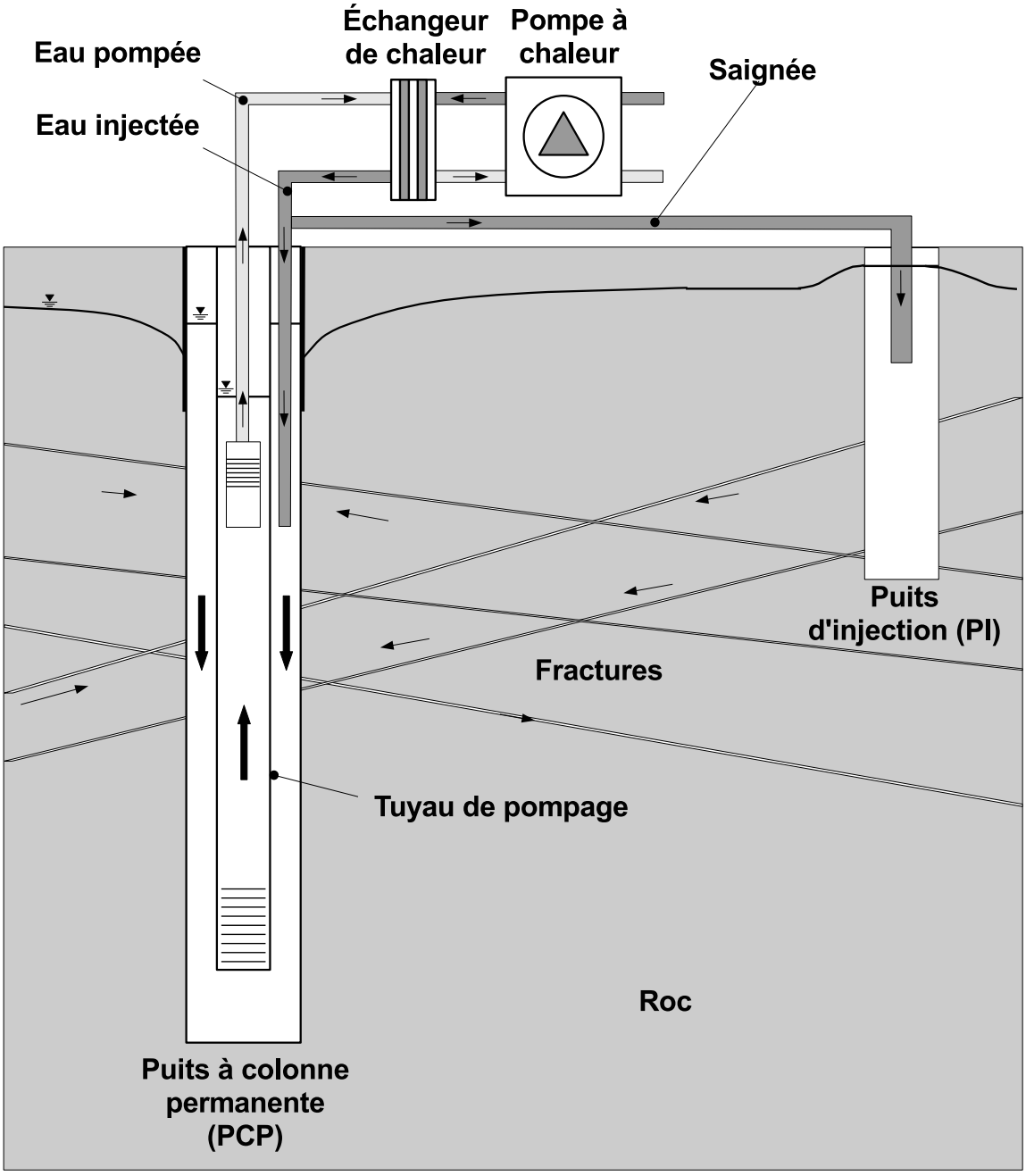


FIGURE 1.1 Structure d'un PCP - modifié de Nguyen et al. (2015).

1.1.4 Le colmatage du puits d'injection (PI)

Bien que bénéfique, l'utilisation du PI via le processus de saignée nécessite une attention particulière. En effet, les systèmes en boucle ouverte doivent faire face à trois perturbations principales liées à l'utilisation de l'eau souterraine : les précipitations minérales, la croissance biologique et le transport des sédiments (Bakema, 2001). Pouvant impacter différents éléments d'un système ouvert, la liste plus ou moins exhaustive de Bakema et al. (2001), ainsi que les observations récentes de Gjengedal et al. (2018), mettent en avant que la structure la plus touchée par ces perturbations est le PI, avec le phénomène de colmatage de ce dernier. Principalement dû à la présence de sédiments captés par la pompe du PCP et ayant migrés jusqu'au PI, le colmatage du PI consiste en une diminution de la perméabilité locale du puits dû à l'obstruction des pores de l'aquifère, ou des fractures du roc, par le dépôt des sédiments, la coagulation de ces derniers, la croissance biologique et les précipitations d'ions (Bakema, 2001; Stenvik et al., 2022). La diminution de la perméabilité du PI rend donc difficile l'infiltration de l'eau injectée. Les débits de saignée possibles diminuent, provoquant une diminution de l'efficacité du système énergétique et pouvant, dans des cas extrêmes, engendrer des débordements indésirables et des besoins de maintenances supplémentaires (Stenvik et al., 2022).

Ainsi, dans un contexte législatif québécois où toute l'eau souterraine pompée doit être réintroduite dans son aquifère d'origine (Québec, 2021), l'utilisation d'un PI peut s'avérer délicate du fait des coûts supplémentaires engendrés, des débits de saignée limités et des potentiels risques de colmatage.

1.2 Objectif de la recherche

Une approche potentiellement simple et efficace pour éviter les possibles problèmes de colmatage des PI et les coûts de maintenances associés consiste à utiliser un réservoir tampon situé entre le PCP et le PI et à utiliser ce dernier de façon à favoriser la récupération des sédiments par le processus de sédimentation (voir Figure 1.2). Pour des raisons de coûts, de simplicité et de disponibilité, le réservoir tampon envisagé est une fosse septique dont le volume et la géométrie restent à déterminer. Bien que la sédimentation de la matière organique et inorganique dans des réservoirs de sédimentation soit des phénomènes bien documentés (Hirom & Devi, 2022; Raeesh et al., 2023), un tel réservoir n'a jamais été utilisé pour abattre la concentration de sédiments dans un contexte géothermique.

L'objectif général de ce projet est donc de déterminer si un réservoir de sédimentation de type fosse septique pourrait permettre la sédimentation des sédiments présents dans l'eau

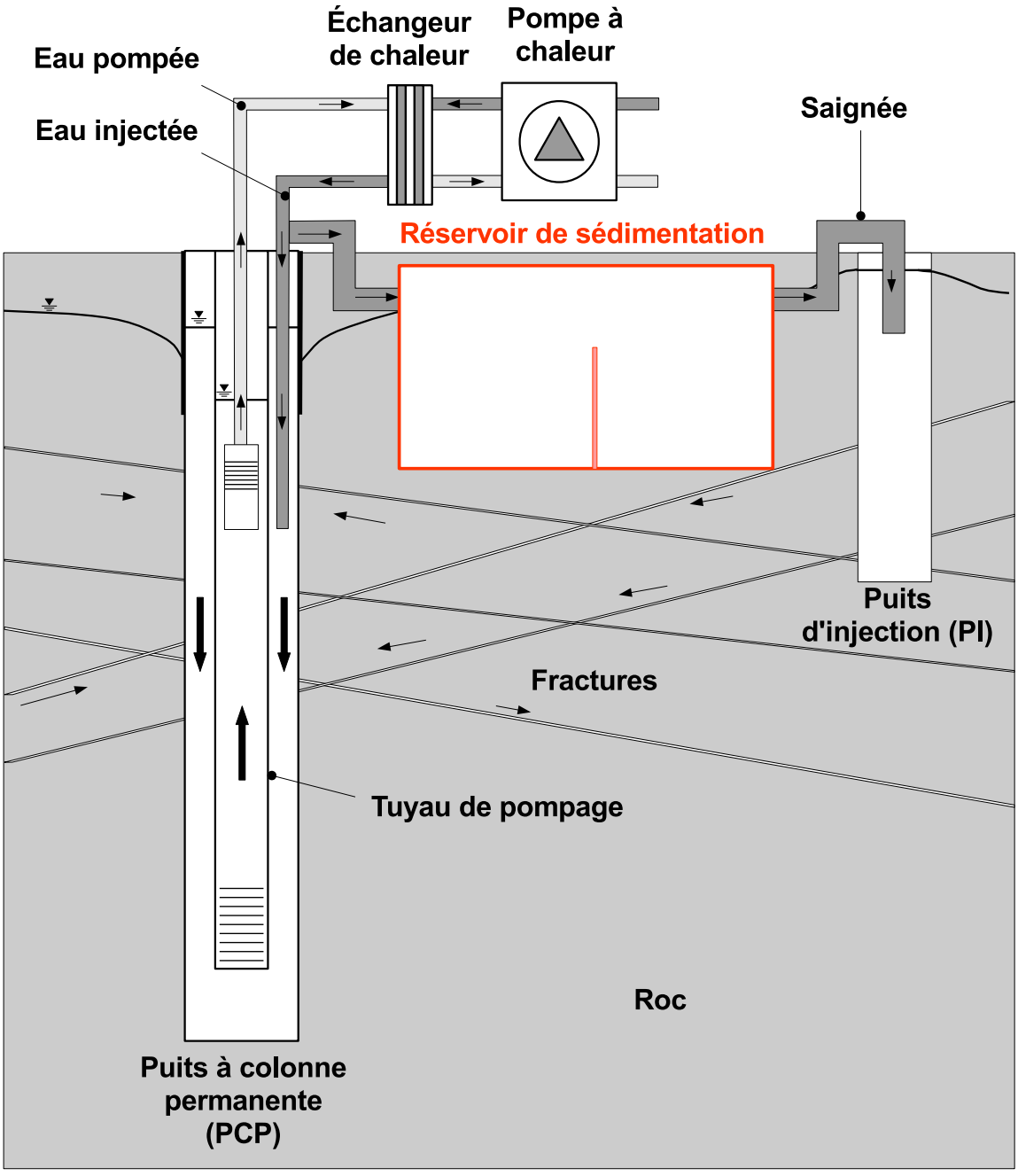


FIGURE 1.2 Implantation d'un réservoir de sédimentation dans un système PCP - modifié de Nguyen et al. (2015).

souterraine circulant dans un système géothermique ouvert de type PCP afin de diminuer les potentiels risques de colmatage du PI. Pour ce faire, trois objectifs spécifiques ont été réalisés :

1. Caractériser le comportement d'un réservoir préconçu sur base de données expérimentales de système PCP-PI ;
2. Développer un modèle numérique de réservoir de sédimentation permettant de reproduire l'écoulement multiphasique fluide plus particules, ainsi que le processus de sédimentation ;
3. Comparer différentes géométries de réservoir.

Pour mener à bien ce projet, une revue portant sur les différents types de réservoirs de sédimentation, leur modélisation et leur comportement, a été effectuée. Celle-ci a permis de mettre en avant l'importance des phénomènes hydrodynamiques sur l'efficacité des réservoirs de sédimentation, l'importance de la géométrie interne sur le profil d'écoulement, et le rôle important de la simulation numérique dans la phase de conception. En parallèle de cela, des essais expérimentaux permettant d'obtenir les caractéristiques principales des sédiments présents dans un système géothermique ouvert ont été réalisés. Sur la base de ces résultats, de données de fonctionnement typique de systèmes PCP-PI et de la revue effectuée, un modèle numérique 3D couplant écoulement fluide et transport de sédiments a été élaboré afin d'étudier le processus de sédimentation pour différentes géométries de réservoir.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Largement utilisé dans les stations de traitement des eaux (water treatment plant WTP) ainsi que dans les stations de traitements des eaux usées (waste water treatment plant WWTP), le réservoir de sédimentation représente une étape clef du processus de traitement d'une eau (Camp, 1946). Reposant sur le principe de sédimentation, défini comme le processus durant lequel une particule tombe dans un fluide donné sous l'effet de la gravité, la conception de réservoirs a longtemps reposé sur des dimensionnements globaux basés sur les concepts de taux de débordement et de temps de résidence (Hazen, 1904; Camp, 1946). Ces dimensionnements de type boîte noire, encore utilisés de nos jours, ne prennent en revanche pas en compte les différents phénomènes hydrodynamiques largement observés par la communauté et impactant l'efficacité des réservoirs de sédimentation (Larsen, 1977). Le manque de considération des effets hydrodynamiques lors du dimensionnement, via la supposition d'un réservoir « idéal », s'accompagne de facteurs de sécurité importants pouvant mener à un surdimensionnement ou alors à un manque de prise en compte d'un effet hydrodynamique néfaste au fonctionnement (DeVantier & Larock, 1987). De ce fait, et couplé au besoin constant de traiter davantage d'eau et d'eau usée, de nombreuses études expérimentales et numériques ont cherché à caractériser ces phénomènes multiphysiques impactant l'efficacité des réservoirs de sédimentation dans le but de comprendre leur nature et de mieux dimensionner les systèmes.

La présente revue présente donc, dans un premier temps, les comportements typiques des réservoirs de sédimentation, leurs causes et leurs conséquences, afin d'anticiper ceux potentiellement présents dans un contexte d'utilisation de systèmes PCP-PI. Une revue des différentes stratégies de modélisation de réservoirs est par la suite effectuée afin d'identifier les modèles pertinents au cas d'étude. Finalement, l'impact de différentes géométries internes de réservoir est abordé afin d'identifier des géométries internes prometteuses de réservoir.

2.1 Comportement des réservoirs de sédimentation

2.1.1 Processus de base de sédimentation en réservoir

Différents types de réservoirs

Dans le cas des WWTP, deux types de réservoirs de sédimentations sont généralement présents (Hirom & Devi, 2022). Tout d'abord, le réservoir primaire (Primary sedimentation tank, PST) placé en début de chaîne de traitement dont le rôle est de récupérer un maximum de particules solides inorganiques et/ou organiques. L'écoulement multiphasique eau et parti-

cules est considéré comme dilué avec une concentration des particules en entrée relativement faible et une faible variété de tailles de particules. Situé après le réservoir d'aération, qui permet la coagulation des particules par procédé chimique, vient le réservoir secondaire (Secondary sedimentation tank, SST). Son rôle est alors de récupérer les particules coagulées ou en train de coaguler et de floculer. Pour ce deuxième type de réservoir, l'écoulement est généralement dense, avec une concentration de particules en entrée élevée et des tailles de particules plus étalées.

Au niveau de la géométrie, les PST et SST sont généralement rectangulaires ou circulaires. Ils présentent tous deux une zone d'entrée où le mélange eau et particules arrive, une zone de sédimentation, une zone sédimentée où il y a présence d'une boue des particules récupérées, d'une sortie de l'eau traitée et d'une zone de sortie des boues (voir Figure 2.1). Dans le cas des

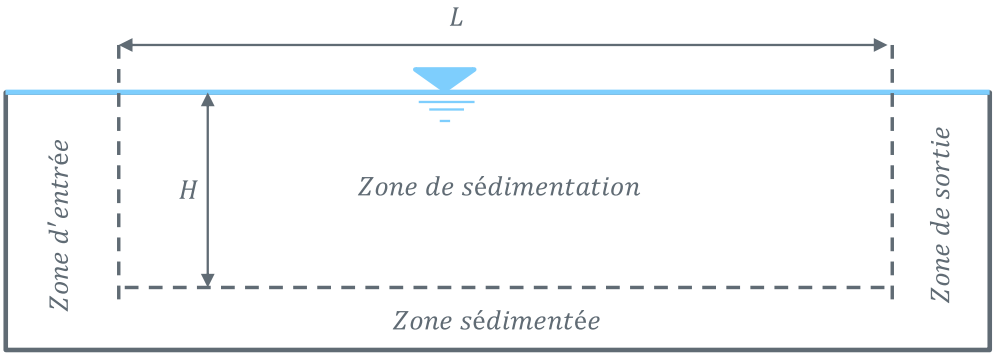


FIGURE 2.1 Schéma d'un réservoir idéal - inspiré de Camp (1946).

WTP un unique réservoir de type PST est généralement utilisé et le processus de coagulation est alors négligeable.

Sédimentation discrète

Dans le cas des PST, le processus de sédimentation privilégié est la sédimentation discrète de particules (Hirom & Devi, 2022). Cette sédimentation suppose une faible influence des particules environnantes ainsi qu'aucune cohésion entre elles, contrairement au cas des SST où des phénomènes de coagulation sont présents. Ainsi, dans le cas discret, et pour un régime laminaire, la loi de Stokes (1851) est majoritairement employée pour décrire le phénomène de sédimentation d'une particule :

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

avec d et ρ_p représentant respectivement le diamètre et la masse volumique de la particule considérée comme sphérique, g l'accélération gravitationnelle, et μ_f et ρ_f sont respective-

ment la viscosité et la masse volumique du fluide. Cette loi permet ainsi l'obtention de la vitesse finale de sédimentation V_0 d'une particule dans un fluide quasi au repos, sous les hypothèses que la particule est sphérique et que seules les forces de traînée et de gravité sont présentes (voir Figure 2.2). Cette relation met alors en avant la dépendance du processus de

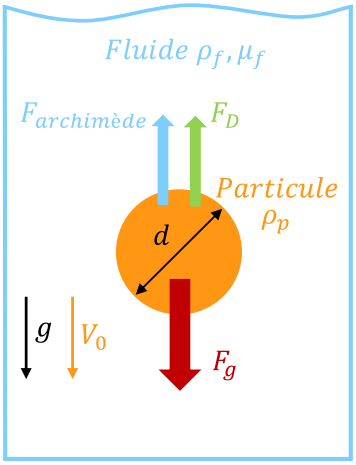


FIGURE 2.2 Schéma de principe de la sédimentation discrète d'une particule dans un fluide au repos.

sédimentation aux propriétés du fluide (μ_f et ρ_f) et de la particule (d et ρ_p). Notamment une dépendance importante au diamètre de la particule d, élevé au carré impactant directement l'efficacité des réservoirs de sédimentation telles que le montre les études de Goula et al. (2008a), Deldar et al. (2018) ou encore Vahidifar et al. (2019) avec la mise en avant d'une efficacité de réservoir évoluant presque au carré selon la classe/le diamètre des particules considérées (voir Figure 2.3).

Influence des particules environnantes

Lorsque la concentration en particule augmente, le processus de sédimentation n'est plus seulement discret. La sédimentation d'une particule est impactée par les particules voisines. Selon Kynch (1952) le processus peut être divisé en 4 phases dans le cas des SST : phase discrète, phase de coagulation, phase d'influence et phase de compression (Kynch, 1952).

La phase de *coagulation* est le résultat de l'ajout d'un agent coagulant ayant pour but d'attirer les particules chargées positivement afin de créer des particules plus grosses étant capables de mieux sédimenter. Ce processus, couramment appelé boue activée, est ainsi présent dans les SST pour lesquels des modèles tels que celui de Parker (Parker et al., 1972) sont utilisés pour reproduire les phénomènes de séparations et d'agrégats de particules (Xanthos et al., 2011) ou encore le Population Balance Model utilisé notamment par Vallemedina (2019).

La phase *d'influence*, quant-à-elle, correspond à l'impact de la concentration sur la vitesse

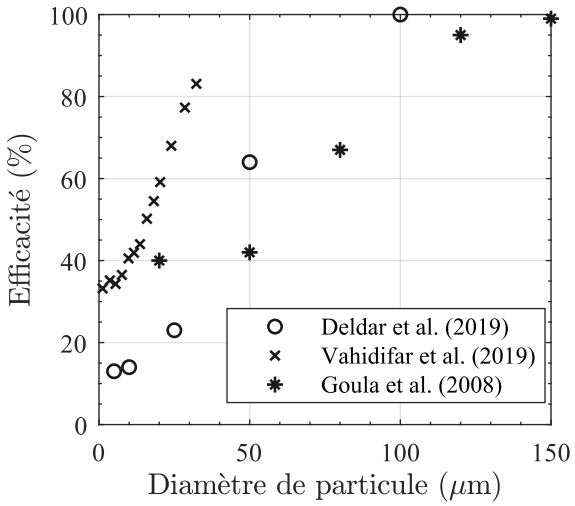


FIGURE 2.3 Impact du diamètre des particules sur l'efficacité des réservoirs de sédimentation.

de sédimentation des particules (Kynch, 1952). De manière générale, plus la concentration augmente, plus la viscosité du mélange (fluide et particules) μ_m augmente, et donc plus la vitesse de sédimentation des particules V_s diminue. Basée sur cette théorie, différents modèles de vitesse de sédimentation V_s fonctions de la vitesse terminale de Stokes V_0 et de la concentration de particules ont été proposés (Richardson & Zaki, 1954; Vesilind, 1968; Takacs, 1991). Notamment les modèles de Vesilind (1968) et de Tackacs (1991) sont très utilisés par la communauté pour caractériser les boues présentes dans les SST (Zhou et al., 1992; Wang et al., 2008; Tamayol et al., 2010; Xanthos et al., 2011; Gao & Stenstrom, 2018) mais nécessitent des essais expérimentaux de sédimentation en colonne afin d'identifier certains paramètres du mélange. Des modèles rhéologiques ont aussi été développés afin de prendre en compte l'influence des particules sur le processus de sédimentation (Krieger & Dougherty, 1959; Bokil & Bewtra, 1972). Notamment le modèle de Krieger & Dougherty (1959) (équation 2.1) utilisé par Guo et al. (2017) dans leur modélisation de réservoir tertiaire (réservoir dont le comportement est comparable à celui d'un PST). Dépendant de la fraction volumique de particule, ce modèle ne prend en compte qu'une seule classe de particules :

$$\mu_m = \mu_f \left(1 - \frac{\phi_d}{\phi_{max}}\right)^{-2.5\phi_{max}} \tag{2.1}$$

avec ϕ_{max} la fraction volumique maximale généralement considérée comme étant égale à 0.62. Des modèles de viscosité non newtoniens pour le cas de SST ont aussi été développés tels que le modèle de Bokil & Bewtra (1972) ou encore les modèles de Bingham et de Herschel Bulkley modifié proposé par Lakehal et al. (1999) et de Clercq (2003). Permettant ainsi de

modéliser des zones de sédimentation immobile.

À partir d'une certaine concentration seuil, le phénomène de *compression* intervient. Cette zone où les forces entre les particules sont prépondérantes par rapport à l'écoulement (De Clercq, 2006) a été modélisée à la manière de Bürger et al. (2000) par Vallemedina (2019) dans sa modélisation de SST avec prise en compte des phénomènes de floculations, ou encore à la manière de Ramin et al. (2014) avec l'utilisation d'un modèle dit "Hindered, Transient and Compression settling" (HTC).

L'influence des particules sur la vitesse de sédimentation est donc corrélée à la concentration de ces dernières et aux types d'interactions possibles. Dans le cas des SST, celle-ci semble jouer un rôle important notamment à cause des fortes concentrations, mais aussi de la présence de coagulation et de boues au fond du réservoir.

2.1.2 Phénomènes de transport des particules discrètes

Critères de mise en mouvement

Le phénomène de transport de particules solides non cohésives peut être issu de l'advection pure de la particule par le fluide ou bien par saltation (rebond) des particules au fond du réservoir. Largement utilisé pour le dimensionnement de canaux, le critère de mise en mouvement de Hjulstrom (1935), permet de prédire l'état d'une particule suivant sa taille et la vitesse de l'écoulement (voir Figure 2.4). À travers ce diagramme, Hjulstrom met en avant

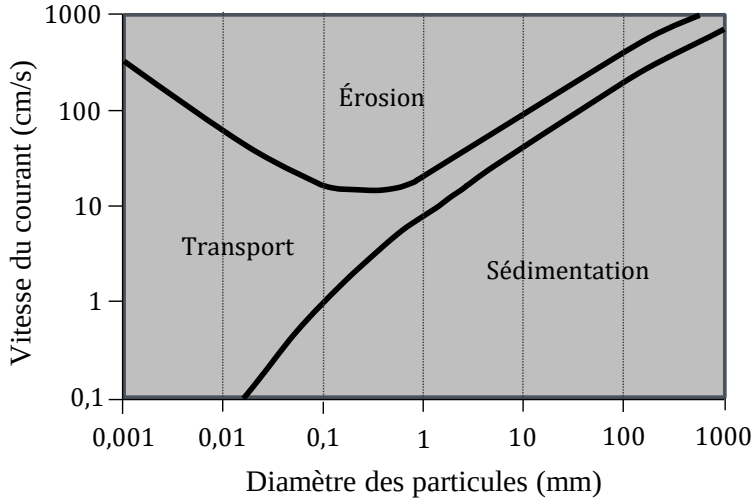


FIGURE 2.4 Critère de mise en mouvement de Hjulstrom - inspiré de (Hjulstrom, 1935).

une zone de sédimentation pour de faibles vitesses d'eau et de grands diamètres de particules, une zone d'érosion, pour de fortes vitesses d'eau, puis une zone de transport située entre les

deux. L'impact de l'écoulement et notamment de la vitesse de l'eau sur les processus de sédimentation et d'érosion d'une particule est donc mis en avant.

Le couplage entre l'écoulement et le transport des particules a aussi été étudié par Shields (1936) qui a démontré l'existence d'une relation entre la contrainte limite adimensionnée de mise en mouvement τ_c^* et le nombre de Reynolds de la particule R_{ep_g} : $\tau_c^* = f(R_{ep_g})$, où $R_{ep_g} = \frac{\sqrt{gRd_p}d_p}{\mu_f}$. À partir de ce constat, Yalin (1972) développa une relation adimensionnée entre le paramètre de Shield τ_c^* et un diamètre adimensionné d^*, modifiant la relation de Shield en $\tau_c^* = f(d^*)$ et donnant place au critère de Shields-Yalin (voir Figure 2.5). À travers

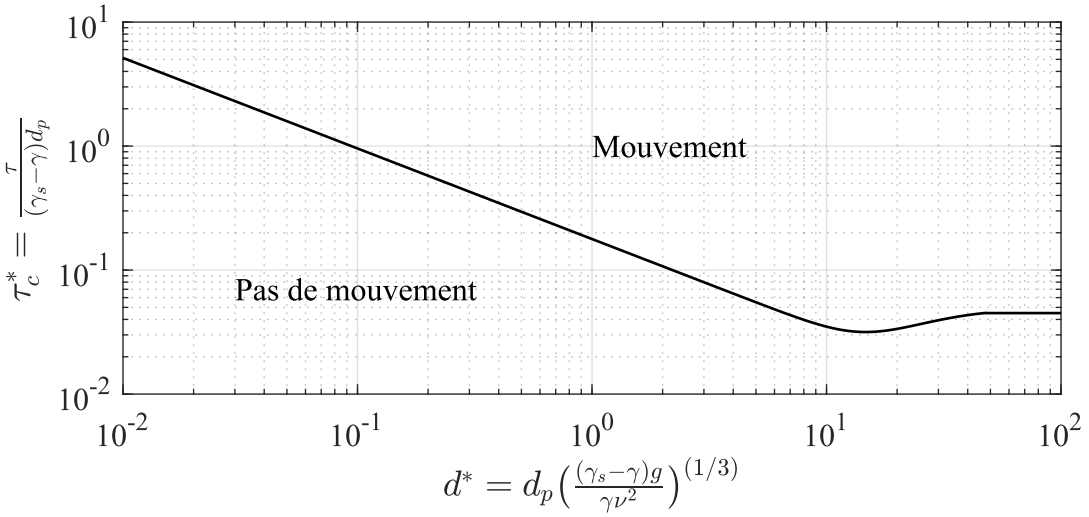


FIGURE 2.5 Critère de mise en mouvement de Shields-Yalin - inspirée de Yalin (1972).

ce critère, Shields et Yalin mettent en avant l'importance de la contrainte de cisaillement sur la mise en mouvement de particules. Ces deux critères mettent donc en avant l'importance d'un écoulement calme afin de favoriser la sédimentation, ainsi que la possibilité de resuspendre des particules sédimentées.

Le critère de Shields-Yalin a notamment été utilisé par Vahidifar et al. (2019) pour valider le comportement d'un réservoir industriel ainsi que certaines hypothèses de modélisation de réservoir de non-resuspension de particules. Il a aussi été utilisé par Liu (2017) pour l'analyse d'un bassin de rétention d'eau.

Forces sur particules discrètes

À l'échelle de la particule, le mouvement d'une particule solide non cohésive dans un fluide est impacté par différentes forces plus ou moins importantes. La *force de gravité* F_g est la force maîtresse du processus de sédimentation. Agissant dans le sens de l'accélération

gravitationnelle, son importance croit avec le volume V_p de la particule :

$$F_g = mg = \rho_p V_p \, g$$

Venant s'opposer à la gravité et au mouvement de la particule, la *force de traînée* F_D est aussi une des forces principales impactant le processus de sédimentation (Camp, 1946). Dépendantes de la taille et forme de la particule, mais aussi des propriétés de l'écoulement, la force de traînée prend la forme suivante dans le cas de particules sphériques :

$$F_D = \frac{3}{4}\frac{\rho_f m_p}{\rho_p d} C_D (u_f - u_p)|u_f - u_p|$$

où C_D correspond au coefficient de traînée. C_D est fonction du nombre de Reynolds de la particule $Re_p = \frac{\rho_f |u_{slip}| d}{\mu_f}$ traduisant le rapport des effets d'inertie par rapport aux effets visqueux, avec $u_{slip} = u_f - u_p$. Dans le cas de particules sphériques, le comportement de C_D en fonction de Re_p est bien connu et présenté figure 2.6. Pour le régime de Stokes, $Re_p < 0.5$,

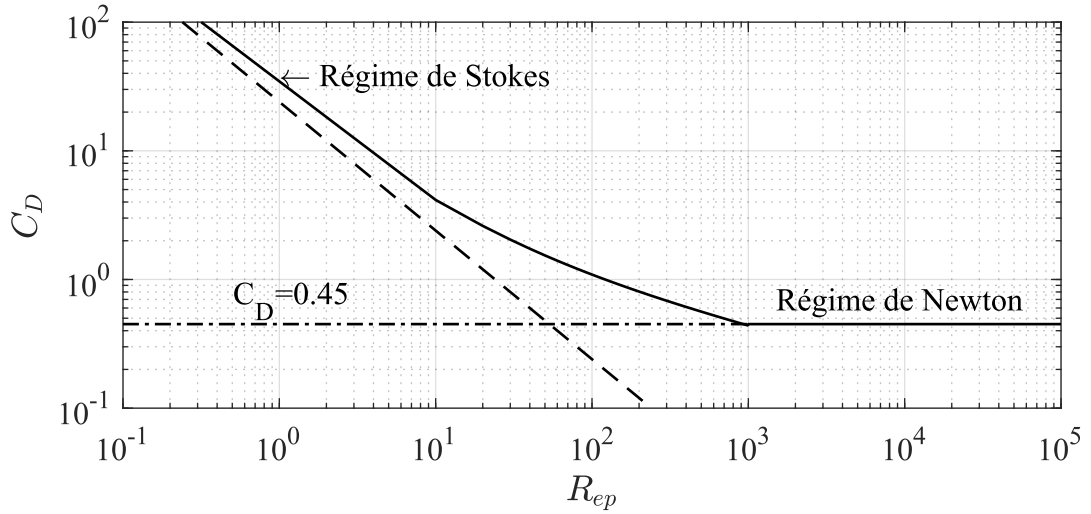


FIGURE 2.6 Évolution du coefficient de trainée avec le nombre de Reynolds de particule - corrélation de Schiller & Naumann (1935).

où les vitesses sont faibles et les forces visqueuses prédominent, Stokes (1851) propose une solution analytique du coefficient de traînée $C_D = 24/(Re_p)$. En utilisant cette formulation de C_D et en considérant seulement la gravité comme autre force, il est possible de retrouver la loi de Stokes. Pour $0.5 < Re_p < 1000$ une zone de transition est observée avec des effets d'inerties de plus en plus importants et donc une diminution du coefficient de frottement. Pour cette zone de transition, différentes corrélations empiriques ont été proposées. Notamment,

la fameuse relation de Schiller & Naumann (1935), largement employée par la communauté (Pathak & Khan, 2013; Guo et al., 2017; Deldar et al., 2018) (voir Figure 2.6) :

$$C_D = \begin{cases} \frac{24}{Re_p}(1 + 0.15Re_p^{0.687}) & Re_p < 1000 \\ 0.45 & Re_p > 1000 \end{cases}$$

et pour laquelle l'influence des particules environnantes peut être prise en compte dans le calcul du nombre de Reynolds de particule en utilisant une viscosité de mélange à la place de la viscosité du fluide seul (Guo et al., 2017). Dans la même idée de prise en considération des particules discrètes environnantes, les modèles de Gidaspow (1994) et de Ishii & Zuber (1979) peuvent être considérés sur des plages de concentration larges, ainsi que des modèles de pression solide permettant de prendre en compte les *collisions et frottements entre particules*. Néanmoins aucune étude utilisant ces modèles dans le cas de réservoirs de sédimentation n'a été relevée. Finalement, pour $Re_p > 1000$, C_D devient quasiment constant et égale à 0.45. C'est le régime turbulent de Newton dont aucun travail de réservoir de sédimentation recensant ce régime n'a été trouvé. De manière générale, les études numériques de réservoir de sédimentation, utilisant la force de traînée et les corrélations associées, portent sur des cas à faibles concentrations tels que les PST ou bien les WTP (Tarpagkou & Pantokratoras, 2014; Guo et al., 2017; Deldar et al., 2018). Dans ces études, le lit de particules au fond du réservoir n'est alors pas modélisé. Une fois le fond du réservoir atteint, les particules sont généralement retirées du domaine de calcul et considérées comme sédimentées (Goula et al., 2008a; Tarpagkou & Pantokratoras, 2014; Deldar et al., 2018; Vahidifar et al., 2019).

En plus des forces de trainée et de gravité, les *forces de pression et de flottaison* peuvent aussi être prise en compte (Deldar et al., 2018). Plus rare, la *force de Basset* et la *force de masse ajoutée* sont parfois prises en compte (Deldar et al., 2018). Leur impact diminue lorsque la densité des particules est relativement élevée par rapport à celle du milieu continu (Manninen et al., 1996).

Proche des couches limites, la *force de Saffman (1965)* peut aussi être considérée. Celle-ci est issue d'une différence de vitesse du fluide autour de la particule, traduisant une différence de pression, causant l'apparition d'une force transverse de portance. Elle a été utilisée notamment par Tarpagkou & Pantokratoras (2014) dans leur modélisation de réservoir à plaques inclinées, et par Vahidifar et al. (2019).

Si la rotation sur elle-même de la particule est considérée, une *force de portance* supplémentaire peut s'ajouter, aussi appelé effet Magnus. Cette force transversale est alors le résultat d'une déformation de l'écoulement par la rotation de la particule. Aucune étude de sédimen-

tation n'a considéré cette force. De même qu'il est possible de prendre en compte le moment agissant sur une particule à la manière de Rubinow & Keller (Rubinow & Keller, 1961), non pertinent dans le cas de réservoir de sédimentation.

Temps de réponse d'une particule et nombre de Stokes
Dérivée de l'équation de mouvement d'une particule avec seulement prise en compte de la trainée, le temps de réponse d'une particule τ_p dans le cas du régime de Stokes est de la forme suivante :

$$\tau_p = \frac{\rho_p d^2}{18\mu_f}$$

Ce temps de relaxation est défini comme le temps que met une particule initialement immobile pour atteindre 63% de la valeur de vitesse du fluide dans lequel elle est plongée. À partir de ce temps de réponse et sélectionnant un temps caractéristique lié à l'écoulement τ_f, il est possible de définir le nombre de Stokes St, défini comme :

$$St = \frac{\tau_p}{\tau_f}$$

Pour un écoulement donné, τ_f peut être égale à la taille de la particule divisée par la vitesse de l'écoulement. Ou bien dans le cas de régime turbulent, ce temps de réponse peut être le temps turbulent $T_L = k/\epsilon$. D'un point de vue pratique, un faible nombre de Stokes signifie que la particule suit les lignes de courants. Tandis qu'un nombre de Stokes élevé signifie que les effets d'inertie prennent de l'importance et donc que la particule à tendance à suivre sa trajectoire initiale. Ce phénomène a été observé notamment par Barton (1996) et Gorb et al. (2014) dans le cas de simulation de "Backward facing step" (Barton, 1996; Gorb et al., 2014)). Ce nombre est aussi utilisé pour caractériser le comportement des particules dans un fluide et pour valider certaines hypothèses de modèle mathématique (Manninen et al., 1996).

2.1.3 Phénomènes hydrodynamiques

Les principaux phénomènes hydrodynamiques présents dans les réservoirs de sédimentation sont les phénomènes de courants de densités, de cascades en entrée et de recirculations (voir Figure 2.7) (Camp, 1946; Larsen, 1977). Issus de courants de densité sédimentaires, de courant de densité thermique, et/ou de la géométrie interne, ces phénomènes peuvent être plus ou moins importants selon le type de réservoir, impactant son efficacité.

Courants de densité sédimentaire et phénomènes de cascades
Dans le cas où une forte concentration de particule est présente en entrée de réservoir, l'écoulement à l'intérieur peut être gouverné par des courants de densité sédimentaires (DeVantier & Larock, 1987). C'est le cas notamment dans les réservoirs secondaires où un phénomène de

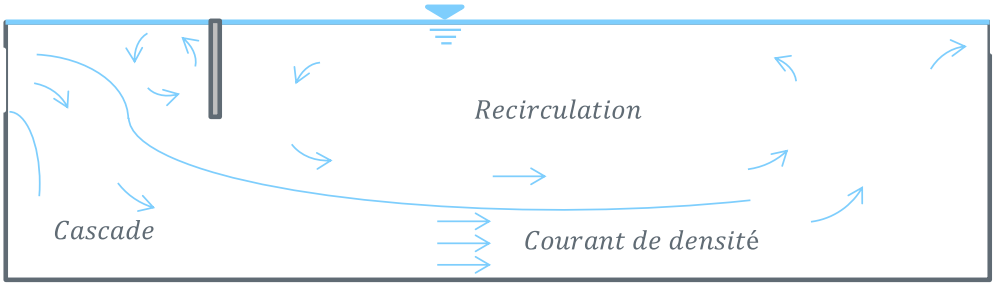


FIGURE 2.7 Hydrodynamique interne - inspiré de Zhou et al. (1992).

cascade en entrée est observable et un contre-courant en surface peut se créer (Larsen, 1977). Néfastes dans de nombreux cas de par la création de fort courant transportant les particules jusqu'à la sortie (Camp, 1946; Larsen, 1977), ces phénomènes permettent aussi de stabiliser l'écoulement en le stratifiant et en évitant certains courts-circuits (Van Marle & Kranenburg, 1994). De plus, certains travaux mettent en avant la capacité à entraîner les particules vers le fond du réservoir, ce qui permet de réduire la distance de sédimentation à parcourir (Goula et al., 2008a).

Selon les conditions d'entrée, les courants de densité peuvent être plus ou moins importants. En effet, de nombreux auteurs mettent en avant l'importance de la concentration sur les effets de densité (DeVantier & Larock, 1987; Hirom & Devi, 2022) avec notamment une concentration limite de particule de 200 mg/l en dessous de laquelle les phénomènes de densité peuvent être négligés (Stamou et al., 1989). Cependant, la concentration n'est pas le seul critère. L'importance des courants de densité repose aussi sur la vitesse d'entrée du mélange dans le réservoir, notamment sur le nombre de Froude Fr. En reprenant les notations de Zhou & McCorquodale (1992), qui ont étudié l'importance de la prise en compte de ce nombre adimensionné pour la modélisation de réservoir, ce dernier s'écrit comme :

$$Fr = \sqrt{\frac{U_e^2 \rho_f}{g h_e (\rho - \rho_f)}}$$

avec U_e la vitesse normale du mélange en entrée, g l'accélération gravitationnelle, h_e la taille de l'entrée, $\rho_r = \rho_f$ la masse volumique de référence (de l'eau) et $\rho = \rho_r + C(1 - S_s^{-1})$ la masse volumique du mélange eau et particules. Ce nombre adimensionné compare alors les forces d'inertie aux forces de gravité. Il peut aussi être défini en fonction de différentes hauteurs et vitesses caractéristiques telles que la vitesse moyenne dans le réservoir U_{res} et la hauteur du réservoir H (Krebs et al., 1998). Largement employés par la communauté pour considérer l'impact du débit et de la concentration sur les phénomènes de densité, Tamayol et

al. (2010) montrent que l'importance des courants de densité nécessite aussi la considération du nombre de Reynolds en entrée :

$$Re_{h_e} = \frac{\rho_f U_e h_e}{\mu_f}$$

Tamayol et al. (2010) mettent alors en avant qu'à nombre de Reynolds relativement élevé, aucun impact du nombre de Froude n'est présent, soit un impact faible de la gravité en entrée de réservoir. Les effets d'inertie prédominent. Cependant pour un nombre de Reynolds plus faible, le nombre de Froude impact l'écoulement interne avec notamment une augmentation des effets de gravité avec la diminution du nombre de Froude (voir Figure 2.8). Ils proposent

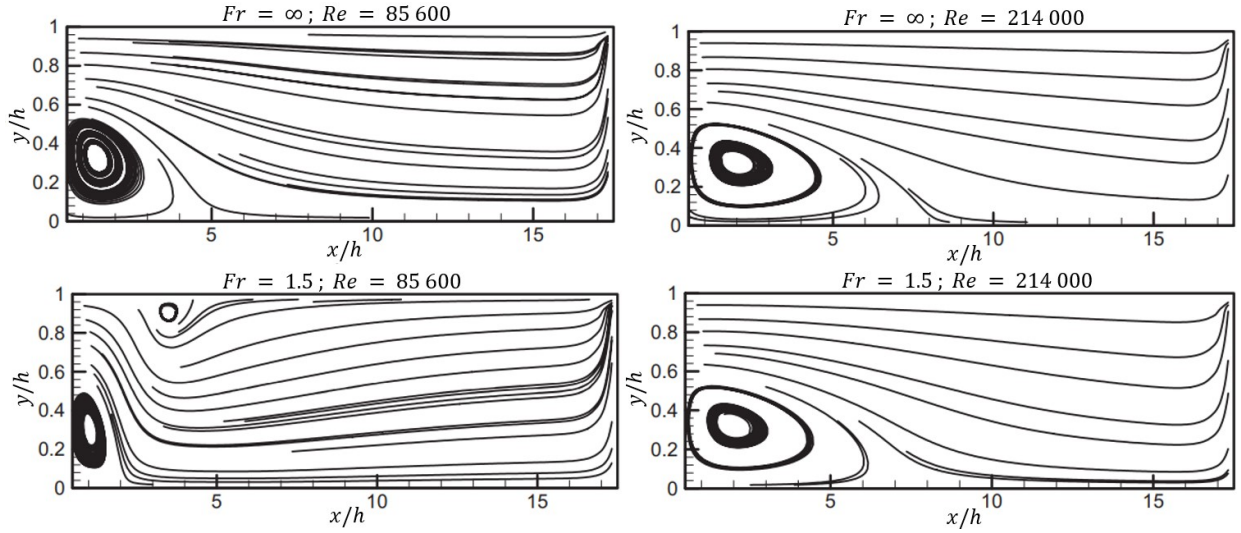


FIGURE 2.8 Lignes de courant pour différentes plages de valeurs de nombre de Reynolds et de Froude en entrée - modifié de Tamayol et al. (2010).

aussi que dans le cas où les forces de gravité sont faibles, les problèmes d'efficacité des réservoirs soient reliés à la présence des recirculations, des zones mortes. Dans le cas contraire, pour les SST, ce sont les courants de densité et phénomènes de cascade qu'il faut traiter afin d'éviter les resuspensions de particules.

Courants de densité thermique

Au niveau des courants de densité thermique, deux types sont identifiables dans les réservoirs de sédimentations. Les courants issus d'une différence de température entre le mélange entrant et le mélange présent dans le réservoir et les courants convectifs naturels issus des échanges thermiques entre la surface de l'eau et le milieu extérieur (Gerges & McCorquodale, 2000). De manière générale, des courants de fond apparaissent lorsque la température d'entrée est plus faible que celle à l'intérieur, alors que des courants de surface apparaissent

lorsque la température d'entrée est plus chaude (McCorquodale et al., 2004; Goula et al., 2008b). Selon les résultats expérimentaux de Godo & McCorquodale (1991) une différence de température de seulement 0.2°C entre le mélange entrant et intérieur peut générer des courants de densité. Goula et al. (2008b) ont notamment montré l'effet négatif de la resuspension de particules due à un courant de densité thermique issue d'une température plus élevée de 1°C en entrée (voir Figure 2.9). Leurs résultats montrent cependant une diffusion

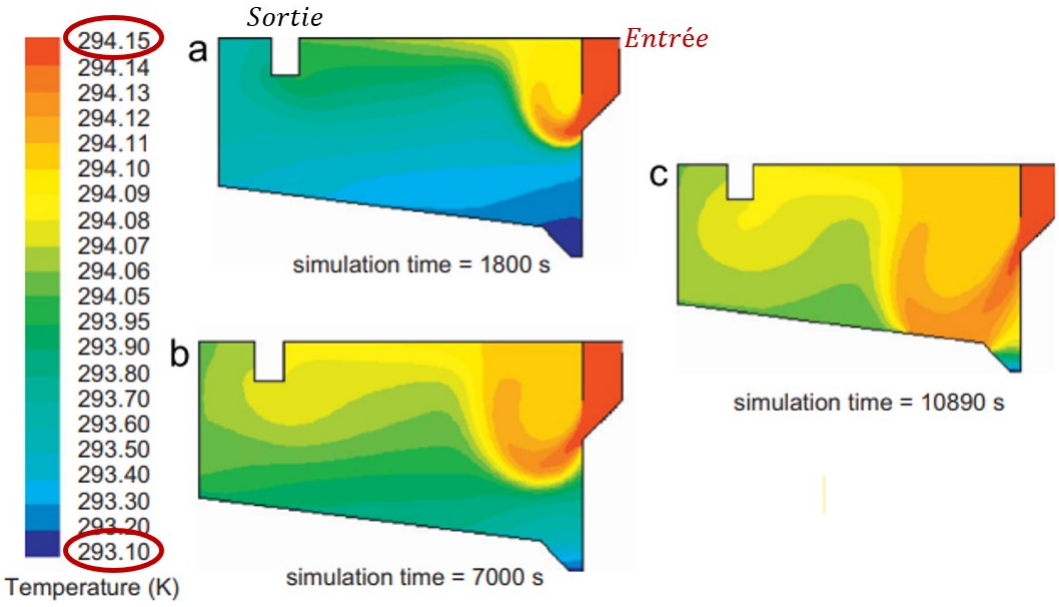


FIGURE 2.9 Phénomènes des courants de densité thermique - modifié de Goula et al. (2008b)

de la chaleur et le retour à un écoulement stationnaire avec le temps. Leur étude met donc en avant un effet néfaste, mais transitoire pour ce phénomène thermique. Au niveau de l'importance des effets thermiques, McCorquodale et al. (2004) ont montré numériquement que ces effets sont prépondérants dans la formation de courants de densité pour les PST où une faible concentration de sédiments est présente en entrée, tandis que ce sont les courants de densité sédimentaire qui prédomine dans les SST.

Finalement, l'impact de la température est aussi important au niveau de la vitesse de sédimentation et de la turbidité du mélange. Selon la Loi de Stokes, une température plus faible engendrera une vitesse de sédimentation plus faible du fait d'une augmentation de la viscosité de l'eau. De même Takata & Kurose (2017) ont mis en avant une augmentation de la turbidité du mélange avec la température.

Bilan des courants de densité

L'effet négatif ou positif des courants de densité est donc discutable. D'un côté ils peuvent créer des zones de forts courants ayant tendance à entraîner les particules vers la sortie, de

l'autre ils peuvent stratifier l'écoulement et diriger les particules vers le fond du réservoir. Ces deux effets peuvent ainsi avoir lieu avec une augmentation au fur et à mesure de la hauteur de la zone sédimentée, engendrant une diminution de la hauteur effective du réservoir et donc une augmentation de la vitesse dans le réservoir jusqu'à un équilibre entre sédimentation et érosion où plus aucun sédiment n'est retenu par le réservoir. Leurs importances semblent propres à chaque système et nécessitent leurs prises en compte dans la phase de conception et de dimensionnement d'un réservoir.

Recirculations

Pouvant être issus des courants de densité et/ou de la géométrie du réservoir, les phénomènes de recirculations sont généralement néfastes au processus de sédimentation (Camp, 1946). En effet, ce sont des zones à forte énergie, favorisant la resuspension des particules et la création de courts-circuits hydraulique. Considérées comme des zones-mortes, celles-ci réduisent alors la surface de sédimentation utile au sens de Hazen. Elles sont alors généralement évitées ou alors atténuées (Tamayol et al., 2008; Razmi et al., 2009; Shahrokhi et al., 2012; Tarpagkou & Pantokratoras, 2014).

Phénomènes de turbulence

Le phénomène de turbulence correspond aux instabilités présentes dans un écoulement ayant acquis une certaine énergie cinétique et pour lesquelles les forces visqueuses ne parviennent pas à contenir la formation de ce chaos. Ces instabilités prennent alors la forme de tourbillons pouvant se développer à différentes échelles d'espaces et de temps. Étroitement liées au nombre de Reynolds, les principales causes de turbulences dans un réservoir de sédimentation sont dues à l'injection du mélange en entrée, de son interaction avec les parois du réservoir et de l'effet du vent sur la surface libre (Abdel-Gawad & Mccorquodale, 1985). En effet, la vitesse d'entrée dans le réservoir peut être relativement élevée et par définition l'écoulement sera turbulent si le nombre de Reynolds de la conduite d'entrée $Re_D = \frac{\rho_f U_e D}{\mu_f}$ est supérieure à 2300, avec D le diamètre de la conduite d'entrée (Tamayol et al., 2010). De plus, les interactions avec les éléments géométriques et le vent peuvent induire des perturbations de l'écoulement et donc mener à des fluctuations de celui-ci. Au niveau de l'impact de la turbulence sur le processus de sédimentation, celui-ci est négatif avec l'apparition d'un effet de ressuspension des particules résultat d'un échange d'énergie entre l'énergie cinétique turbulente et l'énergie potentielle du fluide (Vallemedina, 2019).

Un bon réservoir de sédimentation aura donc, comme caractéristiques principales, un écoulement à faible énergie, faible vitesse, de préférence laminaire avec un minimum de zones mortes (recirculations).

2.2 Modélisation numérique des réservoirs de sédimentation

L'efficacité des réservoirs de sédimentation dépend de la nature des sédiments, de l'écoulement interne et des interactions entre ces derniers. Étant donné, l'absence de règles de dimensionnement générale, ainsi que la forte dépendance à la géométrie interne et aux paramètres d'entrées, le recours à la simulation numérique est de plus en plus commun afin de concevoir un réservoir de sédimentation. Moins coûteux que des expériences, un modèle numérique nécessite néanmoins un certain travail de validation et de calibration avant de pouvoir être utilisé en tant que modèle de prédiction. Dans le cas des réservoirs de sédimentation, les modèles numériques ont permis d'étudier les phénomènes hydrodynamiques, de prédire certains comportements et d'améliorer leur efficacité. Plusieurs récents travaux recensent les différents modèles utilisés pour étudier les réservoirs de sédimentation (Gao & Stenstrom, 2020a; Raeesh et al., 2023). Cette section présente une brève revue de la construction des premiers modèles de réservoirs, les différents types de modèles et leurs cas d'applications.

2.2.1 Les premiers modèles numériques 2D

Considéré comme le pionnier dans l'étude de réservoirs de sédimentation rectangulaires, Larsen (1977) est le premier à avoir développé un modèle mathématique 2D permettant de représenter le comportement turbulent d'un réservoir de sédimentation via l'utilisation du modèle de turbulence de longueur de mélange issue de la théorie de Prandtl (1926). Dans la continuité de son travail et aux vues de l'importance des phénomènes de turbulence sur l'écoulement interne des réservoirs, des modèles plus poussés et basés sur la théorie de viscosité « tourbillonnaire » (« eddy viscosity model ») de Rodi ont été développés (Schamber & Larock, 1981; Imam et al., 1983; Celik & Rodi, 1985; Adams & Rodi, 1990). Notamment, Schamber & Larock (1981) ont été les premiers à avoir introduit le modèle de turbulence $k-\epsilon$ pour la modélisation d'un réservoir de sédimentation. Leur modèle est stationnaire et utilise la méthode des éléments finis de Galerkin pour résoudre les cinq équations aux dérivés partielles traduisant l'écoulement (équations de Navier-Stokes) ainsi que le transport et la dissipation d'énergie turbulente ($k-\epsilon$). Après obtention de la solution stationnaire de l'écoulement, ils utilisent une équation de transport classique d'advection-diffusion pour obtenir la répartition de concentration de sédiments dans le réservoir. Leur modèle est alors non stratifié, c'est-à-dire qu'il ne prend pas en compte les phénomènes de courant de densité. Néanmoins, pour le cas de PST, et en validant qualitativement leurs résultats, notamment, avec les observations de Larsen (1977), Schamber and Larock (1981), proposent ainsi un modèle permettant de représenter un écoulement turbulent complexe et le transport de sédiments. Ouvrant la porte à l'étude de géométries complexes. De même que Schamber & Larock, Celik et al. (1985) ont

démontré le potentiel du modèle $k - \epsilon$ appliqué à la modélisation d'écoulement non stratifié de réservoirs via l'utilisation des volumes finis.

La prise en compte des effets des courants de densité, notamment pour le cas des SST, a été proposée pour la première fois par Devantier and Larock en 1983 dans le cas d'un écoulement turbulent unidirectionnel. Peu de temps après, ils ont étendu leur modèle au cas 2D (Devantier & Larock, 1986; DeVantier & Larock, 1987). Un changement de densité est alors pris en compte selon la concentration des particules au niveau du terme de gravité de l'équation de quantité de mouvement du fluide. Pour ce modèle, il n'y a pas d'effet direct de la variation de densité sur la turbulence. Leur modèle permet alors de modéliser le phénomène de cascade en entrée de réservoir et le contre-courant en surface observés par Larsen (1977). Résultats consistants avec les résultats expérimentaux de Larsen pour certaines plages de valeur.

Dans le même esprit de modélisation, Zhou & McCorquodale (1992) ainsi que Lyn et al. (1992) ont proposé des modèles prenant en compte les phénomènes de courant de densité sédimentaires. Dans le cas de Zhou and McCorquodal (1992), une condition de fond de réservoir permettant de considérer des particules sédimentées et une hauteur de fond du réservoir variante ont été considérées. Leur modèle met alors en avant l'importance des courants de densité par rapport à un modèle sans prise en compte du changement de densité où une zone de courant de densité en bas et un contrecourant en surface dans le cas de forte concentration en entrée ne sont pas correctement représentés. Leurs résultats sont alors consistants avec les deux réservoirs expérimentaux étudiés par Larsen (1977) et un provenant de Dittmar et al. (1987). Lyn et al. (1992) ont quant à eux considéré l'impact de la variation de densité sur la quantité de mouvement ainsi que sur l'énergie cinétique turbulente. De plus leur modèle prend en compte les phénomènes de floculation induits par turbulence. Comparés aux observations de Larsen (1977) pour le cas du réservoir tertiaire de Älmhut, les résultats de Lyn et al. (1992) sont consistants lorsque les vitesses de sédimentation sont correctement prises en compte. Ils mettent en avant l'importance du choix d'une bonne vitesse de sédimentation par rapport au choix du modèle de floculation.

2.2.2 Approches multiphasiques actuelles

La modélisation multiphasique d'écoulement peut être séparée en deux catégories : les modèles à phases séparées et les modèles à phases dispersées. Dans le cas des modèles à phases séparées, on retrouve les modèles Level Set, Phase field, Moving Mesh ou encore Volume of Fluid. Ces modèles sont généralement utilisés pour représenter deux milieux continus, deux fluides, et pour traquer l'interface entre ces deux fluides (Shahrokhi et al., 2012; Gao

& Stenstrom, 2020a). Dans le cas de réservoir de sédimentation, ces méthodes peuvent être utilisées pour identifier l'effet du vent sur le dessus du réservoir et donc pour suivre l'interface entre l'eau et l'air (Gao & Stenstrom, 2020b). Elles ne sont néanmoins pas faites pour suivre les particules présentes dans l'eau à l'instar des modèles à phases dispersées. En effet, les modèles à phases dispersées sont quant à eux des modèles où l'interface entre les différentes phases n'est plus recherchée. Dans ces modèles, une phase continue est généralement considérée (l'eau) et une ou plusieurs phases dispersées (les particules). Ce sont donc ces modèles qui sont majoritairement adoptés afin de modéliser les PST et SST.
Parmi les différents modèles multiphasiques à phases dispersées, deux approches sont identifiables. L'approche Euler-Euler et Euler-Lagrange (Raeesh et al., 2023).

Euler - Lagrange

L'approche Euler - Lagrange consiste à modéliser l'eau comme un milieu continue et les sédiments comme des particules discrètes. Ainsi, l'eau est modélisée par les équations de Navier-Stokes et un suivi des particules est effectué via une équation d'équilibre de type seconde loi de Newton attribuée à chacune d'entre elles. Différentes forces peuvent être considérées (portances, trainée, ..), ainsi que l'influence des particules sur l'écoulement et les contacts entre particules. Le principal avantage de cette méthode est qu'elle permet de traquer la trajectoire des particules et de fait analyser avec plus de précision la dynamique de ces dernières (Goula et al., 2008a). Un des aspects négatifs de cette méthode est liée à son coût numérique. Du fait de l'implémentation d'une équation par particule, il devient difficile de représenter entièrement des SST pour lesquels les concentrations et les interactions entre particules sont élevées (De Clercq, 2003).

Euler - Euler

L'approche Euler-Euler consiste quant à elle à considérer les sédiments comme le fluide, c'est-à-dire comme une phase continue. Ainsi, les différentes phases sont considérées comme des milieux continus et interpénétrables où une équation de continuité et de quantité de mouvement est attribuée à chaque phase. La vitesse relative entre les phases est obtenue par échange de quantité de mouvement. L'interaction entre le fluide et les particules peut être prise en compte par une modification de la viscosité du mélange (Gidaspow, 1994). Notamment, dans le cas de régions denses, à forte concentration, des modèles tels que celui de Ergun (1952) peuvent être utilisés. Les principaux avantages d'une telle approche reposent sur un temps de calcul moins long que l'approche Lagrangienne du fait du non-suivi de chaque particule et donc d'un moins grand nombre d'équations à résoudre. Néanmoins cette approche ne permet pas la considération de particules ayant différentes propriétés, c'est-à-dire différentes phases dispersées. Seulement une phase continue et une phase dispersée peut être considérée. La prise en compte de différents diamètres n'est donc pas possible.

Modèle de mélange

Considéré comme une simplification du modèle Euler-Euler (Messa et al., 2021), le modèle de mélange (Mixture model/Drift flux model/Algebraic slip model) peut être utilisé pour simuler des réservoirs de sédimentation. Manninen et al. (1996) proposent un développement mathématique du modèle de mélange qui consiste à réduire le système d'équations du modèle Euler-Euler à une équation de continuité et une équation de quantité de mouvement pour le mélange, une équation de continuité par phase dispersée et une équation constitutive fermant le système. Ce modèle mathématique repose sur une hypothèse principale d'équilibre local entre la phase dispersée et la phase continue. Cela veut dire que la/les phases dispersées auront toujours une vitesse relative maximale par rapport à la phase continue et donc qu'aucune accélération relative n'est prise en compte. Cette hypothèse est valide lorsque le temps de réponse des particules est faible, ce qui est souvent le cas pour les modélisations fluide - particules solides. Le principal avantage d'un tel modèle repose sur sa capacité à considérer différentes classes de particules, les transferts thermiques et sa rapidité de temps de calcul. Néanmoins, il présente des difficultés à représenter les zones de fortes concentrations à faible vitesse d'écoulement (Bhusan Nayak & Chatterjee, 2019), notamment lorsque le transport des particules est principalement dû aux interactions entre les particules.

2.2.3 Modélisation de la turbulence

Du fait de leurs présences et de leur impact sur l'écoulement, notamment en entrée de réservoir (Gao & Stenstrom, 2018), la prise en compte des phénomènes de turbulence est essentielle. Pour les modéliser, le principe de viscosité tourbillonnaire est largement employé. Ce principe est basé sur le phénomène de cascade d'énergie qui considère la turbulence comme un transfert d'énergie entre tourbillons de grandes tailles et des tourbillons de plus petites tailles. Les tourbillons de grandes tailles ont acquis une certaine énergie cinétique qu'ils transmettent aux tourbillons de plus petites tailles, jusqu'à la dissipation sous forme de chaleur due à la viscosité. « Les grands tourbillons ont de petits tourbillons, Qui se nourrissent de leur vitesse ; Et les petits tourbillons ont des tourbillons moindres, Et ainsi de suite jusqu'à la viscosité. » (Richardson, 1922). Selon la théorie de Kolmogorov (Frisch, 1995), les tourbillons de petites tailles sont considérés comme universels et dépendant seulement de l'énergie de dissipation ϵ et de la viscosité ν. D'un point de vue numérique, il est possible dans certains cas d'écoulement simple de représenter ces fluctuations via la résolution directe des équations de Navier-Stokes (Direct Numerical Simulation DNS). Néanmoins limitée à certaines géométries, car très coûteuses en ressources de calcul, la résolution de chaque tourbillon ne s'avère pas toujours nécessaire pour certains cas d'ingénierie. De ce fait, l'utilisation de modèles est fortement employée. Ces modèles consistent majoritairement à modéliser les petits tourbillons

ayant tendance à posséder des comportements isotropiques et à calculer directement les grands tourbillons transporteur de masse, de quantité de mouvement, d'énergie et comportant davantage d'anisotropie. Dans le cas des réservoirs de sédimentation, deux approches sont principalement utilisées : l'approche RANS et l'approche LES (Raeesh et al., 2023). Moins coûteuse en puissance de calcul, mais moins précise que l'approche LES, l'approche RANS basée sur le moyennage temporelle est la plus utilisée (Gao & Stenstrom, 2020a).

RANS

Au niveau des modèles de turbulence RANS, le modèle Standard $k-\epsilon$ (SKE) proposé par Launder & Spalding (1973) a été le plus utilisé pour modéliser les réservoirs de sédimentation du fait de sa simplicité, de sa stabilité et de ses capacités à représenter différents écoulements établis (Gao & Stenstrom, 2020a; Raeesh et al., 2023). Néanmoins, celui-ci possède des difficultés lorsque l'écoulement présente de fortes courbures (Das et al., 2016), des gradients de pression adverses et des séparations d'écoulement (Rodi, 2017). Les modèles $RNG\ k-\epsilon$ (Gao & Stenstrom, 2020a; Tamayol et al., 2008; Patziger & Kiss, 2015; Tarpagkou & Pantokratoras, 2014) et Realizable $k-\epsilon$ ont été de ce fait développés afin d'améliorer la représentation des courbures de lignes de courant et les recirculations. Le modèle Standard $k-\omega$ de Wilcox (1998) est quant à lui un modèle de type faible nombre de Reynolds qui permet une meilleure prise en compte des gradients de pression adverses (Wilcox, 1998). Néanmoins, ce modèle est très sensible aux écoulements à contraintes libres. Développé par Menter (1994), le modèle $SST\ k-\omega$ regroupe les avantages des deux modèles Standar $k-\omega$ et SKE. Récemment, Vahidifar et al. (2019) ont comparé le modèle SKE et $SST\ k-\omega$ sur l'efficacité d'un réservoir rectangulaire. Tel que le montre la figure 2.10, une meilleure prédiction de l'efficacité est obtenue avec le modèle $SST\ k-\omega$, néanmoins le comportement des deux modèles est très similaires et comparable aux valeurs expérimentales.

Finalement le modèle RSM peut être utilisé afin de prendre en compte les phénomènes anisotropes de l'écoulement. Celui-ci calcul les contraintes de Reynolds plus une équation de dissipations, le rendant très coûteux en termes de calcul numérique.

LES

L'approche LES basée sur la séparation des tourbillons par filtrage permet le calcul direct d'une plus grande plage de tourbillons et donc des phénomènes anisotropiques de transport. Le phénomène de turbulence est alors modélisé seulement à très petite échelle comparée à l'approche RANS. Cette approche est alors capable de mieux représenter les tourbillons et les zones de fortes déformations. Utilisé dans le cas de modélisation de WTP, Al-Sammarraee et al. (2009) mettent en avant la supériorité du modèle LES par rapport au modèle SKE, notamment sur sa capacité à capturer l'écoulement dans les zones de fortes turbulences

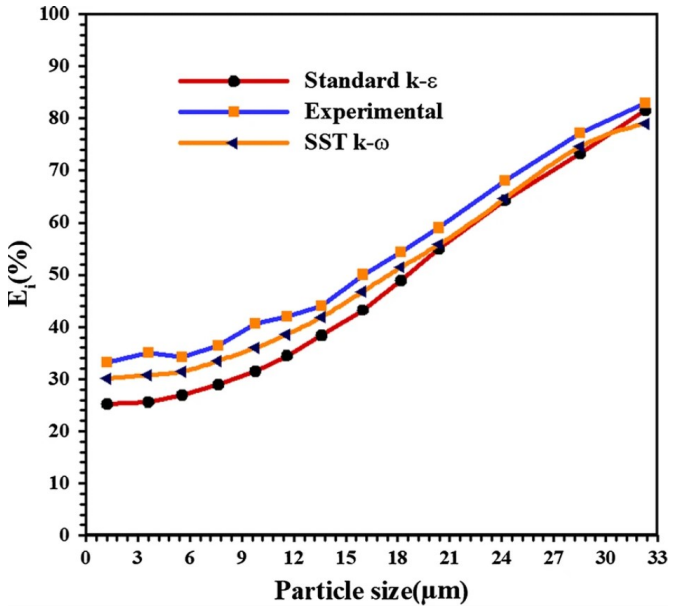


FIGURE 2.10 Comparaison de différents modèles de turbulence sur l'efficacité de réservoir - tiré de Vahidifar et al. (2019)

en entrée et sortie. Mais aussi dans les zones de fortes déformations où le modèle SKE surestime la turbulence du fait qu'il s'agisse d'un modèle à haut nombre de Reynolds. Bien que le modèle LES représente mieux les valeurs expérimentales que SKE, Al-Sammarraee et al. (2009) notent de faibles variations générales concernant les vitesses de sédimentations des particules et l'efficacité du réservoir. Un coût important est aussi relevé, néanmoins ils justifient l'utilisation de ce modèle, de par sa capacité à capturer davantage les zones de fortes déformations notamment proche des particules, ce qui est important dans leur cas d'application. Li & Sansalone (2021) ont aussi observé une meilleure prédiction de LES par rapport à plusieurs modèles RANS. Malgré l'inconsistance des modèles RANS suivant la géométrie des réservoirs étudié, Li & Sansalone (2021) soulignent le rôle important de l'approche RANS dans le cas de premières phases de design du fait de sa capacité à capturer les principaux aspects de l'écoulement et d'être aussi moins coûteux en termes de calculs numériques.

2.3 Impact de la géométrie interne sur l'efficacité des réservoirs

Afin d'améliorer l'efficacité des réservoirs de sédimentations, de nombreuses études se sont portées sur l'impact de la géométrie interne. Notamment dans le cas où des limites de contraintes existent, une des solutions consiste à employer des déflecteurs (Hirom & Devi, 2022). Prenant généralement la forme de plaques planes, les déflecteurs ont pour but de

contrôler l'écoulement, de réduire son énergie et d'éviter la création de zones mortes (recirculations) (Goula et al., 2008a; Shahrokhi et al., 2012).

2.3.1 Entrée haute et déflecteur

Lorsque l'entrée est haute, l'ajout d'un déflecteur monté en haut est souvent utilisé afin de dissiper l'énergie cinétique turbulente et de diriger les particules vers le fond du réservoir. Mostafa et al. (2018) ont notamment montré dans leur étude hydraulique une réduction de la vitesse dans le réservoir via l'ajout d'un déflecteur monté en haut placé à une distance de l'entrée de 3% de la longueur du réservoir et 67% de sa hauteur. De même, Goula et al. (2008a) ont étudié, à l'aide de leur modèle Euler-Lagrange, l'impact de la longueur d'un déflecteur en entrée sur l'écoulement et la concentration de différentes classes de particules pour un réservoir de traitement des eaux potables. Leurs résultats montrent que l'extension d'un déflecteur en entrée permet de réduire les zones de recirculations en entrée, de réduire la vitesse de l'écoulement dans le réservoir ainsi que l'énergie cinétique turbulente et de diriger les particules vers le fond du réservoir. Menant à une meilleure efficacité du réservoir. Leurs résultats mettent aussi en avant que l'efficacité du réservoir est surtout améliorée au niveau des classes de particules ayant des petits diamètres, ce qui a aussi été observé par Deldar et al. (2018) avec aucun effet de l'ajout d'un déflecteur en entrée sur les classes de particules ayant une taille supérieure à 50 microns.

Shelestina & Ratnaweera (2014) ont étudié via l'utilisation du modèle de mélange l'ajout d'un déflecteur en entrée monté en haut et l'ajout d'une trémie pour les boues d'un SST. Leur étude montre que le déflecteur en entrée a tendance à atténuer l'énergie turbulente, les zones de recirculations, et les courts-circuits. Tout comme Goula et al. (2008a), il mettent en avant que l'extension d'un déflecteur permet aussi de diriger les particules vers le fond du réservoir.

Al-Sammarrae & Chan (2009) ont montré via leur modèle de mélange couplé au modèle de turbulence LES que la vitesse horizontale dans le réservoir décroît avec l'augmentation du nombre de déflecteurs monté en haut et que le rôle de ces déflecteurs est de diriger les particules vers le fond du réservoir. L'efficacité du réservoir augmente donc avec l'ajout de déflecteur. De plus, leur modèle met en avant l'effet positif des petits vortex créés par l'ajout des plaques au fond du réservoir qui ont tendance à piéger les particules sédimentées en évitant qu'elles ne se resuspendent.

Dans le cas d'une entrée haute et d'un déflecteur monté en bas, Tamayol et al. (2008) ont montré, dans leur étude portant sur un PST, que la meilleure position d'un déflecteur se trouve proche, voir dans, la zone de recirculation initialement présente sans déflecteur. Et

que l'ajout d'un déflecteur en dehors a un effet négatif sur la sédimentation.

2.3.2 Entrée basse et déflecteur

Razmi et al. (2009) ont étudié numériquement et expérimentalement l'impact d'un déflecteur monté en bas avec une entrée basse sur le profil de vitesse et les circulations créées dans un PST. La meilleure position du déflecteur trouvée est pour une position par rapport à l'entrée de 12.5% de la longueur du réservoir pour laquelle une réduction notable de la zone de recirculation (zone morte) et de l'énergie cinétique turbulente se produisent par rapport au cas d'un réservoir sans plaque.

Asgharzadeh et al. (2011) ont étudié expérimentalement l'impact de différents déflecteurs montés en bas sur les profils de vitesse et de concentration dans un SST pour deux concentrations en entrée : 400 et 1000 mg/l. Ils ont utilisé des particules de diamètre 12 microns et densité 2.65 et ont mis en avant la présence d'une hauteur limite à ne pas dépasser pour les déflecteurs afin d'éviter la formation d'un jet ayant tendance à resuspendre les particules ayant sédimentées. Pour les deux concentrations, la meilleure position trouvée d'un déflecteur est au milieu du réservoir. De plus, ils mettent en avant l'inefficacité de deux déflecteurs à la suite de même taille agissant comme un bloc, ainsi que le côté néfaste d'un petit déflecteur puis d'un grand déflecteur ayant tendance à resuspendre les sédiments.

Shahrokhi et al. (2012) ont montré dans le cas d'un PST que la meilleure position d'un déflecteur monté en bas est à 12.5% de la longueur du réservoir depuis l'entrée. Ils mettent en avant aussi que l'emplacement optimal d'un deuxième déflecteur à 38.8% de la longueur du réservoir depuis l'entrée. Finalement, contrairement à l'étude de Asgharzadeh et al. (2011), Shahrokhi et al. (2012) concluent que l'utilisation de plusieurs déflecteurs peut favoriser la sédimentation.

L'ajout d'un déflecteur en bas lors d'une entrée basse n'est pas toujours bénéfique comme le montre Deldar et al. (2018), dans leur étude numérique. Selon eux, l'ajout d'un déflecteur crée une resuspension des particules qui doivent de ce fait traverser une plus longue distance avant de sédimenter.

2.3.3 Importance des forces de gravité

L'emplacement d'un déflecteur nécessite ainsi une bonne compréhension de l'écoulement ainsi que la considération de l'importance des forces de gravité. Zhou & McCorquodale (1992) ont montré que dans le cas de SST avec forts effets de densité sédimentaire en entrée, l'ajout d'un déflecteur en entrée permet d'éviter que le contre-courant vers l'entrée accentue le phénomène

de cascade. Tamayol et al. (2010) ont quant à eux mis en avant que dans le cas de réservoirs PST où les forces de gravité sont négligeables, une combinaison entrée haute, plus déflecteur monté en bas peut être efficace. Alors que dans le cas des SST où les forces de gravité sont élevées, un déflecteur monté en bas est préférable afin d'éviter les courts-circuits issus des courants de densité sédimentaire au fond. Dans le cas de courant de densité thermique, Takata Kurose (2017) mettent en avant que l'ajout de plaques montées en haut peut atténuer les courants verticaux néfastes à la sédimentation.

2.3.4 Plaques perforées

Une solution intéressante permettant d'améliorer l'efficacité d'un réservoir a été proposée par Xanthos et al. (2011) avec l'utilisation de plaques perforées. Dans leur étude, ils montrent une laminarisation de l'écoulement, forcée par l'utilisation de déflecteurs perforés dans le réservoir, atténuant ainsi les recirculations.

2.3.5 Plaques inclinées et effet Boycot

Finalement, une solution de plus en plus utilisée dans le cas de contrainte d'espace, est l'utilisation de plaques inclinées. Basées sur l'effet Boycot (Boycott, 1920), ces plaques permettent d'augmenter la surface effective de sédimentation tout en conservant des tailles de réservoirs restreintes. Moins efficace que d'augmenter directement la longueur ou la largeur du réservoir (Nguyen et al., 2019a), l'ajout de plaques inclinées permet tout de même d'importants gains d'efficacité pour le cas de WTP comme le montre Tarpagkou & Pantokratoras (2014) dans leur étude numérique où l'efficacité de leur réservoir passent de 75%, dans un cas sans plaques inclinées, à 93% avec plaques inclinées. Ainsi, différents travaux ont alors cherché à obtenir la géométrie optimale de ces plaques inclinées. Notamment l'angle d'inclinaison qui serait optimal entre 40 et 60° selon les cas d'applications (Demir, 1995; Hirom & Devi, 2022). Mais aussi l'espacement optimal entre plaques qui se trouverait aux alentours de 196 mm selon les travaux de Sarkar et al. (2007). Finalement, Nguyen et al. (2019b) mettent en valeur l'importance de l'ensemble des paramètres des plaques inclinées sur la modification interne de l'écoulement et sur la création de zones de recirculation.

2.4 Synthèse

Initialement étudié pour la production d'eau potable et le traitement d'eau usée, le réservoir de sédimentation est une solution passive de plus en plus utilisée pour des cas d'applications diverses (Vahidifar et al., 2019). La présente revue met en avant l'avantage de la simulation

numérique dans le dimensionnement de réservoir dont les performances dépendent à la fois des caractéristiques hydrauliques et sédimentaires de l'eau à traiter, mais aussi de la géométrie du réservoir lui-même. Les récentes revues de Hirom et al. (2022) et de Raeesh et al. (2023) présentent différentes approches permettant de les modéliser. Notamment, le modèle Euler-Lagrange et le modèle de mélange semblent majoritairement utilisés dans des cas de particules fines et à faibles concentrations (Burt, 2010; Tarpagkou & Pantokratoras, 2014; Guo et al., 2017; Deldar et al., 2018; Vallemedina, 2019; Vahidifar et al., 2019), ceux qui s'approchent des caractéristiques sédimentaires attendues de l'eau souterraine utilisée par les systèmes géothermiques ouverts. Finalement, parmi les nombreuses applications de réservoir de sédimentation recensées dans la littérature, aucune ne porte sur la récupération de particules solides présentes dans un système géothermique ouvert.

CHAPITRE 3 OBJECTIFS

Tel qu'énoncé dans le Chapitre 1, l'objectif général de ce projet est de déterminer si l'utilisation d'un réservoir de sédimentation peut mener à une réduction significative des sédiments circulant dans un système géothermique ouvert. Pour ce faire, trois objectifs spécifiques ont été identifiés.

Objectif spécifique 1 : Caractériser le comportement d'un réservoir préconçu sur base de données expérimentales de système PCP-PI.

Les Chapitres 4 et 6 vont permettre de répondre à cet objectif spécifique. Comme démontré dans la revue de littérature, le comportement et donc l'efficacité d'un réservoir de sédimentation dépendent des caractéristiques des sédiments entrants, ainsi que des caractéristiques hydrauliques (Hirom & Devi, 2022). De ce fait, il est pertinent de cadrer l'étude via la caractérisation des sédiments présents dans un système PCP-PI et des plages de fonctionnement hydraulique.

Le Chapitre 4 commence par une description de la géométrie potentielle d'un réservoir préconçu de type fosse septique, issu de la documentation technique d'un fournisseur québécois (PremierTech, 2023). Les différents essais ayant permis d'identifier les caractéristiques principales des sédiments à traiter dans un système PCP-PI sont ensuite présentés. Une caractérisation hydraulique en entrée du réservoir est aussi effectuée afin de déterminer les régimes d'écoulement attendus. Sur la base des données des trois précédentes étapes, les plages de valeurs des nombres adimensionnés de Stokes, Reynolds et Froude, pertinents à la caractérisation du réservoir et influençant le choix du modèle numérique, ont été analysées. De plus, un dimensionnement de Hazen a été réalisé à des fins de comparaison avec le modèle numérique.

Le Chapitre 6 présente les résultats issus du modèle numérique développé dans le Chapitre 4. Le comportement hydraulique, sédimentaire, ainsi que l'efficacité du réservoir sont analysés.

Objectif spécifique 2 : Développer un modèle numérique de réservoir de sédimentation permettant de reproduire l'écoulement multiphasique fluide et particules, ainsi que le processus de sédimentation.

Le chapitre 4 et 5 permettront de répondre à cet objectif. Comme démontré dans la revue de littérature, le recours à la simulation numérique de réservoir pour leur dimensionnement est de plus en plus commun du fait des limites des approches de type boite noire et de l'absence

de règles générales. Moins coûteuse que des expériences, et de plus en plus accessible avec l'augmentation de la puissance de calculs, la simulation numérique se prête bien aux étapes de dimensionnement.

Le chapitre 4 présente le choix du modèle de mélange, les équations associées, les choix de modélisations et la méthode numérique appliquée. De plus, le calcul de l'efficacité d'un réservoir, ainsi que le critère de mise en mouvement de Shields-Yalin sont présentés afin d'aider à l'interprétation des résultats et pour discuter de la validation de certaines hypothèses de modélisation.

Le chapitre 5 présente quant à lui les différentes validations du modèle effectuées sur les bases de données expérimentales de réservoir de sédimentation. Ce chapitre permet alors de valider le comportement du modèle et son intérêt dans la phase de dimensionnement d'un réservoir.

Objectif spécifique 3 : Comparer différentes géométries de réservoir.

Le Chapitres 6 répond à cet objectif. Selon la revue de littérature, l'efficacité des réservoirs dépend de sa géométrie. Notamment, le rôle potentiellement bénéfique des déflecteurs dans le cas de contraintes d'espace, pousse à investiguer différentes géométries internes de réservoir dans le but d'adapter et d'améliorer un réservoir de base.

Le chapitre 6 vise donc à étudier à l'aide du modèle numérique développé au chapitre 4 le comportement du réservoir pour différentes longueurs de réservoir et pour les différentes plages de données sédimentaires et hydrauliques (issues du Chapitre 4). Cette étape permet d'identifier les zones du réservoir propices à l'ajout de déflecteurs suivant les différentes suggestions provenant de la littérature. Différentes modifications de la géométrie interne sont ainsi étudiées.

CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE

4.1 Caractérisation du réservoir

Comme démontré dans la revue de littérature, le comportement et donc l'efficacité d'un réservoir de sédimentation dépendent des caractéristiques des sédiments entrants, ainsi que des caractéristiques hydrauliques. De ce fait, il est pertinent de cadrer l'étude via la caractérisation des sédiments présents dans les systèmes géothermiques et les plages de fonctionnement hydraulique. Cette partie permettra ainsi d'identifier les plages de valeurs des nombres adimensionnés de Stokes, Reynolds et Froude, pertinents à la caractérisation du réservoir et influençant le choix du modèle numérique. Elle permettra aussi d'identifier l'efficacité théorique au sens de Hazen selon les données de fonctionnement hydraulique de systèmes PCP-PI.

4.1.1 Géométrie du réservoir

La structure de base du réservoir de sédimentation prévu est celle de la figure 4.1. Celle-ci correspond à une géométrie simplifiée du réservoir proposé par PremierTech (2023) présente en annexe A.1. Les dimensions principales sont : une longueur de $L = 5$ m, une largeur $l = 1$ m et une hauteur $H = 2.3$ m. Il est donc prévu de raccorder ce réservoir au système hydraulique via une conduite d'entrée de diamètre $D = 10$ cm recevant l'eau souterraine allant au PI. La sortie de l'eau s'effectuera via une autre conduite de même diamètre.

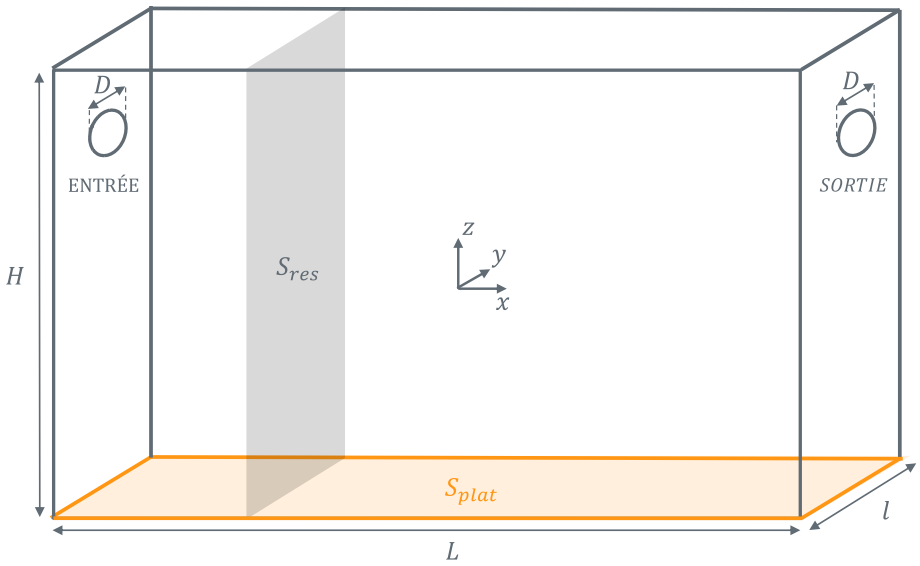


FIGURE 4.1 Schéma simplifié du réservoir de sédimentation de PremierTech (2023).

4.1.2 Caractérisation hydraulique

L'opération des systèmes PCP-PI dépend directement de la demande en énergie des bâtiments (Beaudry et al., 2022). Dans le cas de la région de Montréal, des débits de saignée Q compris entre 20 et 50 l/min par PCP sont attendus ainsi que des températures classiques de fonctionnements comprises entre 0°C et 30°C.

Vitesses de l'écoulement
Connaissant les dimensions du réservoir, ainsi que les débits susceptibles de transiter au PI, il est possible de déterminer les vitesses des écoulements entrant dans le réservoir (U_{entree}), les vitesses présentes dans le réservoir dans le cas d'un réservoir idéal (U_{res}) et les taux de débordement au sens de Hazen ($U_{débordement}$) :

$$\begin{cases} U_e = Q/S_C \\ U_{res} = Q/S_{res} \\ U_{débordement} = Q/S_{plat} \end{cases}$$

où $S_C = \pi\frac{D^2}{4}$, $S_{res} = lH$ et $S_{plat} = lL$.

Régimes d'écoulement
De même, le calcul du nombre de Reynolds de la conduite d'entrée Re_D a été effectué afin de déterminer le régime d'écoulement en entrée :

$$Re_D = \frac{D\rho_f Q}{\mu_f S_C} > 2300$$

avec $S_C = \pi\frac{D^2}{4}$. Les nombres de Reynolds obtenus pour les deux débits extrêmes (20 et 50 l/min) se sont révélés être supérieurs à 2300, critère limite pour les écoulements en conduites. L'écoulement d'eau entrant dans le réservoir de sédimentation sera considéré purement turbulent dans l'ensemble des cas traités.

4.1.3 Caractérisation des sédiments

La caractérisation des sédiments a pour objectif de déterminer les paramètres nécessaires à la modélisation du phénomène de sédimentation. C'est-à-dire obtenir la concentration de sédiments présents dans l'eau souterraine, leur densité, ainsi que leurs diamètres. Dans le cadre de cette étude, l'hypothèse de particules sphériques, largement adoptée par la communauté, a été employée (Hirom & Devi, 2022). De même que l'hypothèse de particules non-cohésives, et donc la négligence de tout phénomène de coagulation.

Prélèvement d'échantillons d'eau

Un échantillon d'eau a été prélevé le 20 avril 2022 dans un PCP du site expérimental de Tétroville à la suite d'un essai de pompage. Il s'agit d'un échantillon d'environ 4 L d'eau souterraine dont une image est présente Figure 4.2. La Figure 4.2 met en avant la présence



FIGURE 4.2 Échantillon d'eau souterraine prélevée.

d'un mélange turbide, de faible concentration, avec la présence d'un dépôt de sédiments au fond du contenant. Une masse volumique de particule $\rho_p = 2650\ kg/m^3$ a été considérée pour l'ensemble des sédiments. Peu après le prélèvement, l'échantillon a été placé dans un réfrigérateur à température de 4°C afin de ne pas altérer sa chimie.

Essai de sédimentation en colonne

Dans l'optique d'obtenir les diamètres des particules présentes dans le mélange et la possible détermination des paramètres nécessaires à l'utilisation des modèles de Véselin et/ou Takacs, un essai de sédimentation en colonne a été réalisé suivant la norme ASTM D7928 - 21 (D18 Committee, 2021). Malheureusement, au vu de la faible concentration en sédiments visible à l'œil nu (voir Figure 4.2) et de la forte présence de sel dans le mélange, l'essai ne parvint pas à fournir des valeurs de diamètres de particules cohérentes. Ainsi, compte tenu des faibles concentrations présentes dans les eaux souterraines, les méthodes de sédimentation en colonne pour des phases amont de dimensionnement ont été considérées comme difficilement exploitables et de même que l'utilisation des modèles de Vesilin et Takacs du fait du manque de données expérimentales.

Filtration

La détermination des diamètres de particule et de leur concentration se sont donc fait via filtration de l'échantillon d'eau et une analyse de diffraction laser de type "particle size distribution" (PSD). Au niveau de la filtration, celle-ci a été réalisée à partir d'un montage de type

Buchner à l'aide d'un verre fritté et suivant la norme Standard D5907 - 18 (D19 Committee, 2018) (voir Figure 4.3). Quatre litres d'eau a ainsi été traitée via l'utilisation de filtres de diamètre 0.45 μm. Les masses de filtres avant et après filtrages ont été comparées afin de remonter à la masse de sédiments collectée. Le relevé des masses s'est effectué via l'utilisation d'une balance précise à 0.1 mg près. Avant chaque pesée, les filtres ont été séchés au four pendant 15 minutes à 105°C puis placé à température ambiante dans un dessiccateur pendant 15 min. Enfin, connaissant le volume de l'échantillon traité et la masse de sédiments récoltés, la concentration en sédiments a été déduite. Donnant une concentration en sédiments pour cet échantillon de $C_e = 134$ mg/l.

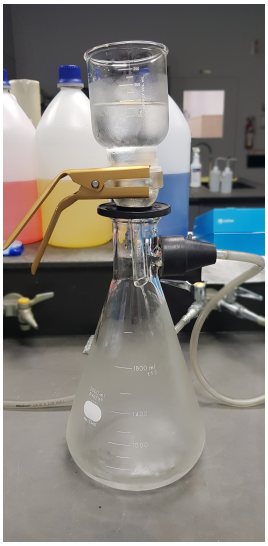
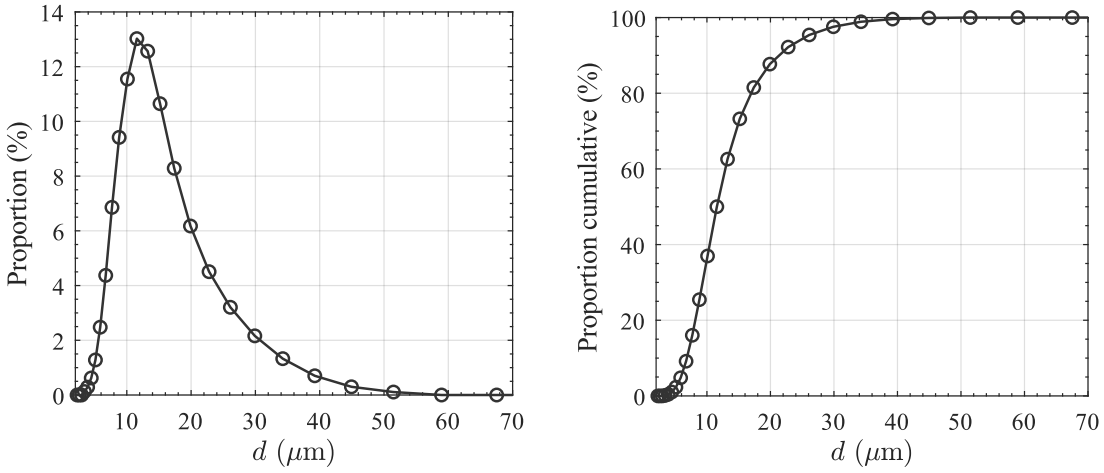


FIGURE 4.3 Montage de filtration de type Buchner.

Analyse PSD
Après filtrage, les échantillons ont été analysés par diffraction laser. Cette analyse a permis de déterminer la distribution des particules en fonction de leur diamètre d. Cette distribution est présentée à la figure 4.4 dont une valeur moyenne de diamètre de $d = 13$ μm a été obtenue.

4.2 Comportements attendus

Afin d'anticiper le comportement à l'intérieur du réservoir et de ce fait le choix du modèle numérique, les nombres adimensionnés de Stokes et Froude ont été utilisés. De plus, un dimensionnement de Hazen a été réalisé à des fins de comparaison avec le modèle numérique.



(a) Proportion (b) Courbe cumulative

FIGURE 4.4 Résultats de l'analyse par diffraction laser.

4.2.1 Temps de réponse de particules et nombre de Stokes

En supposant un régime de Stokes, c'est-à-dire un nombre de Reynolds de particule faible, les temps de réponse selon les diamètres des particules obtenus par PSD peuvent être calculés via l'équation suivante :

$$\tau_p = \frac{\rho_p d^2}{18\mu_f}$$

Basés sur l'entrée du réservoir, les nombres de Stokes pour les deux temps de réponse extrêmes et deux débits extrêmes peuvent être obtenus :

$$St = \frac{\tau_p}{t_f}$$

avec $t_f = \frac{D}{U_e}$.

TABLEAU 4.1 Nombre de Stokes selon les diamètres extrêmes de particules.

	$d = 5\ \mu m$	$d = 50\ \mu m$
St_{min}	$1.56e-6$	$1.56e-4$
St_{max}	$3.9e-6$	$3.9e-4$

Pour le débit maximal et le diamètre de particule maximal, le nombre de Stokes est relativement élevé mettant en avant l'importance des forces d'inertie. Néanmoins, ces nombres de

Stokes sont de manière générale assez faibles et cohérents avec la littérature pour le cas de particules solides dans un fluide (Manninen et al., 1996).

4.2.2 Nombre de Froude en entrée

Connaissant la concentration de particules et les vitesses d'entrées, les nombres de Froude en entrée à la manière de Zhou & McQuorcodale (1992) pour les débits extrêmes peuvent aussi être déterminés :

$$Fr(U_e, h_e) = \sqrt{\frac{U_e^2 \rho_f}{g h_e (\rho - \rho_f)}}$$

avec ρ_f la masse volumique de l'eau, $\rho = \rho_f + C(1 - S_s^{-1})$ la masse volumique du mélange eau et particules, $S_s = \rho_p / \rho_f$ et $h_e = D$ le diamètre de la conduite d'entrée. Pour les deux débits extrêmes, les nombres de Froude obtenus sont présents Tableau 4.2. Pour le faible débit, le

Tableau 4.2 Nombre de Froude en entrée de réservoir pour les débits extrêmes de 20 l/min et 50 l/min.

Fr_{min}	Fr_{max}
4.69	11.7

nombre de Froude est relativement faible. À noter qu'aucun critère sur le nombre de Froude en entrée permettant de prédire la présence d'un phénomène de cascade n'a été trouvé. De ce fait et au vu de l'impact de ces phénomènes sur l'hydrodynamique des réservoirs, un modèle couplant les particules et l'écoulement est nécessaire.

4.2.3 Dimensionnement de Hazen

Connaissant les propriétés des particules et de l'eau, il est possible d'obtenir la vitesse de sédimentation $V_0(d)$ au sens de Stokes selon le diamètre des particules d à l'aide de l'équation 4.1 dont l'évolution est représentée à la figure 4.5a.

$$V_0(d) = \frac{d^2 g}{18 \mu_f} (\rho_p - \rho_f) \tag{4.1}$$

En appliquant le critère de Hazen basé sur les vitesses de sédimentation et sur les taux de débordement dans le réservoir pour les débits extrêmes, il est possible d'obtenir la surface de sédimentation théorique S_{plat} nécessaire au bon dimensionnement du réservoir au sens de

Hazen :

$$U_{débordement} < V_0(d)$$
$$S_{plat} > \frac{Q}{V_0(d)}$$

La figure 4.5b présente ainsi l'évolution de la surface théorique de sédimentation en fonction du diamètre des particules.

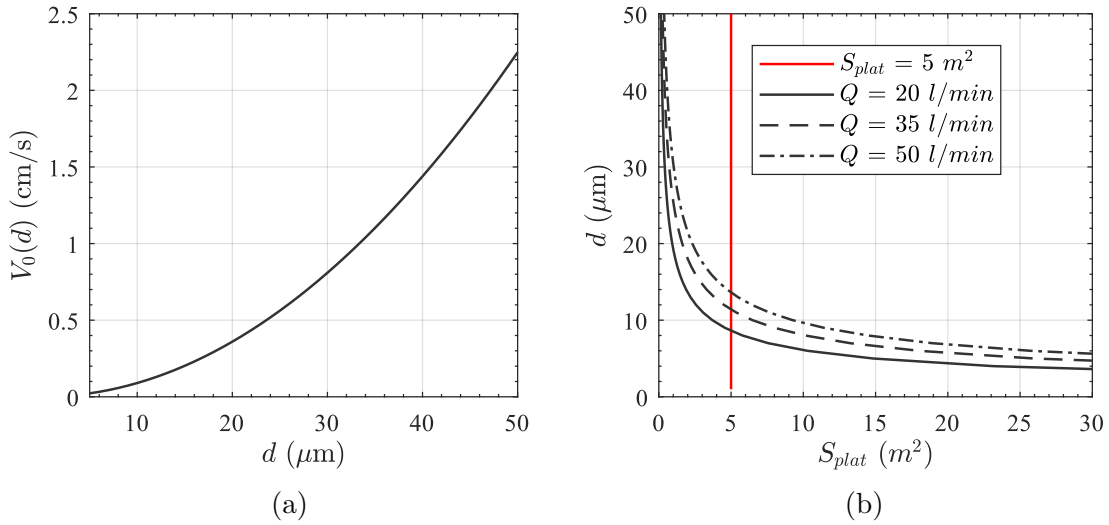


FIGURE 4.5 Vitesse de sédimentation de Stokes $V_0(d)$ (équation 4.1) (a) et évolution de la surface de sédimentation théorique au sens de Hazen S_{plat} (b).

Dans le cas du réservoir envisagé d'une longueur $L = 5$ m de PremierTech, il est possible d'obtenir l'efficacité théorique connaissant les proportions et diamètres de particules, issus de l'analyse PSD. Ainsi pour une surface $S_{plat} = 5\ m^2$, l'ensemble des particules inférieures à 14 et 9 microns, respectivement aux débits de 50 et 20 l/min, ne sédimenteront pas. Donnant alors des efficacités théoriques du réservoir de $E_{Hazen}(Q = 50\ l/min) = 37.4\%$ et $E_{Hazen}(Q = 20\ l/min) = 74.5\%$.

4.3 Le modèle mathématique

4.3.1 Hypothèses et choix du modèle de mélange

Comme identifié dans la revue de littérature, différents modèles peuvent être utilisés pour modéliser le processus de sédimentation dans un réservoir. Dans le cas d'application donnée,

il est difficile de prévoir l'importance du couplage entre les sédiments et l'écoulement, soit les courants de densité, pouvant impacter l'efficacité des réservoirs. De ce fait un modèle permettant la prise en compte de ce couplage a été jugé nécessaire. De plus, au vu de l'aspect exploratoire de ce projet, un modèle relativement simple d'utilisation, relativement peu demandant en ressources de calcul et permettant d'obtenir une bonne première estimation de l'efficacité du réservoir a été priorisé. Ainsi, le modèle de mélange a été jugé pertinent, car moins coûteux que les approches Lagrangiennes et plus simple d'utilisation que l'approche Euler-Euler (Manninen et al., 1996).

Plusieurs dérivations du modèle Euler-Euler menant jusqu'au modèle de mélange ont été réalisées (Manninen et al., 1996; Ungarish, 1993; Gidaspow, 1994). Une des hypothèses principales le différenciant du modèle Euler-Euler est l'absence d'accélération relative entre la phase dispersée et continue. C'est-à-dire qu'il est supposé que les particules solides atteignent rapidement leur vitesse relative maximale u_{slip}. Cette hypothèse est en générale valable dans le cas de systèmes solide-liquide (Manninen et al., 1996). De plus les résultats obtenus au chapitre précédent mettent en avant des nombres de Stokes faibles pour les conditions du problème. Finalement, l'hypothèse conservatrice de particules non-cohésives a été adoptée, soit la négligence de tout phénomène de coagulation.

4.3.2 Équations du modèle de mélange

Cette section présente les équations du modèle de mélange dans le cas d'un système multiphasique composé d'une phase continue (l'eau) et de plusieurs phases dispersées (les sédiments) avec masse volumique variable.

Notations spécifiques
En considérant une phase continue (eau : i = 1) et N - 1 phases dispersées (sédiments : i = 2,...,N), la vitesse moyenne massique du mélange u_m s'écrit comme :

$$u_m = \frac{1}{\rho} \sum_{i=1}^{N} \Phi_i \rho_i u_i$$

avec respectivement u_i, ρ_i et Φ_i la vitesse, la masse volumique, et la fraction volumique de chaque phase i telle que $\sum_{i=1}^{N} \Phi_i = 1$.
La masse volumique moyenne du mélange est :

$$\rho = \sum_{i=1}^{N} \Phi_i \rho_i$$

Dans le cas à une seule phase dispersée, le modèle de Krieger & Dougherty (1959) peut être

utilisé pour définir la viscosité du mélange μ_m avec un compactage maximum $\Phi_{max} = 0.62$:

$$\mu_m = \mu_1 \left(1 - \frac{\Phi_{i=2}}{\Phi_{max}}\right)^{2.5\Phi_{max}}$$

Dans le cas où plusieurs phases dispersées sont considérées, le choix a été fait de conserver la viscosité du mélange comme constante et égale à celle de la phase continue. Soit $\mu_m = \mu_1 = \mu_f$.
La fraction volumique de la phase continue Φ_1 est :

$$\Phi_1 = 1 - \left(\sum_{i=2}^{N} \Phi_i\right)$$

Les vitesses de la phase continue u_1 et d'une phase dispersée u_i sont définis comme :

$$u_1 = u_m - u_r + \frac{1}{\rho_1 \Phi_1} \sum_{i=2}^{N} \rho_i D_{md} \nabla \Phi_i$$

$$u_i = u_m + u_{slip,i} - \frac{1}{\rho} \sum_{j=2}^{N} \Phi_j \rho_j u_{slip,j} - \frac{D_{md}}{\Phi_i} \nabla \Phi_i$$

avec D_{md} le terme de diffusion turbulente définis comme :

$$D_{md} = \frac{\mu_t}{\rho \sigma_t}$$

où σ_t est le nombre de Schmidt (voir Tableau 4.3).
De plus, dans le cas de plusieurs particules, il est défini le terme de vitesse relative moyenne u_r correspondant à la moyenne massique de l'ensemble des vitesses relatives des différentes phases dispersées par rapport à la phase continue :

$$u_r = \frac{1}{\rho} \sum_{i=2}^{N} \Phi_i \rho_i u_{slip,i}$$

où $u_{slip,i}$ représente la vitesse relative de la phase i par rapport à la phase continue $i = 1$. Son expression sera détaillée un peu plus tard dans la partie vitesse relative.

Équations de continuité et de quantité de mouvement
L'équation de continuité d'une phase dispersée s'écrit comme :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_i \Phi_i) + \nabla \cdot (\rho_i \Phi_i (u_m - u_r + u_{slip,i}) - \rho_i D_{md} \nabla \Phi_i) = 0 \tag{4.2}$$

L'équation de continuité et de quantité de mouvement du mélange s'écrivent ainsi :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho) + \nabla \cdot (\rho u_m) = 0 \tag{4.3}$$

$$\rho\frac{\partial u_m}{\partial t} + \rho(u_m \cdot \nabla)u_m + \nabla \cdot \left(\sum_{i=2}^{N} \Phi_i \rho_i u_{slip,i} u_{slip,i}^T - \rho u_r u_r^T \right) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau_m + \rho g \tag{4.4}$$

avec $g = 9.81\ m^2/s$ l'accélération gravitationnelle et a^T le transposé du vecteur a. Le terme entre parenthèses correspond au terme de contraintes de diffusion, p est la pression partagée par toutes les phases. Enfin τ_m représente le tenseur des contraintes visqueuse et turbulente du mélange défini comme :

$$\tau_m = (\mu_m + \mu_t)\left(\nabla u_m + (\nabla u_m)^T - \frac{2}{3}(\nabla \cdot u_m) I \right) - \frac{2}{3}\rho k I$$

avec I le tenseur unitaire. Il est intéressant de constater que l'équation de quantité de mouvement correspond à celle d'un fluide homogène dans le cas où la vitesse relative $u_{slip,i}$ est égale à zéro.

Vitesse relative $u_{slip,i}$

La fermeture du système d'équations s'effectue par l'obtention de la vitesse relative de chaque phase dispersée $i = 2, ..., N$ par rapport à la phase continue $i = 1$. Celle-ci peut alors, soit provenir de résultats expérimentaux avec des modèles de Tackacs ou Veselind par exemple (Zhou et al., 1992), soit en utilisant directement la loi de Stokes (Goula et al., 2008a) ou bien encore par la résolution itérative d'une équation constitutive supplémentaire (Pathak & Khan, 2013; Guo et al., 2017) correspondant à un équilibre local tel que pour $i = 2, ..., N$:

$$\frac{3}{4}\frac{C_{D,i}}{d_i} + |u_{slip,i}|u_{slip,i} = -\frac{\rho - \rho_i}{\rho_{i_1}}\left(- \frac{\partial u_m}{\partial t} - (u_m \cdot \nabla)u_m + g \right) \tag{4.5}$$

Cette équation fait intervenir le coefficient de frottement $C_{D,i}$ du fluide sur la particule.

Coefficient de frottement

Au niveau du coefficient de frottement $C_{D,i}$, différentes expressions existent. Le choix d'une d'entre elles s'effectue principalement selon la forme des particules, le type de particules (solide ou gaz), la concentration de la phase dispersée et le régime d'écoulement. Schiller-Naumann fait partie des corrélations standard les plus utilisées :

$$C_{D,i} = \begin{cases} \frac{24}{Re_{p,i}}(1 + 0.15 Re_{p,i}^{0.687}) & Re_{p,i} < 1000 \\ 0.44 & Re_{p,i} > 1000 \end{cases}$$

$$Re_{p,i} = \frac{d_i \rho_1 |u_{slip,i}|}{\mu_m}$$

Ce modèle dépend du nombre de Reynolds de la particule $Re_{p,i}$, dans lequel intervient la viscosité du mélange afin de prendre en compte les phénomènes d'influences des particules autour sur le processus de sédimentation. L'apparition de la norme $|u_{slip,i}|$ nécessite alors une résolution implicite supplémentaire de $u_{slip,i}$ pour laquelle une solution initiale $u_{slip,i} = u_{initiale,i}$ égale la vitesse terminale au sens de Stokes est utilisée :

$$u_{initiale,i} = \frac{1}{18} \frac{d_i^2 g(\rho_i - \rho_1)}{\mu_1}$$

Des résultats préliminaires ont montré une faible influence de l'utilisation de la corrélation de Schiller & Naumann par rapport au calcul direct de la vitesse de sédimentation par la loi de Stokes. De ce fait, la vitesse $u_{slip,i}$ a directement été obtenue par l'équation 4.1.

Turbulences

Afin de prendre en compte les effets de la turbulence dans la modélisation du système mutltiphasique, l'approche RANS a été adoptée via l'emploi du modèle de turbulence standard $k - \epsilon$ (Launder & Spalding, 1973). En effet, ce modèle a été jugé pertinent pour ce projet à caractère exploratoire, du fait de sa robustesse, de sa capacité à capturer les principaux comportements de l'écoulement, mais aussi du fait de sa grande utilisation par la communauté pour prédire l'efficacité de réservoirs.

Dans le présent modèle, un seul jeu d'équations de transport liées aux paramètres de turbulences k et ϵ, représentant respectivement l'énergie cinétique turbulente et le taux de dissipation de l'énergie cinétique turbulente, a été considéré pour la vitesse de mélange. Soit le système d'équations :

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho u_m \cdot \nabla k = \nabla \cdot \left(\left(\mu_m + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) + P_k - \rho \epsilon \\ \rho \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \rho u_m \cdot \nabla \epsilon = \nabla \cdot \left(\left(\mu_m + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \nabla \epsilon \right) + C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} P_k - C_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \end{cases}$$

où σ_k, $C_{\epsilon 1}$, $C_{\epsilon 2}$ sont des constantes présentes dans le tableau 4.3 et P_k est le terme de production et μ_t la viscosité turbulente définie comme :

$$P_k = \mu_t \left(\nabla u_m : (\nabla u_m + (\nabla u_m)^T) - \frac{2}{3} (\nabla \cdot u_m)^2 \right) - \frac{2}{3} \rho k \nabla \cdot u_m$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon}$$

où C_μ est une constante (voir Tableau 4.3). Ainsi, l'hypothèse de Bousinesq de viscosité tourbillonnaire est employée. C'est-à-dire l'hypothèse d'une proportionnalité entre les contraintes de Reynolds et le gradient de vitesse moyen, et donc un comportement isotrope.

Tableau 4.3 Constantes du modèle de turbulence - tirée de COMSOL (2023).

Constantes	C_μ	$C_{\epsilon 1}$	$C_{\epsilon 2}$	σ_k	σ_ϵ	σ_t
Valeurs	0.09	1.44	1.92	1.0	1.3	0.35

4.4 Le modèle numérique

Un modèle 3D d'une géométrie simplifiée du réservoir de PremierTech a été élaboré à l'aide du logiciel commercial COMSOL Multiphysics (2023), dont une courte description est présente en annexe B. Ce modèle utilise une discrétisation éléments finis des équations du modèle de mélange avec des interpolations quadratiques pour les termes des vitesses (u, v et w) et les fractions volumiques de sédiment (Φ_i), et des interpolations linéaires pour la pression (p). Les formes faibles des équations résolues par l'approches éléments finis sont présentes en annexe C. Finalement, un algorithme numérique à plusieurs étapes ségrégé et basé sur la méthode de Newton-Raphson permet l'obtention d'une solution stationnaire.

4.4.1 Conditions aux limites

Les conditions aux limites imposées aux modèles sont représentées à la Figure 4.6. Tout d'abord, un plan de symétrie a été identifié. Celui-ci consiste en une symétrie de la géométrie, mais aussi des physiques étudiées. L'utilisation de ce plan permet de diviser par 2 les ressources de calcul et donc le temps de calcul. En entrée du réservoir, une vitesse constante du mélange eau et particules $U_e = \frac{Q}{S_C}$ est imposée, ainsi qu'une fraction volumique de particule constante pour chaque classe de particule $\Phi_{e,i} = \frac{C_{e,i}}{\rho_i}$, où $C_{e,i}$ est la portion de la concentration totale de sédiments C_e, obtenue par filtration, propre à la classe de particule de diamètre d_i dont la fraction massique est obtenue par PSD (voir Figure 4.4). Une condition de pression hydrostatique constante en sortie est émise. Sur la partie supérieure du réservoir, le choix a été d'utiliser une condition de glissement pour le mélange afin de modéliser l'interaction eau/air. À travers ce choix, l'interaction de l'air sur l'eau est alors minime, ce qui sera le cas pour un réservoir souterrain où aucun vent de surface ne sera présent. Sur les parois latérales, des conditions de non-glissement sont imposées. Enfin, une condition de non-glissement pour le fluide a été considérée au fond du réservoir, tandis que les particules sont enlevées du domaine de calcul dès un contact avec le fond. Ce dernier choix

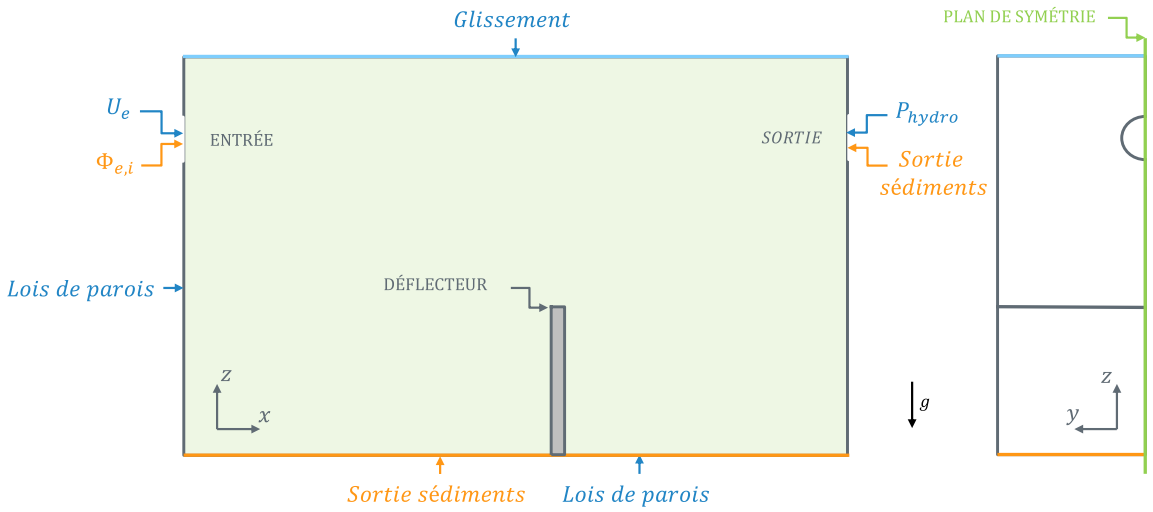


FIGURE 4.6 Conditions aux limites du modèle numérique utilisées pour simuler un réservoir de sédimentation.

de modélisation permet de s'affranchir de la modélisation de la zone sédimentée où des fortes concentrations de particules sont attendues avec le temps. Il s'agit d'un choix couramment utilisé dans le cas de faibles concentrations de particules en entrée (Lyn et al., 1992; Goula et al., 2008a,b; Tarpagkou & Pantokratoras, 2014; Deldar et al., 2018; Vahidifar et al., 2019), ce qui est notre cas. Cette condition permettra aussi d'obtenir plus facilement une solution stationnaire du modèle en s'affranchissant de possibles instabilités de l'écoulement liées au phénomène de saltation (érosions et dépositions des particules) présent dans certaines conditions dans le fond du réservoir. Les expressions sous formes faibles des conditions aux limites sont présentes en annexe C.

4.4.2 Maillage

La discrétisation par éléments finis utilisée par le logiciel COMSOL Multiphysics (2023) est basée sur la discrétisation de Galerkin. Celle-ci permet la discrétisation des équations du modèle de mélange pour lesquelles une solution de l'écoulement et du transport des particules est alors obtenue en des points de calculs donnés. Ces points de calculs sont alors répartis selon le choix d'un maillage et des interpolations utilisées. Dans le cas d'un réservoir rectangulaire avec une entrée et une sortie circulaire, une combinaison d'hexaèdre et de tétraèdre a été retenue. Tel que présenté à la Figure 4.7, le maillage a été séparé en trois zones distinctes. Une zone d'entrée/sortie où des tétraèdres de tailles constantes sont utilisés. Cette zone possède de fines mailles car il s'agit de zone où de forts gradients sont attendus. Une zone de transition, où des tétraèdres de tailles variables permettent une transition vers le reste du

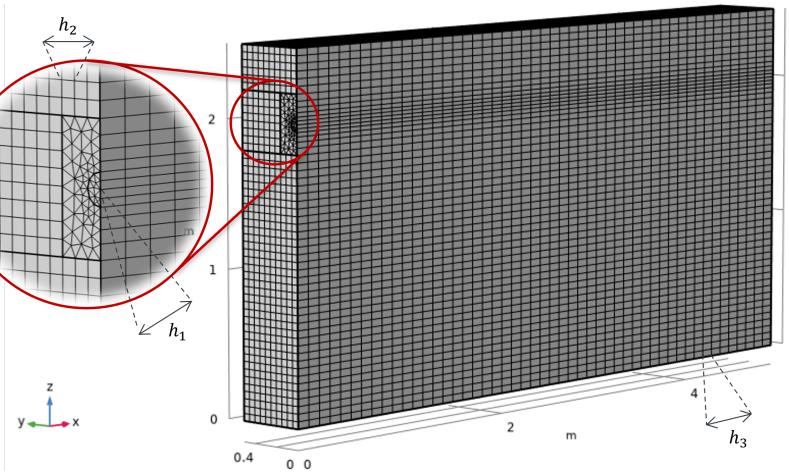


FIGURE 4.7 Maillage grossier du réservoir.

réservoir. Enfin des hexaèdres sont utilisés pour le reste du réservoir. Le choix d'hexaèdre est dû au fait que ce sont des formes généralement utilisées en CFD, minimisant la diffusion numérique ainsi que le nombre de degrés de liberté total.

Finalement, 3 maillages de tailles différentes ont été testés afin d'étudier la sensibilité de la réponse du modèle à ce dernier. Les caractéristiques principales sont résumées Tableau 4.4.

Aucune influence majeure du maillage sur les profils de vitesse et des concentrations n'est perçue telle que le montre les figures 4.8 et 4.9 représentant les profils de vitesse et de concentration le long du plan de symétrie du réservoir.

Il est néanmoins intéressant de noter qu'une taille de maille minimale a été nécessaire afin d'obtenir une convergence du modèle. En effet, une étude préliminaire 2D avait mis en avant des difficultés à capturer les gradients de concentration au niveau de la zone turbulente en entrée si le maillage n'était pas assez fin. La zone de convergence trouvée commence ainsi pour le maillage dit "grossier" dont les caractéristiques sont présentes au tableau 4.4.

Pour valider l'indépendance au maillage et évaluer l'impact des erreurs de calcul sur les résultats du modèle, le bilan de masse dans le réservoir a été analysé. Étant donné un critère

TABLEAU 4.4 Caractéristiques des maillages testés.

Maillage	$h_1(m)$	$h_2(m)$	$h_3(m)$	Nombre d'éléments
Grossier	0.05	0.05	0.1	30141
Fin	0.01	0.05	0.05	69084
Très fin	0.008	0.04	0.05	370705

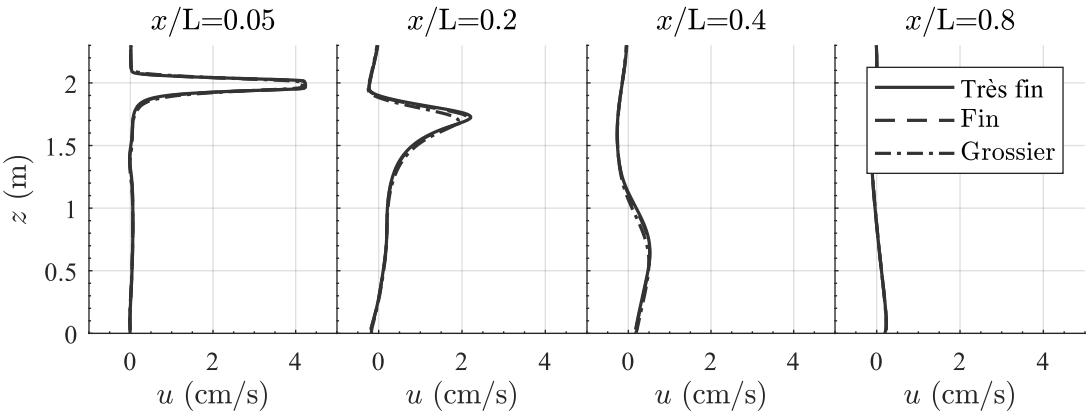


FIGURE 4.8 Profil de vitesse dans le plan de symétrie le long du réservoir pour trois maillages différents, avec x/L la longueure adimensionnées.

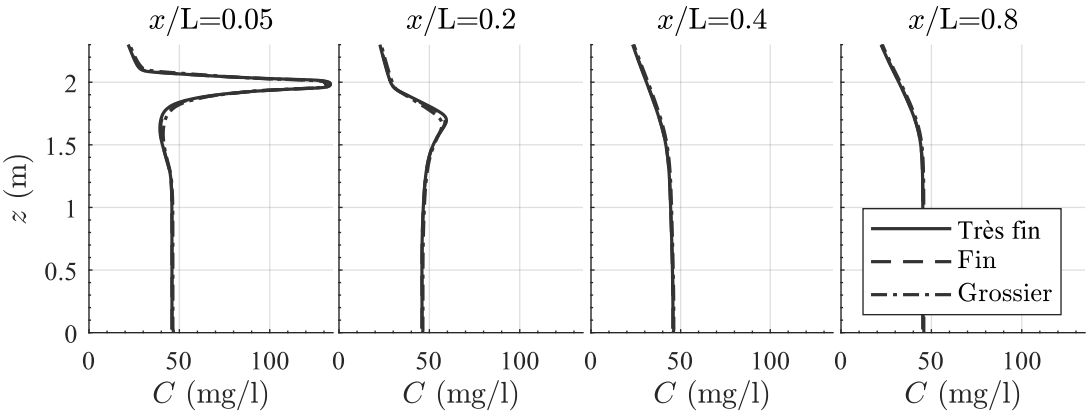


FIGURE 4.9 Profil de concentration dans le plan de symétrie le long du réservoir pour trois maillages différents, avec x/L la longueure adimensionnée.

de convergence du calcul basé sur une erreur sur les résidus de 10^{-4} (voir section ci-après), la vitesse de l'écoulement en sortie aura donc une erreur de cet ordre, impactant le débit massique sortant au niveau du puits d'injection. Au niveau de la sortie des sédiments au fond du réservoir, une erreur numérique est aussi présente sur les variables de fractions volumiques de sédiment Φ_i, et donc sur la masse sortante. Ainsi, pour les 3 maillages testés, un bilan des masses entrantes et sortantes a été effectué. Le tableau 4.5 récapitule les débits d'eau obtenus en entrée, Q_e, et en sortie, Q_s, les débits massiques de sédiments entrants, $\dot{m}_e$, sortants au fond du réservoir, $\dot{m}_{fond}$, et allants au PI, $\dot{m}_{puits}$, les erreurs absolues, $\Delta\dot{m} = |\dot{m}_e - \dot{m}_s| = |\dot{m}_e - (\dot{m}_{puits} + \dot{m}_{fond})|$, et relative, $\Delta\dot{m}/\dot{m}_e$, sur le bilan des masses, ainsi que les efficacités, E, du réservoir obtenus pour les trois maillages.

Tableau 4.5 Bilans des masses, erreurs et efficacités du réservoir pour les 3 maillages.

Maillage	Q_e (l/min)	Q_s (l/min)	$\dot{m}_e$ (g/min)	$\dot{m}_{puits}$ (g/min)	$\dot{m}_{fond}$ (g/min)	$\dot{m}_s$ (g/min)	$\Delta\dot{m}$ (g/min)	$\Delta\dot{m}/\dot{m}_e$ (%)	E (%)
Grossier	19.097	19.098	2.559	0.612	2.103	2.715	0.156	6.1	76.1
Fin	19.872	19.873	2.663	0.633	2.080	2.713	0.051	1.9	76.1
Très fin	19.918	19.919	2.669	0.632	2.079	2.711	0.042	1.5	76.3

Cette analyse de sensibilité au maillage met en avant la nécessité d'une discrétisation minimale au niveau de l'entrée et la sortie du réservoir afin de capturer des débits massiques réalistes. L'impact du maillage sur les profils de vitesse et de concentration, ainsi que sur l'efficacité de réservoir, est quant à lui minime. Le maillage fin a été conservé. À noter que cette sensibilité au maillage a été réalisée en considérant seulement une classe de particule de diamètre $d = 13$ μm.

4.4.3 Algorithme numérique

Un algorithme numérique divisé en deux grandes étapes permet d'obtenir une solution stationnaire du modèle de mélange. C'est-à-dire une solution pour laquelle un équilibre entre quantité de sédiments entrant, sédimentant et sortant du réservoir est atteint. La solution stationnaire obtenue correspond donc au régime permanent de remplissage du réservoir sous un débit de saignée donné constant pour lequel les sédiments ayant atteint le fond du réservoir sont considérés comme ayant sédimentés.

$1^{ère}$ *étape - solution stationnaire de l'écoulement seul*

La première étape consiste à résoudre l'écoulement stationnaire turbulent sans prise en compte des particules. Soit résoudre les équations de Navier-Stokes et du modèle de turbulence. La méthode "pseudo time-stepping" a été utilisée, avec comme conditions initiales

une condition de pression hydrostatique et un profil de vitesse nulle dans le réservoir. Au sein de cette méthode, une approche ségrégée est utilisée séparant le calcul du champ de vitesse et de pression, au calcul des variables de turbulence. Celle-ci consiste à résoudre de manière séquentielle le système d'équations non-linéaires obtenu par discrétisation en éléments finis. Ainsi pour chaque itération, les variables de vitesse et de pression sont résolues par le solver linéaire direct PARDISO (COMSOL, 2023) et une méthode non-linéaire de Newton-Raphson à coefficient d'atténuation constant de 0.5. Puis les variables de turbulence sont résolues de même par le solver direct PARDISO et une méthode de Newton-Raphson à coefficient d'atténuation constant de 0.35. Ce premier calcul a été accéléré via l'utilisation d'un maillage grossier et d'une diminution par palier de la viscosité du fluide. Le calcul est considéré comme ayant convergé lorsque l'erreur sur la solution ou les résidus est inférieure à 10^{-3}.

$2^{ème}$ *étape - solution stationnaire du modèle de mélange*
La deuxième étape consiste à déterminer la solution stationnaire du modèle de mélange avec comme condition initiale le profil d'écoulement obtenu à l'étape 1. De même, la méthode "pseudo time-stepping" est utilisée avec une approche ségrégée. Ainsi, 2 sous-étapes de calcul sont effectuées via l'utilisation du solver direct PARDISO. La première résout les variables de vitesse pression et de fractions volumiques. Ce couplage entre vitesse et fraction volumique s'est avéré nécessaire du fait des fortes non-linéarités du système d'équations et du fort couplage entre ces deux physiques. De plus, le coefficient d'atténuation de la méthode de Newton-Raphson a été ajusté à 0.4 afin d'assurer une convergence du modèle. La deuxième sous-étape compile les variables de turbulence. Le calcul est considéré comme ayant convergé lorsque l'erreur sur la solution ou les résidus est inférieure à 10^{-4}.

À noter que l'utilisation de méthode de stabilisation consistante ont été utilisées, notamment les méthodes "streamwize diffusion" et "crosswind diffusion" (Schlegel, 2014; Hughes et al., 1986) nécessaire du fait de l'importance des phénomènes de transport advectif par rapport au transport diffusif marqué par un nombre de Peclet $Pe = \frac{hu}{D_{md}}$ en entrée de réservoir (voir Figure 4.10).

4.5 Interprétation des résultats

Le modèle développé dans la section précédente permet d'obtenir la solution stationnaire du remplissage d'un réservoir de sédimentation sous un débit d'entrée de mélange eau et sédiment donné. C'est-à-dire une solution pour laquelle une certaine quantité de sédiments est injectée, une autre est en train de sédimenter au fond du réservoir (enlevé du domaine de calcul une fois le fond atteint) et une autre partie sort en direction du PI. Connaissant la masse injectée de sédiments et ayant accès à la masse sortante, il est possible de déterminer

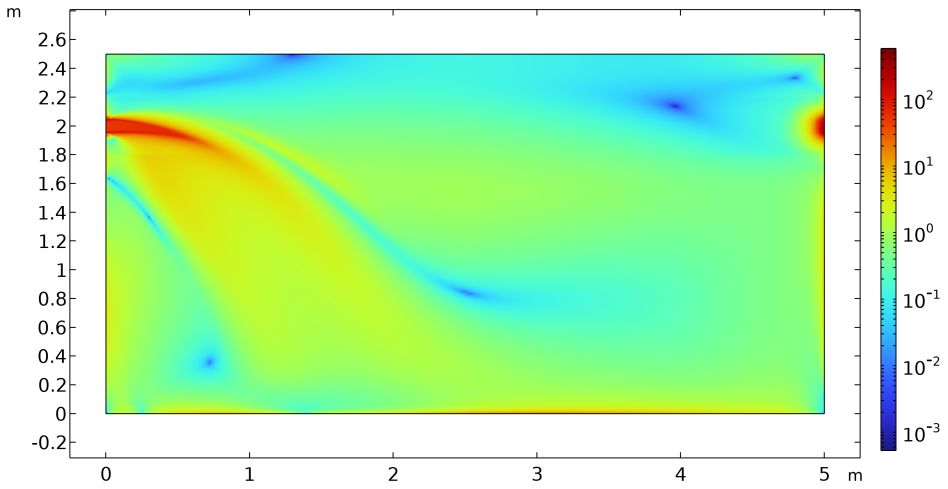


FIGURE 4.10 Nombre de Peclet dans le plan de symétrie du réservoir pour le maillage fin et un débit de 20 l/min.

l'efficacité d'un réservoir donné, pour un débit d'entrée donné. De plus, le modèle permet l'accès à différentes variables de l'écoulement utiles pour identifier des zones favorables à la mise en place de déflecteurs. Finalement, afin de valider la condition de non-resuspension des particules au fond du réservoir, la contrainte de cisaillement au fond du réservoir est analysée.

4.5.1 Efficacité du réservoir

L'efficacité du réservoir E de sédimentation est calculée via la formule suivante :

$$E = \frac{\dot{m}_e - \dot{m}_{puits}}{\dot{m}_e} \tag{4.6}$$

où $\dot{m}_e = Q \cdot C_e$ le débit massique de sédiments injectés en kg/s et $\dot{m}_{puits}$ correspond au débit massique de sédiments allant au PI en kg/s. Celle-ci est ainsi la somme des débits massique de sédiments de classe i, $\dot{m}_{puits,i}$, allant au PI par la conduite de sortie de surface normale S_C , soit :

$$\dot{m}_{puits} = \sum_{i=2}^{N} \dot{m}_{puits,i}$$

avec $\dot{m}_{puits,i}$ valant :

$$\dot{m}_{puits,i} = \int_{S_C} \rho_i u_i(y,z)\, dS_C \tag{4.7}$$

De la même façon, l'efficacité du réservoir E_i pour chaque classe de particule i est calculée de la façon suivante :

$$E_i = \frac{\dot{m}_{e,i} - \dot{m}_{puits,i}}{\dot{m}_{e,i}} \tag{4.8}$$

avec $\dot{m}_{e,i} = Q \cdot C_{e,i}$ le débit massique de sédiments injectés de classe i en kg/s.

4.5.2 Critère de sédimentation

Le critère de Shields (1936) a été utilisé afin de discuter de la validation de l'hypothèse de modélisation de sortie de sédiments au fond du réservoir, c'est-à-dire de non-resuspension des sédiments une fois le fond du réservoir atteint. Ce critère consiste à vérifier que la contrainte de cisaillement au fond du réservoir τ_b est sous la contrainte limite proposée par Shields. Ce critère a notamment été utilisé par Vahidifar et al. (2019) dans leur étude de réservoir pour valider leur hypothèse de modélisation. Il est important de noter que ce critère a été développé initialement pour un cas de sédimentation en canal et donc qu'une étude plus poussée sur le comportement du fond du réservoir, prenant notamment en compte la cohésion des particules, serait préférable afin d'obtenir des critères plus précis de remises en mouvement pour notre cas d'application.

Contrainte limite de Shields
Brownlie (1981) a proposé l'équation suivante reliant les données de Shields et permettant donc de déterminer la contrainte limite adimensionnelle à ne pas dépasser pour garantir une absence de mouvement des sédiments :

$$\tau_c^* = 0.22 R_{ep_g}^{-0.6} + 0.06 e^{-17.77 R_{ep_g}^{-0.6}}$$

avec $R_{ep_g} = \frac{\sqrt{gRdd}}{\mu}$, le nombre de Reynolds de particule par rapport à la gravité et $R = \frac{\rho_i - \rho_f}{\rho_f}$ (Garcia, 2008). Sachant que les particules de petites tailles sont plus susceptibles de se resuspendre, la contrainte adimensionnée minimale de resuspension pour un diamètre $d = 5\ \mu m$ valant $\tau_c^* = 1.41$ est utilisée pour valider la non-resuspension des particules.

Contrainte adimensionnée numérique
Afin d'assurer que la contrainte de cisaillement au fond soit inférieure à la contrainte limite de Shields, la contrainte de cisaillement adimensionnée au fond du réservoir τ_b^* a été calculée sur la base des résultats numériques stationnaire du modèle de mélange. Celle-ci est obtenue via l'équation suivante (Garcia, 2008) :

$$\tau_b^* = \frac{\rho_i u_\tau^2}{g(\rho_i - \rho_f)d} = \frac{u_\tau^2}{gRd} \tag{4.9}$$

u_τ est alors la vitesse de frottement à la paroi issue du modèle de turbulence et des lois de parois (COMSOL, 2023).

CHAPITRE 5 VALIDATION

Ce chapitre vise à démontrer que le modèle développé au chapitre précédent est valide et pertinent dans le cas de l'étude de dimensionnement d'un réservoir de sédimentation pour un cas d'application géothermique. Pour ce faire, deux étapes de validation ont été menées. Étant donné l'impact de l'écoulement sur le processus de sédimentation, la première étape consiste à valider le calcul de l'écoulement turbulent seul, ce qui a été effectué sur la base des données expérimentales de Shahrokhi et al. (2013). La deuxième étape vise à valider le couplage entre le calcul de l'écoulement et le transport de sédiments, ce qui est réalisé par comparaison du modèle aux données expérimentales de Krebs et al. (1998). À cette étape, une discussion sur la capacité du modèle à prendre en compte les phénomènes de courants de densité est abordée.

À noter que la validation du modèle s'est effectuée via des simulations 2D. En effet, au vu du caractère exploratoire du projet et de l'espace mémoire conséquent des modèles CFD 3D, il a été jugé pertinent d'effectuer la validation du modèle numérique sur des applications 2D, nécessitant peu d'espace mémoire (<64 GB) et des temps de calcul relativement faibles (<6h). Ce fut ainsi l'occasion de se familiariser avec les diverses équations du modèle, les divers paramètres des solveurs, ainsi qu'à l'impact des conditions aux limites et du maillage sur la convergence du modèle.

5.1 Validation de l'écoulement turbulent

5.1.1 Le modèle 2D de comparaison

Deux géométries de réservoir ont été étudiées pour valider l'écoulement turbulent. Une sans déflecteur et une avec déflecteur, correspondant aux cas utilisés par Shahrokhi et al. (2013), dont la géométrie 2D est présente à la figure 5.1. À noter que le réservoir expérimental est un réservoir rectangulaire d'une longueur $L = 2$ m, d'une hauteur d'eau $H = 31$ cm et d'une largeur (non représentée et considérée comme non impactante) de $l = 50$ cm.

Au niveau des conditions aux limites, il s'agit des mêmes que celles utilisées pour la partie hydraulique du modèle, décrit dans la section 4.4.1. La vitesse d'entrée d'eau est considérée constante sur toute l'entrée et vaut $U_e = 0.04$ m/s. Une condition de glissement en surface est considérée pour modéliser l'interaction eau-air. Une pression hydrostatique est imposée en sortie. Enfin, dans le cas avec déflecteur, les parois de ce dernier sont considérées comme rigides et un non-glissement est imposé.

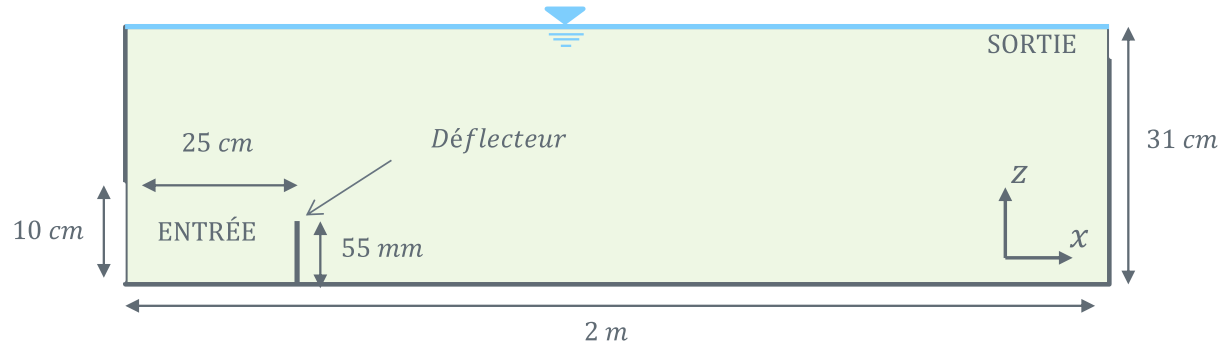


FIGURE 5.1 Géométrie du réservoir expérimental de Shahrokhi et al. (2013) avec déflecteur.

5.1.2 Hydrodynamique

Shahrokhi et al. (2013) mettent en avant à travers leurs expérimentations la présence d'une recirculation importante en haut dans le cas sans déflecteur et de deux recirculations dans le cas avec déflecteur. Les figures 5.2 et 5.3 représentent alors les valeurs extrêmes des profils de vitesses obtenues par Shahrokhi et al. 2013), ainsi que les résultats obtenus par le modèle pour les cas sans et avec déflecteur.

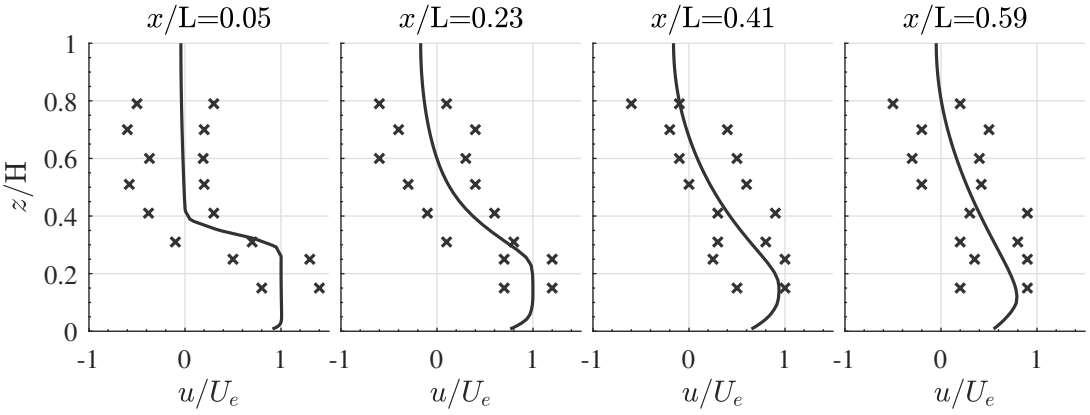


FIGURE 5.2 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Shahrokhi et al. (2013) (×) avec u/U_e la vitesse adimensionnée de l'écoulement selon x par rapport à la vitesse d'entrée - cas sans déflecteur.

À travers ces résultats, il est possible de valider le comportement hydraulique du modèle. En effet, le modèle de turbulence SKE est capable de capturer les principales zones de recirculations dans le réservoir. Les résultats simulés sont compris dans les valeurs extrêmes obtenues par Shahrokhi et al. (2013). Une légère divergence a lieu au niveau des profils dans le cas avec déflecteur (voir Figure 5.3), notamment proche de ce dernier ($x/L = 0.05$ et

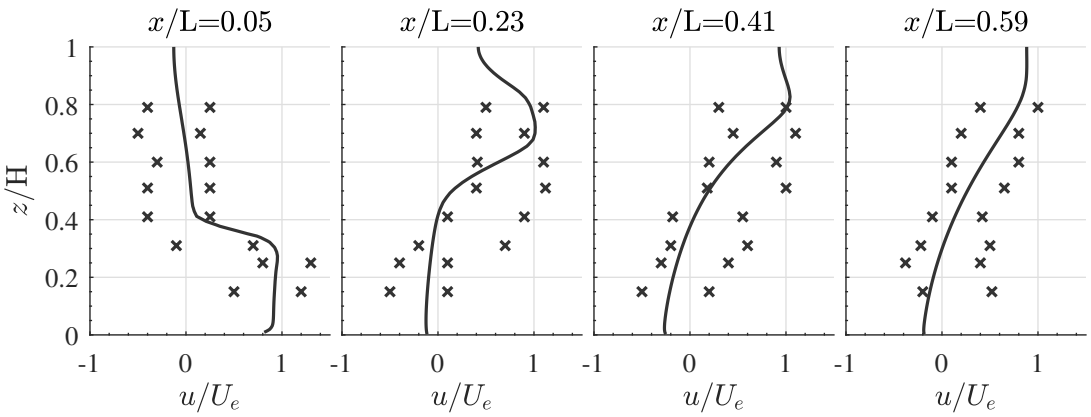


FIGURE 5.3 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Shahrokhi et al. (2013) (×) - cas avec déflecteur.

$x/L = 0.23$). Ces divergences sont alors cohérentes avec le fait que le modèle SKE peut avoir certaines difficultés à représenter des écoulements à fortes courbures (Das et al., 2016). Ce modèle permet néanmoins d'obtenir une très bonne estimation de l'hydrodynamique interne des réservoirs avec des écarts par rapport aux résultats expérimentaux relativement faibles.

5.2 Validation du couplage fluide - particule

L'objectif de cette section est de valider la capacité du modèle à prédire le transport des sédiments dans le réservoir, le processus de sédimentation, ainsi que de discuter sur sa capacité à reproduire des courants de densité par prise en compte d'une densité de mélange variable.

5.2.1 Le modèle 2D de comparaison

La géométrie du réservoir étudiée pour valider l'interaction fluide et particules (voir Figure 5.4) est issues des essais expérimentaux de Krebs et al. (1998). Il s'agit alors d'un réservoir rectangulaire d'une longueur $L = 2$ m, d'une hauteur d'eau $H = 16$ cm et d'une largeur (non représentée et considérée comme non impactante) de $l = 50$ cm.

Dans leur expérimentation, Krebs et al. (1998) considèrent des particules de densité $\rho_p = 2500$ kg/m^3 et dont 10 classes différentes ont été identifiées. Les caractéristiques des différentes classes sont présentées au tableau 5.1. Ces sédiments sont alors incorporés à l'eau circulant à une vitesse U_e, à l'aide d'une trémie située 7 cm en amont du réservoir. L'eau et les sédiments sont ainsi injectés dans le réservoir via une conduite rectangulaire de largeur égale à celle du réservoir et d'une hauteur de 2 cm (voir Figure 5.4). De plus, un montage en nid d'abeille au

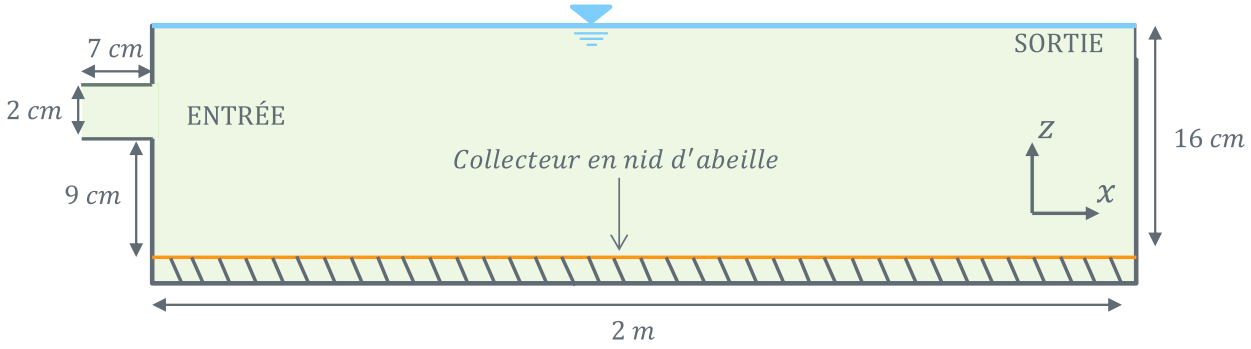


FIGURE 5.4 Géométrie du réservoir expérimental de Krebs et al. (1998).

fond du réservoir a été utilisé dans le montage expérimental afin de capturer les sédiments.

D'un point de vue modélisation et conditions aux limites, une fraction volumique constante $\Phi_{e,i}$ propre à chaque classe de particules a donc été imposée sur toute la section d'entrée en $x = -7$ cm, ainsi qu'une vitesse d'entrée constante U_e du mélange eau et sédiments. Pour représenter le montage en nid d'abeille au fond du réservoir, les particules sont considérées comme sortie du modèle une fois le fond du réservoir atteint. Pour le reste des conditions aux limites hydrauliques, une condition de glissement en surface est considérée pour modéliser l'interaction eau-air et une pression hydrostatique est imposée en sortie.

Finalement, du fait de la considération de plusieurs classes de particules dans le modèle, la viscosité du mélange a été considérée comme constante et égale à celle de l'eau $\mu_m = \mu_f$.

Le comportement du modèle a alors été analysé et comparé aux données de Krebs et al. (1998) pour deux combinaisons de vitesses et concentrations de particules en entrée différentes. Une avec $U_e = 0.2$ m/s et $C_e = 4.3$ g/l. Une autre avec $U_e = 0.1$ m/s et $C_e = 18.9$ g/l. Soit des nombres respectifs de Froude dans le réservoir de $Fr(U_{res}, H) = 0.393$ et $Fr(U_{res}, H) = 0.094$, avec $U_{res} = Q/S_{res}$.

5.2.2 Transport des sédiments

Les figures 5.5 et 5.6 comparent ainsi les profils de vitesses et concentrations obtenus le long du réservoir par le modèle de mélange par rapport aux données expérimentales de Krebs et al. (1998) pour un nombre de Froude de $Fr(U_{res}, H) = 0.393$.

Les profils de vitesses sont très proches des données expérimentales de Krebs et al. (1998) avec la présence d'une recirculation en dessous de l'entrée marquée par des vitesses négatives selon x. Cette recirculation est alors comprise avant $x/L = 0.4$. À partir de cette distance, un écoulement laminaire s'établit dans le réservoir favorisant la sédimentation des particules.

TABLEAU 5.1 Caractéristiques des sédiments entrants dans le réservoir de Krebs et al. (1998).

d (μm)	ρ_p (kg/m^3)	V_0 (m/s)	$\Phi_e(Fr(U_{res}, H) = 0.393)$ (-)	$\Phi_e(Fr(U_{res}, H) = 0.094)$ (-)
5	2500	-2.04e-5	8.50e-05	3.74e-04
15	2500	-1.84e-4	2.21e-04	9.72e-04
25	2500	-5.11e-4	4.59e-04	2.02e-03
35	2500	-1.3e-3	4.08e-04	1,79e-03
45	2500	-1.66e-3	2.72e-04	1.20e-03
55	2500	-2.47e-3	8.41e-05	3.70e-04
65	2500	-3.45e-3	6.80e-05	2.99e-04
75	2500	-4.6e-3	3.40e-05	1,50e-04
85	2500	-5.91e-3	3.40e-05	1.50e-04
95	2500	-7.38e-3	3.40e-05	1.50e-04

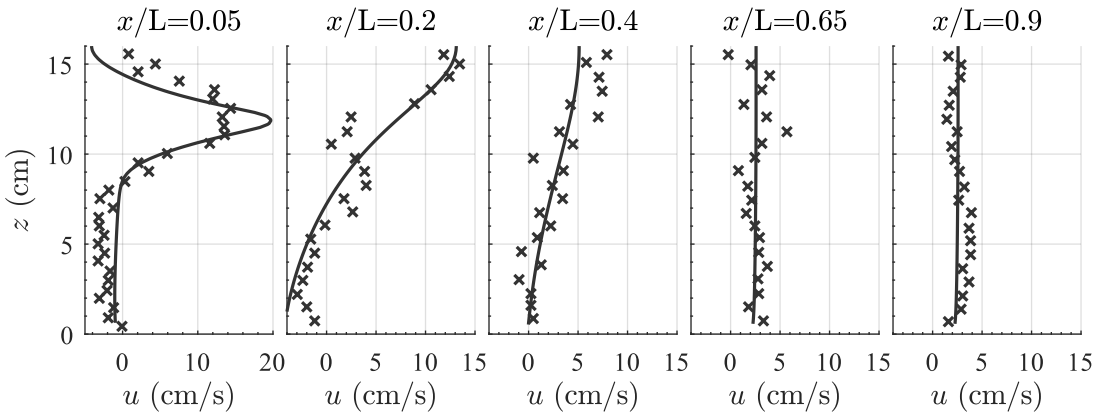


FIGURE 5.5 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.393$.

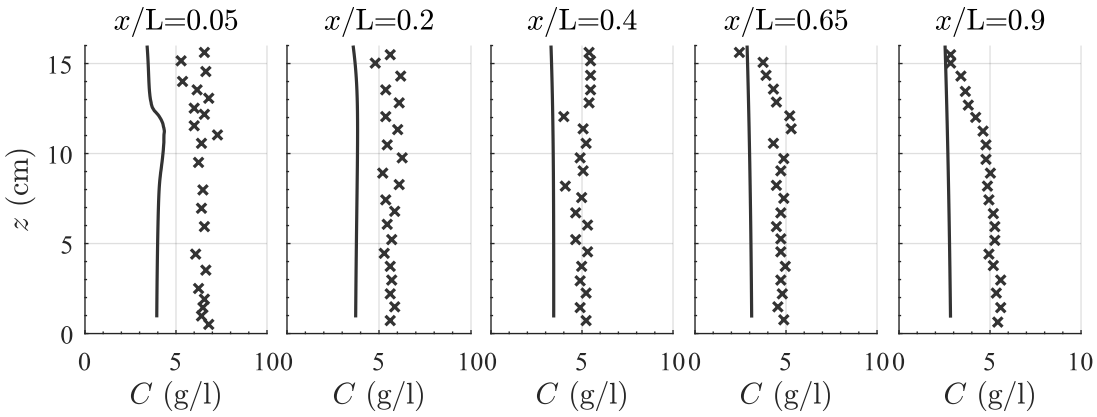


FIGURE 5.6 Profils de concentration simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.393$.

Au niveau des profils de concentrations simulés, une légère diminution de la concentration totale C le long du réservoir est présente, ce qui a aussi été observé expérimentalement. Il est à noter que les valeurs simulées sont néanmoins plus faibles que les valeurs de Krebs et al. (1998). En effet, les résultats expérimentaux mettent en avant des valeurs de concentration le long du réservoir passant d'environ $C = 6.5$ g/l pour $x/L = 0.05$ à $C = 5.5$ g/l pour $x/L = 0.9$, tandis que les valeurs simulées passent de $C = 4$ g/l pour $x/L = 0.05$ à $C = 3$ g/l pour $x/L = 0.9$. Sachant que la concentration de sédiments injectée en entrée est selon Krebs et al. (1998) de $C_e = 4.3$ g/l, soit une concentration inférieure à celle mesurée expérimentalement, il semblerait que la divergence entre les résultats simulés et expérimentaux proviennent de la mesure de la concentration, soit en entrée, soit le long du réservoir. Dans leur article, Krebs et al. (1998) affirme que la mesure de la concentration dans le réservoir est difficile et présente certaines incertitudes, notamment lorsque l'on s'éloigne de l'entrée du réservoir.

5.2.3 Capture des courants de densité sédimentaire

Les figures 5.7 et 5.8 comparent les profiles de vitesses et de concentrations obtenues le long du réservoir par rapport aux données expérimentales de Krebs et al. (1998) pour un nombre de Froude en entrée de $Fr(U_{res}, H) = 0.094$.

Les résultats numériques obtenus mettent en avant un courant de densité en entrée et une diminution de la concentration le long du réservoir correspondant à une sédimentation des particules. Au niveau des profils de vitesses, le modèle est capable de représenter le phénomène de cascade en entrée, issu de la différence de densité entre le mélange entrant et le mélange dans le réservoir. Les profils de vitesses sont alors très proches des données expérimentales

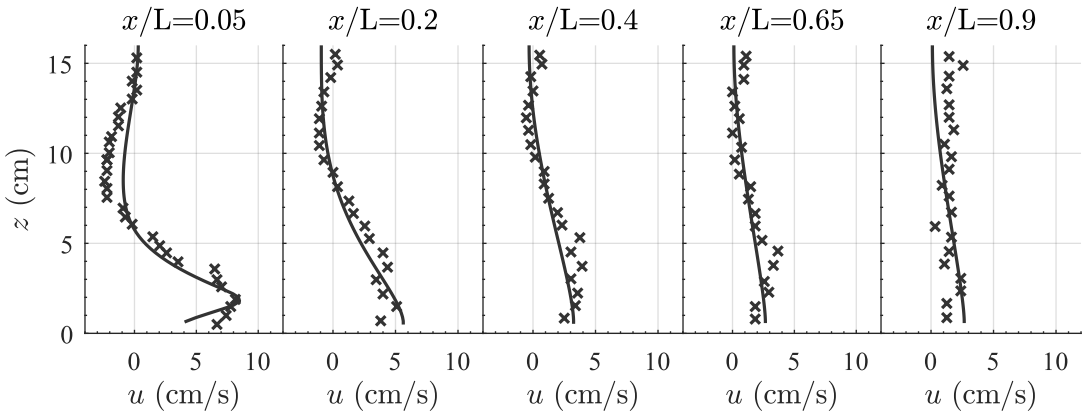


FIGURE 5.7 Profils de vitesse simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.094$.

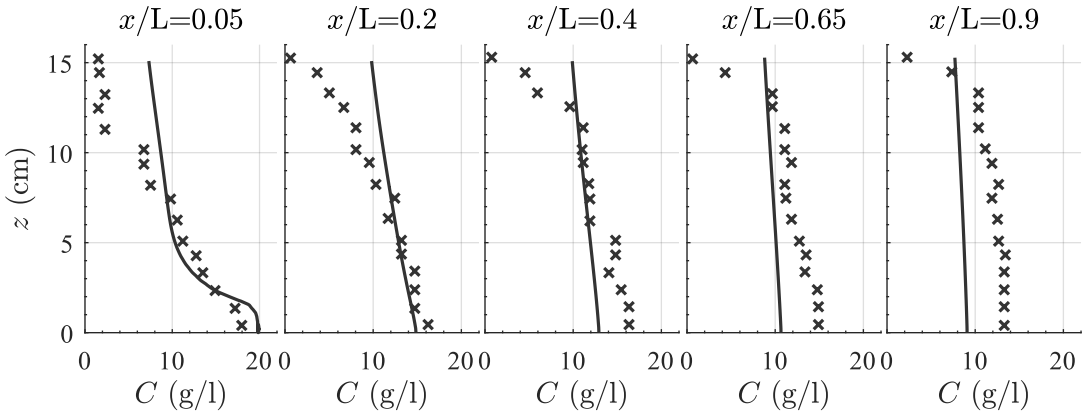


FIGURE 5.8 Profils de concentration simulés (-) et expérimentaux de Krebs et al. (1998) (×) - $Fr(U_{res}, H) = 0.094$.

de Krebs et al. (1998).

Les profils de concentration quant à eux ne correspondent pas totalement aux données expérimentales de Krebs et al. (1998). Une sédimentation est bien présente le long du réservoir avec une diminution de la concentration avec l'augmentation de la distance du réservoir. Les profils simulés correspondent relativement bien pour les trois premières sections de réservoir ($x/L = 0.05$, $x/L = 0.2$ et $x/L = 0.4$), néanmoins une diminution est plus importante dans le cas du modèle pour les sections $x/L = 0.65$ et $x/L = 0.9$. Comme pour le cas précédent, Krebs et al. (1998) affirme que les lectures de concentration sont plus fiables proche de l'entrée du réservoir du fait d'une calibration de leur sonde sur les données de sédiments entrants. En effet, les sédiments les plus gros auront sédimentés proche de l'entrée tandis que seuls les sédiments les plus petits se retrouveront en bout de réservoir, ce qui, selon eux, impacte la mesure de concentration. Cela peut expliquer les écarts au niveau des concentrations obtenues par le modèle. Aussi au niveau du haut du réservoir, une concentration plus élevée est présente avec le modèle. Cela peut alors provenir d'une diffusion numérique ayant lieu dans le réservoir. Une étude instationnaire présentée en annexe, basée sur le cas de référence de "Backward facing step de Barton (1996), a notamment mis en avant la présence d'une diffusion numérique du modèle qui semble alors liée à la résolution d'une solution stationnaire.

Les présents résultats mettent tout de même en avant la capacité du modèle à représenter des courants de densité et le transport des sédiments.

5.3 Synthèse

Le présent chapitre a permis de mettre en avant les forces et limites du modèle utilisé. Le modèle est capable de capturer les principaux phénomènes hydrodynamiques présents dans les réservoirs de sédimentation, notamment les recirculations ainsi que les courants de densité sédimentaire. Une légère diffusion numérique est néanmoins présente et semble avoir lieu dans les zones où aucun sédiment n'est censé être présent. Cette diffusion est toute fois minime.

Sans perte de généralité, cette démarche de validation est considérée comme suffisante pour valider le comportement du modèle, et ce, même pour des simulations 3D où la principale différence sera l'ajout d'une dimension d'espace pour laquelle l'impact sur le modèle sera considéré comme purement dépendant au maillage, pour lequel la dépendance a été analysée au chapitre précédent.

CHAPITRE 6 RÉSULTATS ET DISCUSSIONS - COMPORTEMENTS SIMULÉS DE RÉSERVOIRS

Le modèle ayant été validé, le présent chapitre vise à déterminer le comportement de différents réservoirs de sédimentation suivant les plages de fonctionnement hydrauliques typiques de puits à colonne permanentes et des données sédimentaires expérimentales. L'objectif étant de déterminer si l'utilisation d'un réservoir de sédimentation peut mener à une réduction significative des sédiments circulant dans un système géothermique ouvert.

6.1 Limites d'un modèle 2D

6.1.1 Hypothèses de modélisation 2D

Dans l'idée d'obtenir un temps de calcul faible afin d'étudier le comportement du réservoir pour diverses géométries, un premier modèle 2D du réservoir présenté à la figure 4.1 a été analysé. Ce modèle néglige donc les effets de diffusion 3D dans le plan x-y du réservoir comme pour les cas de validation. D'un point de vue modélisation, cela revient donc à considérer que le mélange eau et sédiments entre dans le réservoir à une vitesse $U_e = Q/S_e$ via une conduite d'entrée rectangulaire de hauteur égale au diamètre du tuyau d'entrée réel et d'une largeur infinie (voir Figure 6.1). Dans cette situation, la question du choix de la surface S_e à utiliser pour le calcul de la vitesse à imposer en entrée se pose.

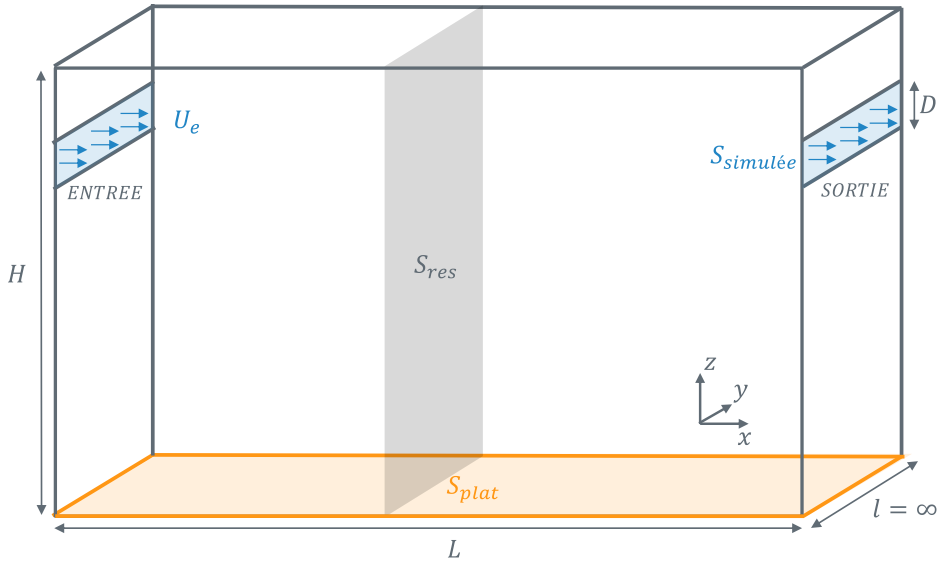


FIGURE 6.1 Équivalent 3D d'un modèle 2D de réservoir.

En effet, il est possible d'imposer la vitesse réelle en entrée $U_{réelle}$ du réservoir en considérant le débit réel $Q_{réel} = 20$ l/min multiplié par la surface réelle du tuyau d'entrée $S_e = S_{réelle} = \pi D^2/4$, soit $U_e = Q_{réel}/S_{réelle}$. Cela permet de conserver des nombres de Reynolds $Re(U_e, D)$ et de Froude en entrée $Fr(U_e, D)$ égales à ceux du réservoir réel. Néanmoins cela mène à un débit simulé par mètre de largeur de $Q_{simulé} = U_e \cdot S_{simulée} = U_{entrée} \cdot D \cdot 1$, et donc à une vitesse dans un réservoir idéal de $U_{res} = Q_{simulée}/S_{res} = 0.184$ m/s bien supérieure à la vitesse réelle attendue. Donc un nombre de Froude dans le réservoir $Fr(U_{res}, H)$ supérieur au cas réel (Cas 2D-a du tableau 6.1).

Une deuxième option est d'imposer une vitesse plus faible en entrée en considérant la surface simulée comme surface d'entrée $S_e = S_{simulée} = D \cdot 1$, soit une vitesse d'entrée $U_e = Q_{réel}/S_{simulée}$. Cela permet de conserver un débit réel dans le réservoir, $Q_{simulé} = Q_{réel}$, mais une vitesse plus faible en entrée est imposée, diminuant les nombres de Reynolds et de Froude (Cas 2D-b du tableau 6.1).

Le tableau 6.1 récapitule les différentes valeurs de vitesses, débits et nombre de Froude pour les deux cas 2D cités précédemment, ainsi que pour le cas réel 3D.

Tableau 6.1 Caractérisation des modèles 2D et 3D de réservoirs.

Modèle	S_e (-)	U_e (cm/s)	$Re(U_e, D)$ (-)	$Fr(U_e, D)$ (-)	$Fr(U_{res}, H)$ (-)	$Q_{simulé}$ (l/min)	U_{res} (cm/s)	E_{Hazen} (%)
3D	$\pi D^2/4$	4.244	4244	4.69	0.00334	20	0.0145	74.5
2D-a	$\pi D^2/4$	4.244	4244	4.69	0.0425	255	0.184	3.5
2D-b	D	0.333	333	0.368	0.00334	20	0.0145	74.5

Pour cette section, seulement une classe de particules de diamètre moyen $d = 13\ \mu m$ et de masse volumique $\rho_p = 2650\ kg/m^3$ a été considérée, ainsi qu'une concentration de sédiments de $C_e = 134\ mg/l$.

6.1.2 Résultats 2D vs 3D

La figure 6.2 compare les profils de vitesses dans le réservoir pour les cas de simulations 2D-a et 2D-b et les profils de vitesses dans le plan de symétrie du modèle 3D. D'importantes différences entre les amplitudes et les profils de vitesses sont observées.

Concernant le cas 3D, un phénomène de cascade en entrée de réservoir est présent avec un profil de vitesse dans le réservoir diminuant en amplitude. Ce phénomène de cascade est dû à la différence de densité entre le mélange entrant et présent dans le réservoir largement observée par la communauté et liée au nombre de Froude (Zhou et al., 1992). Pour ce modèle, une efficacité du réservoir de $E_{3D} = 76.1\%$ a été obtenu.

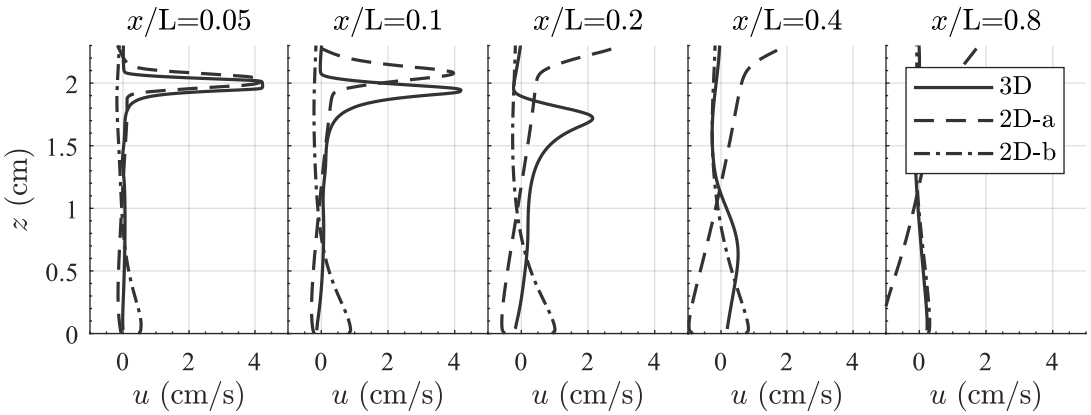


FIGURE 6.2 Comparaison des profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) 2D et 3D, avec u la vitesse horizontale de l'écoulement selon x.

Pour le cas 2D-a, aucun phénomène de cascade en entrée n'est observé. Au contraire, l'écoulement a tendance à se diriger vers le haut du réservoir, c'est-à-dire vers la surface libre. Les profils de vitesse en entrée de réservoir sont ainsi proches du cas 3D. Cependant, il est possible de constater la formation d'une importante zone de recirculation avec des vitesses très importantes en haut et au fond du réservoir pour les sections $x/l = 0.2$, $x/l = 0.4$ et $x/l = 0.8$. Par rapport au cas 3D, l'écoulement 2D conserve une importante énergie cinétique du fait d'un manque de dissipation 3D. L'efficacité obtenue pour le cas 2D-a est alors beaucoup plus faible et vaut $E_{2D-a} = 12\%$.

Dans le cas 2D-b, les vitesses dans le réservoir sont davantage du même ordre de grandeur que le cas 3D, notamment en bout de réservoir, $x/l = 0.8$ où le profil de vitesse est semblable au cas 3D. Cependant, le phénomène de cascade en entrée de réservoir est surestimé du fait d'une vitesse trop faible imposée en entrée et loin de la vitesse réelle du cas 3D. Pour ce cas 2D-b, l'efficacité du réservoir obtenue est de $E_{2D-b} = 71\%$, ce qui est relativement plus proche du cas 3D que le précédent cas 2D-a ne l'était. Le fort courant de densité a tendance à créer un courant de fond avec une vitesse plus élevée que le cas 3D, ce qui peut de plus expliquer la plus faible efficacité. De manière générale, le modèle sous-estime fortement les effets d'inertie en entrée, rendant l'écoulement et l'hydrodynamique trop éloignés du cas 3D.

6.1.3 Synthèse du modèle 2D

Cette étude préliminaire a permis de mettre en avant les limites d'un modèle 2D pour la géométrie de réservoir à l'étude. L'analyse des nombres adimensionnés de Reynolds, de Froude et de l'efficacité au sens de Hazen par rapport aux données simulées permet de conclure

sur le rôle important des conditions en entrée du réservoir sur l'hydrodynamique interne. Notamment, l'importance de la vitesse de l'écoulement et des effets de gravité sur l'efficacité d'un réservoir. Tel qu'observé par la communauté, un fort débit aura tendance à créer des zones de fortes recirculations à fortes vitesses diminuant la surface effective de sédimentation, créant donc des zones mortes (Tamayol et al., 2008). Étant donnée l'importance des conditions en entrée sur l'hydrodynamique dans le réservoir à l'étude, un modèle 3D est nécessaire afin de déterminer avec le plus de précision possible la quantité de sédiments capturée avant réinjection dans le puits d'injection d'un système ouvert.

6.2 Comportement du modèle 3D - L = 5 m

L'objectif de cette section est d'analyser et de discuter de l'hydrodynamique dans le réservoir 3D et de son impact sur le processus de sédimentation. Pour cela, le comportement du réservoir de longueur $L = 5$ m a été analysé pour les deux débits d'entrée extrêmes, 20 et 50 l/min. Concernant les propriétés des particules, le choix a été fait de considérer 8 classes distinctes, issues de l'analyse laser PSD, et dont les caractéristiques sont présentées au tableau 6.2.

Tableau 6.2 Caractéristiques des sédiments entrants dans le réservoir - issues de l'analyse PSD.

Classe (-)	d (μm)	ρ_p (kg/m^3)	C_e (mg/l)
1	6	2650	12.282
2	8.2565	2650	21.802
3	10.831	2650	32.926
4	14.209	2650	31.105
5	20.026	2650	25.418
6	28.009	2650	7.1931
7	36.745	2650	2.7202
8	48.204	2650	0.54672

Par manque d'espace mémoire lors de la considération de 8 classes de particules, un maillage de taille comprise entre le maillage "Grossier" et le maillage "Fin", détaillés à la sous-section 4.4.2, a été considéré. Ces caractéristiques sont présentes au tableau 6.3.

TABLEAU 6.3 Caractéristiques du maillage 3D - L = 5 m.

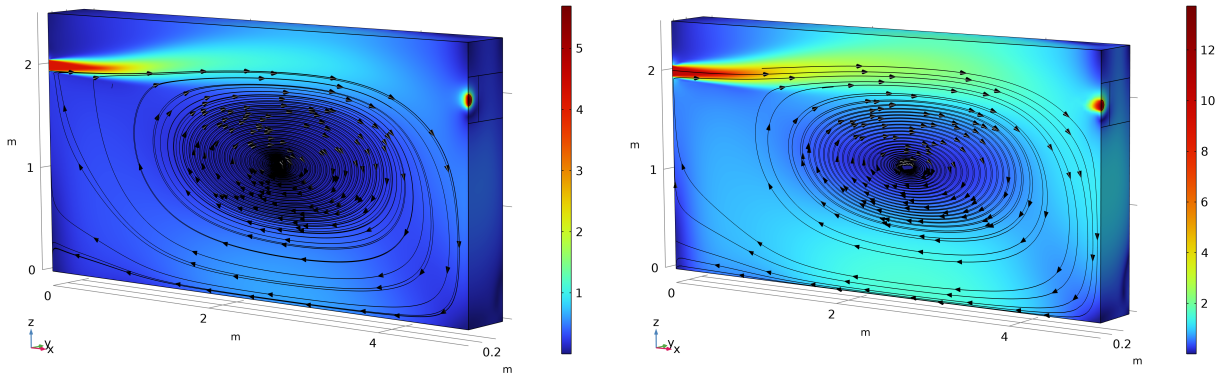
Maillage	$h_1(m)$	$h_2(m)$	$h_3(m)$	Nombre d'éléments
3D - L = 5 m	0.01	0.05	0.1	37600

6.2.1 $1^{ère}$ étape - écoulement seul

Avant d'analyser les résultats obtenus par le modèle de mélange complet, c'est-à-dire, les résultats de l'écoulement et le transport des sédiments, il est intéressant d'analyser l'écoulement seul dans le réservoir. C'est-à-dire la solution stationnaire de l'écoulement de l'étape 1 pour les débits de 20 et 50 l/min.

Hydrodynamique

La figure 6.3 présente les champs de vitesses et les lignes de courants entrantes et sortantes du réservoir (lignes de courant présentes dans le plan de symétrie du réservoir) pour les deux débits considérés.



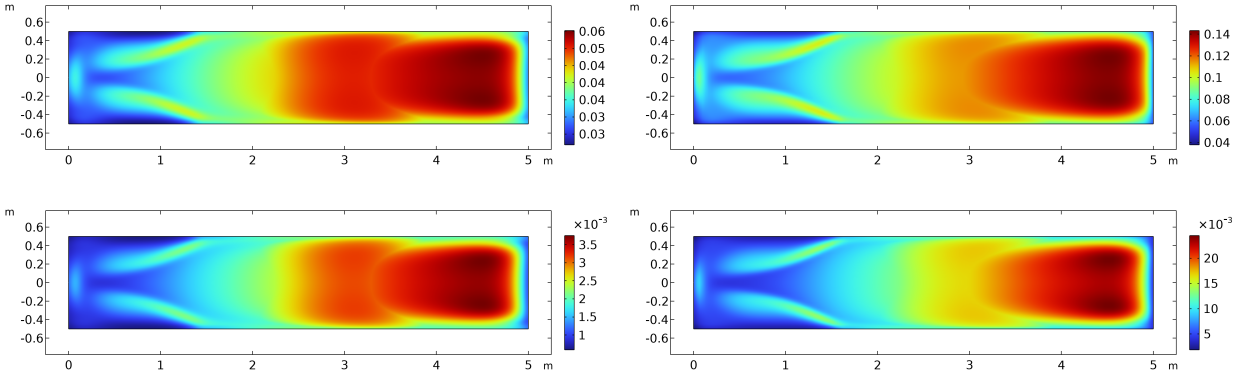
(a) $Q = 20$ l/min (b) $Q = 50$ l/min

FIGURE 6.3 Champ de vitesses ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courants dans le réservoir - sans sédiments.

Ces figures mettent en avant la présence d'une importante recirculation dans le réservoir. Ce phénomène hydrodynamique largement observé par la communauté (Hirom & Devi, 2022) représente ainsi une zone morte pour le processus de sédimentation avec la présence de faibles vitesses au centre de cette recirculation, et de fortes vitesses plus on s'éloigne du centre, notamment au fond du réservoir. Ces figures mettent aussi en avant une diminution notable de la vitesse dans le réservoir par rapport à l'écoulement entrant, ainsi que la présence de zones de faibles vitesses dans les coins du réservoir.

Contrainte de cisaillement au fond

La figure 6.4 met en avant les vitesses de frottement au fond du réservoir et la contrainte de cisaillement adimensionnée issues de l'équation 4.9 au fond du réservoir pour les deux débits. Les vitesses et contraintes au fond du réservoir sont alors maximales au niveau de l'impact de la recirculation identifié à la figure 6.3 avec le fond du réservoir, soit au niveau d'une longueur de réservoir de $L = 4.5\ m$. Bien évidemment, ces dernières sont supérieures pour le plus haut débit.



(a) $Q = 20$ l/min (b) $Q = 50$ l/min

FIGURE 6.4 Champ de vitesses ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) (en haut) et contrainte de cisaillement adimensionnée (en bas) dans le plan (x-y) au fond du réservoir - sans sédiments.

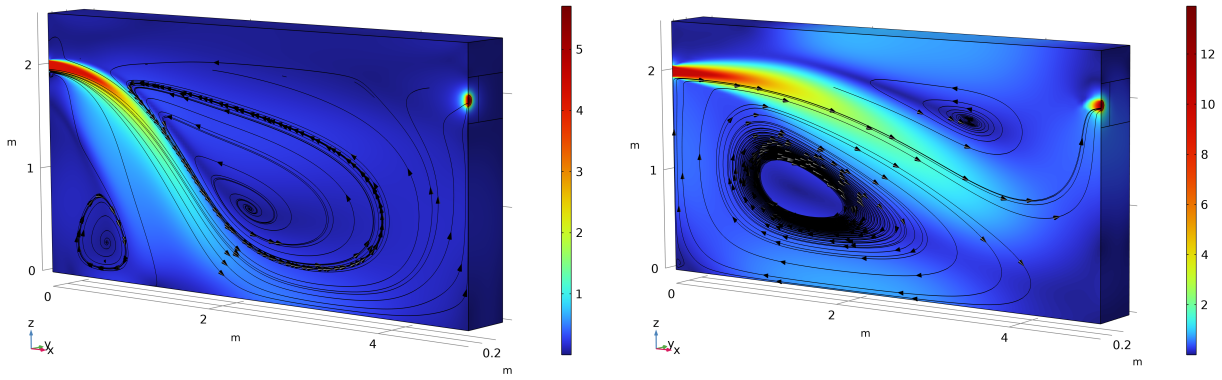
Il est intéressant de noter que les vitesses au fond du réservoir sont assez faibles pour les deux débits, et que comparées au critère de Hjulstrom (1935) prédisant une vitesse de l'écoulement de 0.1 cm/s pour une sédimentation des particules d'environs 15 μm, celles-ci sont dans les ordres de grandeur permettant de prédire une sédimentation des particules.

Pour les contraintes de cisaillement adimensionnées, celles-ci sont largement inférieures à la contrainte limite de $\tau_c^* = 1.41$ calculée par l'équation 4.9 traduisant le critère de Shields pour un diamètre minimal de $d = 5\ \mu m$. Puisque les particules de plus petits diamètres auront tendance à se resuspendre plus facilement que les particules de gros diamètres, plus lourdes, cela signifie que les sédiments supérieurs à $d = 5\ \mu m$ ne se remettront pas en mouvement une fois le fond du réservoir atteint. Cela est alors positif par rapport à l'hypothèse de sortie des sédiments du domaine de calcul une fois le fond du réservoir atteint.

6.2.2 $2^{ème}$ étape - modèle de mélange

Hydrodynamique

La figure 6.5 représente les champs de vitesses dans le réservoir ainsi que les lignes de courants pour les deux débits extrêmes. Pour les deux débits considérés, un phénomène de cascade est présent en entrée. Ce phénomène observé dans de nombreux réservoirs (Larsen, 1977; Zhou et al., 1992; Krebs et al., 1998) est issu d'une différence de densité entre le mélange entrant supérieure au mélange présent dans le réservoir. Dans le cas à haut débit, ce phénomène est moins accentué. Cela s'explique notamment à travers l'analyse du nombre de Froude en entrée plus élevé dans le cas à haut débit, $Fr(U_e, D) = 11.7$, par raport au cas à faible débit, $Fr(U_e, D) = 4.69$. Donc une plus grande importance des forces d'inertie par rapport aux forces de gravité, ce qui a été mis en avant par Tamayol et al. (2010). Ce phénomène de cascade induit alors deux zones principales de recirculations dans le plan de symétrie du réservoir, ainsi qu'un courant de densité au fond du réservoir.

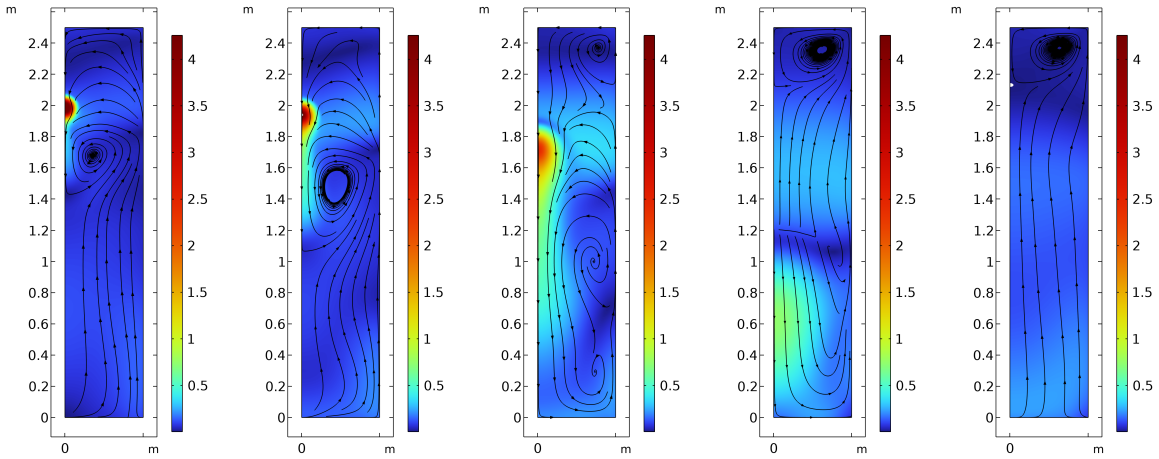


(a) $Q = 20$ l/min (b) $Q = 50$ l/min

FIGURE 6.5 Champ de vitesses ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courants dans le réservoir - avec sédiments.

La figure 6.6 met en avant le champ de vitesse et lignes de courants à différents plans de coupe (y-z) du réservoir. À travers cette figure, il est possible d'observer le phénomène de cascade sous un autre angle (plans $x/L = 0.05$, $x/L = 0.1$, $x/L = 0.2$ et $x/L = 0.4$). Il est intéressant de noter que le phénomène de cascade est aussi accompagné d'une recirculation accompagnant ce dernier. Cette recirculation met alors en avant l'avantage des effets 3D sur la diminution de la vitesse de l'écoulement ayant lieu le long du réservoir, avec notamment une dissipation de l'énergie de l'écoulement.

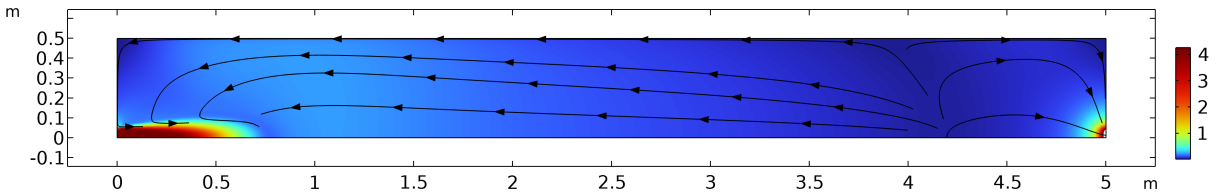
Les effets 3D se manifestent aussi à travers la figure 6.7, regroupant les champs de vitesses



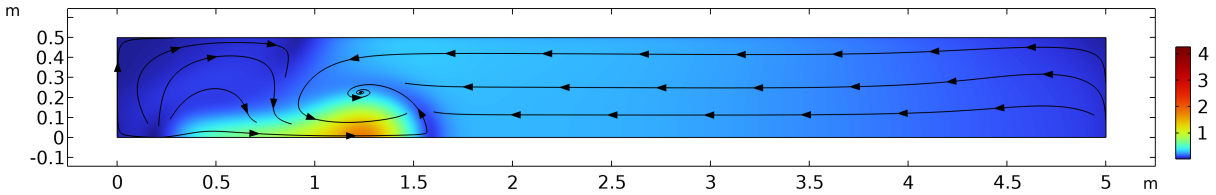
(a) $x/L = 0.05$ (b) $x/L = 0.1$ (c) $x/L = 0.2$ (d) $x/L = 0.4$ (e) $x/L = 0.8$

FIGURE 6.6 Champ de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courant le long du réservoir pour différents plans de coupe (y-z).

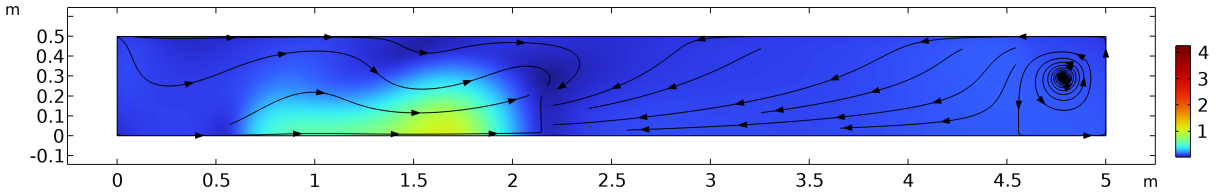
et lignes de courants pour différentes hauteurs de plan de coupe (x-y). Il est alors possible d'observer un changement de direction du courant avec la hauteur du réservoir fortement lié aux recirculations mises en avant dans le plan de symétrie de la figure 6.5.



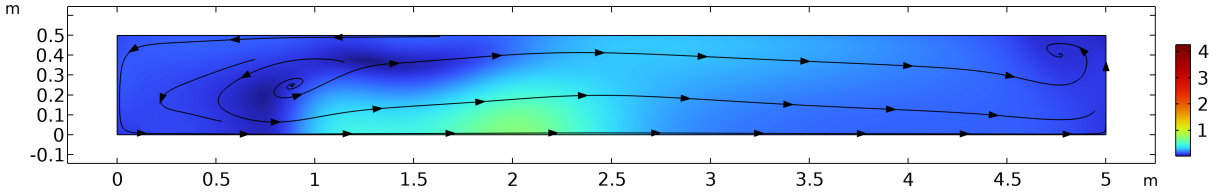
(a) $z/H = 0.8$



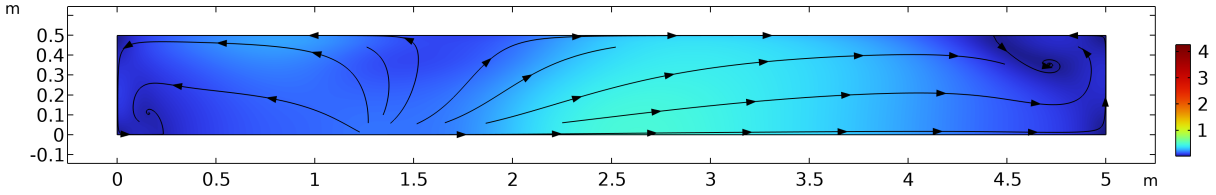
(b) $z/H = 0.6$



(c) $z/H = 0.4$



(d) $z/H = 0.2$

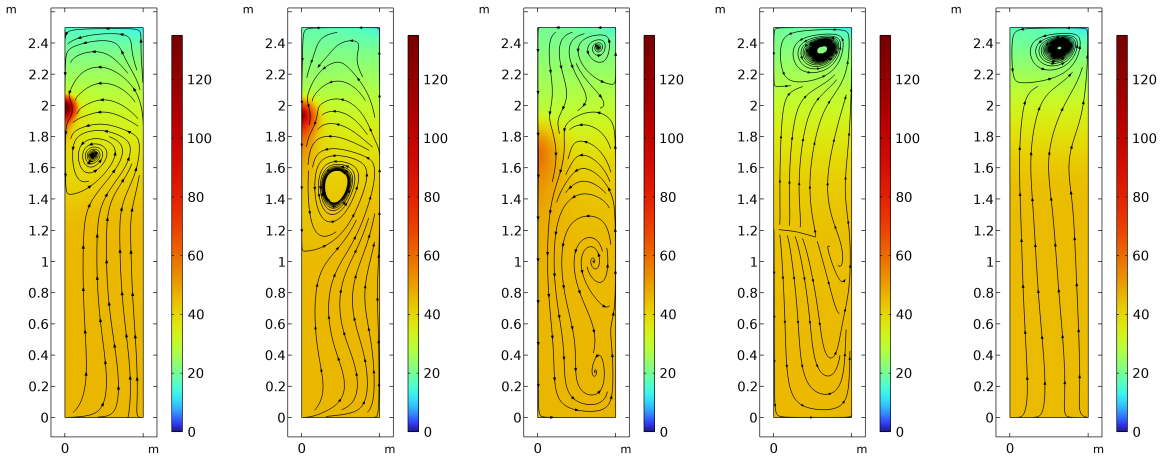


(e) $z/H = 0.05$

FIGURE 6.7 Champ de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) et lignes de courant pour différents plans de coupe (x-y).

Transport des sédiments

Les figures 6.8 et 6.9 représentent quant à elles les champs de concentration de sédiments le long du réservoir pour différents plans de coupe respectifs (y-z) et (x-y).

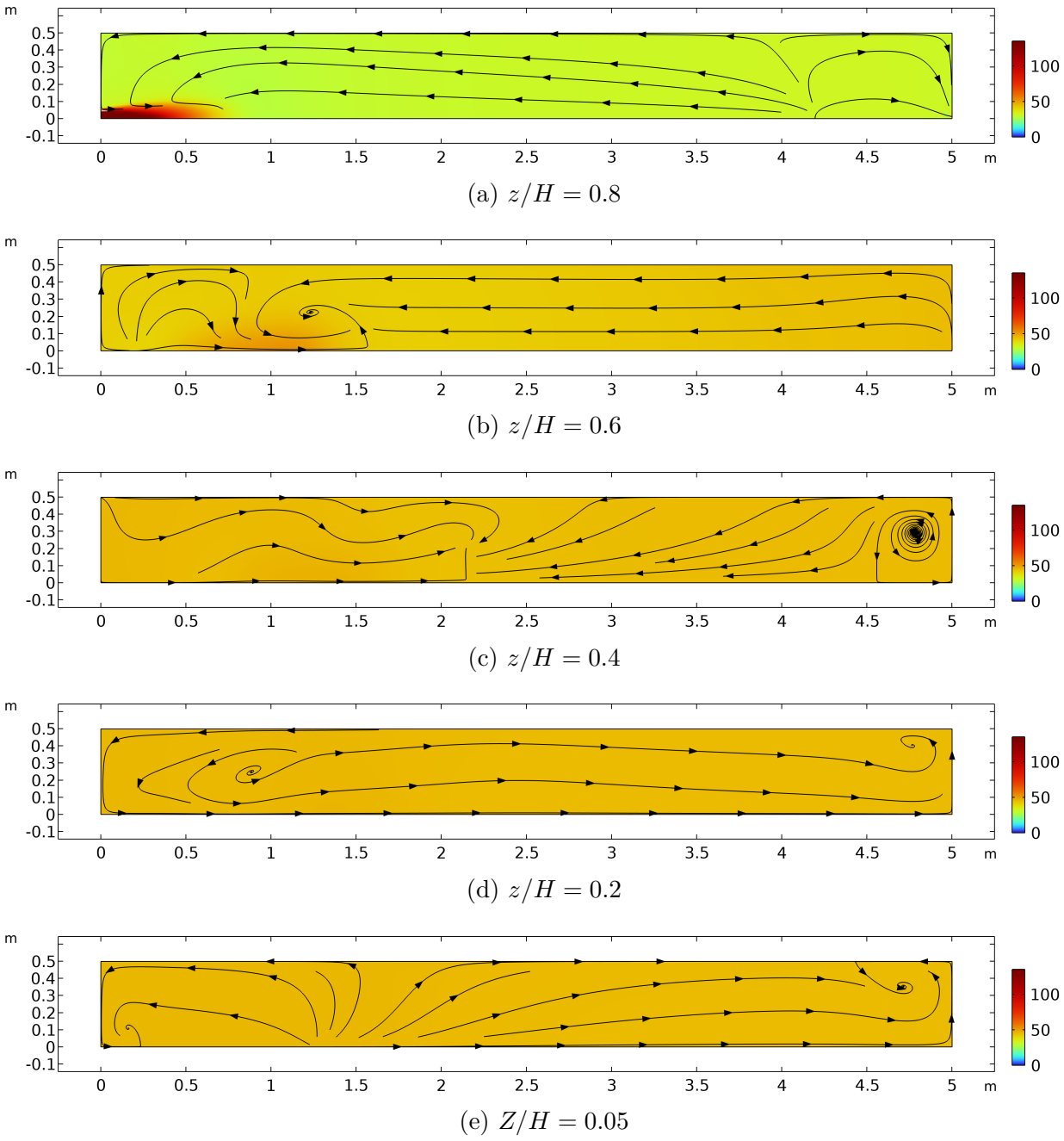


(a) $x/L = 0.05$ (b) $x/L = 0.1$ (c) $x/L = 0.2$ (d) $x/L = 0.4$ (e) $x/L = 0.8$

FIGURE 6.8 Concentration (mg/l) et lignes de courant pour différents plans de coupe (y-z).

En analysant la répartition de sédiments dans le réservoir, il est possible d'observer une forte corrélation entre les champs de vitesses observées précédemment (voir Figure 6.6 et 6.7) et les champs de fraction volumique de sédiments (voir Figure 6.8 et 6.9). En effet, on se rend compte que la dissipation de l'énergie de l'écoulement, marquée par une diminution de la vitesse dans le réservoir dû aux effets 3D, est accompagnée d'une dispersion des sédiments (voir Figure 6.8). Cela est alors cohérent avec les temps de réponse des particules et nombre de Stokes relativement faibles identifiés dans le chapitre 4 et le choix du modèle de mélange. En observant les vues en coupes figure 6.9, on observe une homogénéisation de la concentration en sédiments à partir du plan de $z/H = 0.4$.

Les mêmes constats peuvent être effectués pour le débit de 50 l/min.



(a) $z/H = 0.8$

(b) $z/H = 0.6$

(c) $z/H = 0.4$

(d) $z/H = 0.2$

(e) $Z/H = 0.05$

FIGURE 6.9 Concentration (mg/l) et lignes de courant pour différents plans de coupe (x-y).

Efficacité

La figure 6.10 montre l'évolution de l'efficacité E_i pour chaque classe de particule i du réservoir (équation 4.8) pour les deux débits extrêmes de 20 et 50 l/min.

La figure 6.10 met en avant une diminution de l'efficacité avec une diminution du diamètre

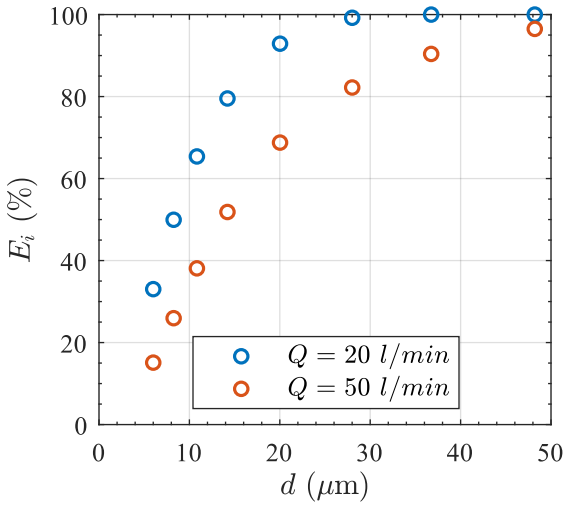


FIGURE 6.10 Impact du débit sur l'efficacité E_i pour chaque classe de particule.

des particules. Sans surprise, les particules de plus gros diamètres sédimentent davantage du fait de leur masse plus importante. Il est intéressant de noter que pour le plus petit débit, 100 % des particules ayant un diamètre supérieur à 30 μm sédimenteront, tandis que pour le plus haut débit aucune classe de particule n'est entièrement récoltée. Il est aussi possible d'observer une diminution de l'efficacité globale du réservoir avec l'augmentation du débit, cohérent avec le dimensionnement de Hazen. Les efficacités globales pour les deux débits (équation 4.6) sont de $E(20\,l/min) = 71.1\%$ et $E(50\,l/min) = 46.7\%$. Ces valeurs sont relativement proches de celles obtenues par le dimensionnement global de Hazen à la section 4.2.3 de $E_{Hazen}(20\,l/min) = 74.5\%$ et $E_{Hazen}(50\,l/min) = 37.42\%$. D'un point de vue pratique, ces valeurs d'efficacité mettent en avant la capacité d'un réservoir de sédimentation à récupérer quasiment la moitié des sédiments allant au PI d'injection d'un système ouvert pour l'ensemble des données d'entrée hydraulique considérées.

Il est aussi intéressant de noter que l'efficacité obtenue en considérant huit classes de particules et le débit de 20 l/min est inférieur à celle trouvée dans le cas à une particule moyenne de $d = 13\ \mu m$ lors de l'étude de sensibilité au maillage (section 4.4.2). En effet, dans le cas à une particule, une efficacité du réservoir de $E(20\,l/min) = 76.1\%$ avait été obtenue. Si l'on compare à présent les profils de vitesse et de concentration pour les cas avec une et huit classes de particules (voir Figures 6.11 et 6.12) on se rend compte que les profils de vitesse ne sont quasiment pas impactés, tandis qu'une légère diminution de la concentration est présente dans le cas à une seule particule. Les phénomènes de courants de densité sont donc principalement impactés par la concentration totale de sédiments dans le mélange tandis que l'efficacité du réservoir dépend des différentes classes de particules considérées.

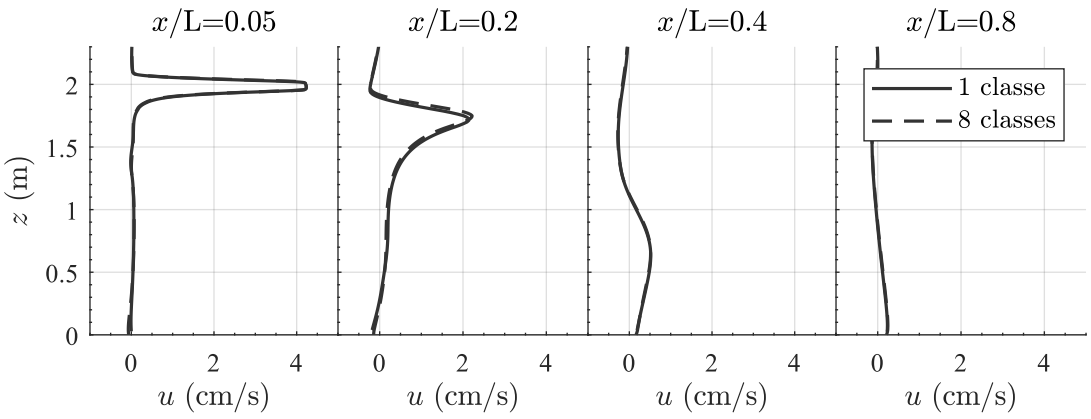


FIGURE 6.11 Profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec une seule classe de particule de diamètre moyen $d = 13\ \mu m$ et dans le cas avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et de caractéristiques détaillées au tableau 6.2, avec x/L la longueur adimensionnée.

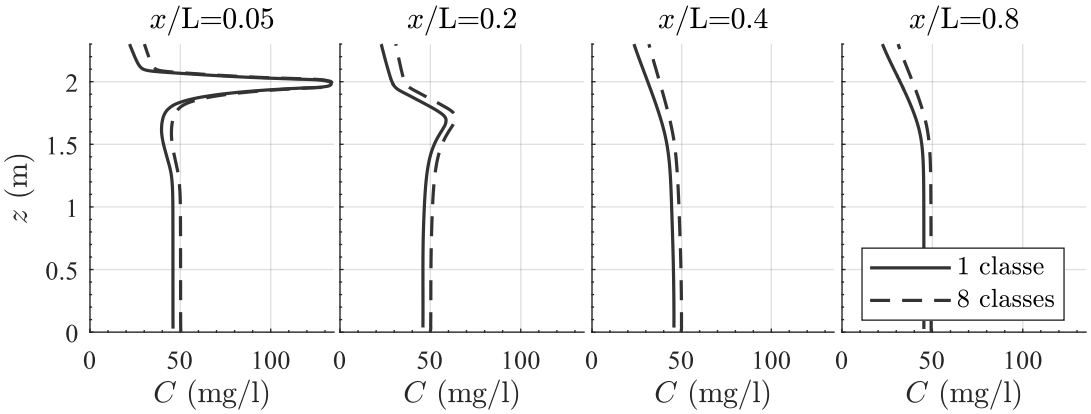
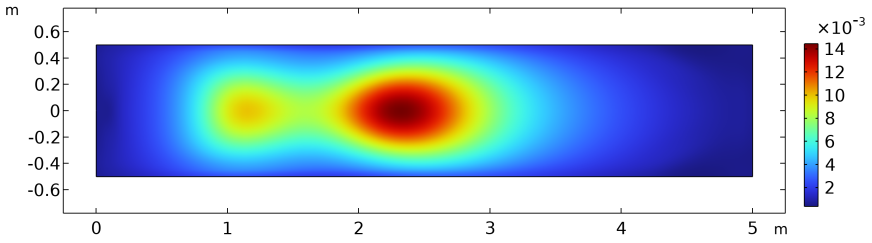


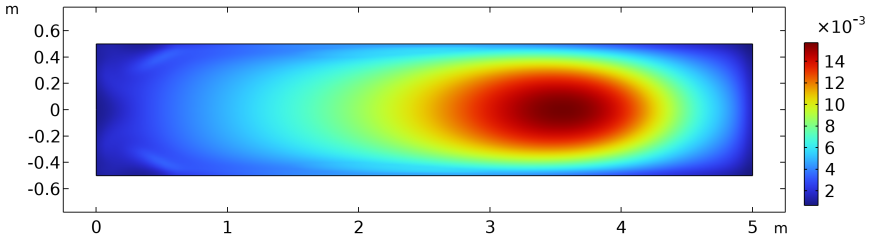
FIGURE 6.12 Profils de concentration (mg/l) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec une seule classe de particule de diamètre moyen $d = 13\ \mu m$ et dans le cas avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et de caractéristiques détaillées au tableau 6.2, avec x/L la longueur adimensionnée.

Contrainte de cisaillement au fond

Afin de se conforter sur l'hypothèse de sortie des sédiments au fond du réservoir, la contrainte de cisaillement au fond du réservoir a été analysée et comparée au critère de Shields, dont la contrainte limite adimensionnelle a été obtenue par l'équation 4.5.2 de Brownlie (1981). Pour un diamètre minimal $d_{min} = 5\ \mu m$ la contrainte critique obtenue est $\tau_c^* = 1.41$. La figure 6.13 présente la répartition de la contrainte adimensionnée au fond du réservoir issue du modèle et obtenue par l'équation 4.9 pour les deux débits extrêmes et en considérant un diamètre de particule de $d = 5\ \mu$m.



(a) $Q = 20$ l/min.



(b) $Q = 50$ l/min.

FIGURE 6.13 Impact du débit sur la contrainte de cisaillement adimensionnée dans le plan (x-y) au fond du réservoir.

On observe que la contrainte est maximale au niveau de l'impact du phénomène de cascade en $x = 2.3$ m pour $Q = 20$ l/min et $x = 3.5$ pour $Q = 20$ l/min. On observe que les contraintes adimensionnées simulées sont alors bien inférieures à la contrainte critique de Shields, avec des ordres de grandeurs allant de 10^-2 à 10^-3. Ces ordres de grandeurs élevés confortent donc sur le fait qu'une resuspension des particules une fois le fond atteint est peu probable, ce qui appuie l'hypothèse de non-resuspension des particules. D'un point de vue pratique, cela signifie que même si des particules ont sédimenté pour un débit de 20 l/min, celles-ci ne se remettront pas en mouvement pour le débit de 50 l/min. Cela est donc positif, sachant que le processus de saignée est un processus intermittent et que pendant les temps de non-saignée, l'ensemble des particules présentes dans le réservoir sédimenteront, et le resteront.

6.2.3 Réduction d'ordre du modèle et synthèse des résultats

D'un point de vue pratique, la considération de différentes classes de particules (8 classes), la nécessité d'un modèle 3D, une taille de maille minimale et l'utilisation de solveur direct pour assurer une convergence du modèle, ainsi que le choix d'interpolations quadratiques pour les termes de vitesses (u, v, w) et les fractions volumiques de sédiments (Φ_i), font du modèle élaboré un modèle relativement lourd et demandant en termes d'espace mémoire. En effet, pour les débits de 20 et 50 l/min, des temps de calcul de 3 jours et 20 heures ont été obtenus. Les calculs ont été faits sur deux processeurs Intel(R) Xeon(R) Gold 6248 CPU de 2.50 GHz utilisant 2 sockets avec 40 cores au total sur le serveur de calcul bl12416.int.ets1.calculquebec.ca. Les espaces mémoire nécessaires à la résolution des calculs se sont élevés à 500 GB pour les deux débits. Dans le cas de plus grandes géométries de réservoir, notamment des longueurs de réservoir plus grandes, une limite de mémoire est apparue du fait de l'augmentation du nombre de nœuds de calculs et donc de la taille des matrices à résoudre par le solveur direct.

Ainsi, dans le but de réduire l'espace mémoire utilisé, différentes approches ont été testées telles que la réduction du nombre de classes de particules ou encore la réduction de l'ordre des interpolations. Du fait de l'importance du nombre de classes sur le calcul de l'efficacité du réservoir, 8 classes de particules ont cependant été conservées. Une réduction de l'ordre d'interpolation des vitesses a cependant été effectuée et comparée au cas à ordre plus élevé. Ainsi, les figures 6.14 et 6.15 comparent les profils de vitesse et de concentration dans le plan de symétrie du modèle d'ordre réduit, c'est-à-dire avec des interpolations P1+P1 (linéaire pour les vitesses et la pression) pour les équations de Navier-Stokes et linéaires pour le transport de sédiments, par rapport au modèle de types P2+P1 (quadratique pour les vitesses et linéaire pour la pression) et quadratique pour le transport de sédiments.

À noter que les méthodes de stabilisation consistantes ont été conservées (Hughes et al., 1986), notamment les méthodes "streamwize diffusion" et "crosswind diffusion". Ceci est dû au caractère intrinsèquement instable des éléments P1+P1 pour la résolution des équations de Navier-Stokes par la méthode éléments des finis qui ne satisfont pas la condition de Babuška et Brezzi. Un maillage relativement fin a été utilisé pour le cas P1+P1, dont les caractéristiques sont présentes au tableau 6.4.

Tableau 6.4 Caractéristiques du maillage du modèle 3D P1+P1 - L = 5 m.

$h_1(m)$	$h_2(m)$	$h_3(m)$	Nombre d'éléments
0.01	0.04	0.05	117160

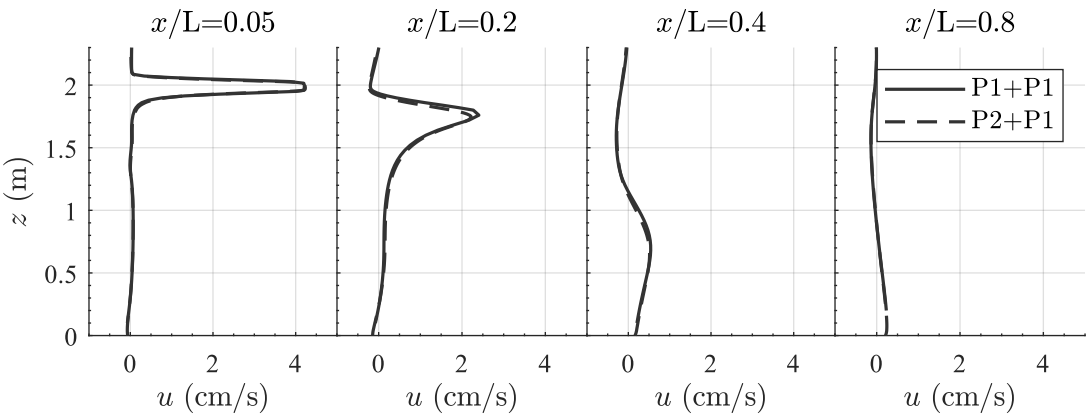


FIGURE 6.14 Profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec interpolations P2+P1 et interpolations P1+P1 avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et un débit de 20 l/min.

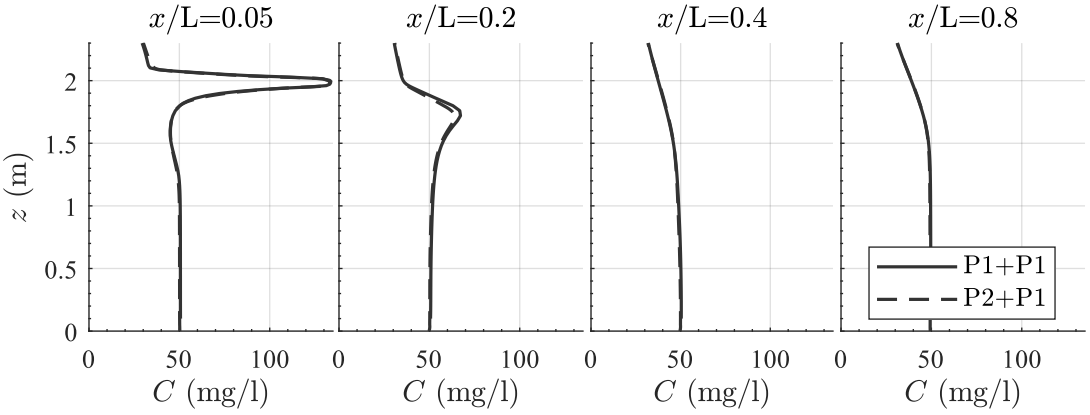


FIGURE 6.15 Profils de concentration (mg/l) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour les cas avec interpolations P2+P1 et interpolations P1+P1 avec 8 classes de particules différentes issues de l'analyse PSD et un débit de 20 l/min.

À travers ces figures, on constate une légère différence au niveau des profils de vitesse et de concentration pour les sections $x/L = 0.2$ et $x/L = 0.4$. Néanmoins ces différences sont minimes.

D'un point de vue efficacité du réservoir, la figure 6.16 compare les efficacités E_i obtenues pour les deux modèles d'ordre d'interpolation différente. Les efficacités globales du réservoir (équation 4.6) obtenues pour les débits de 20 et 50 l/min avec interpolations linéaires sont respectivement de $E_{P1+P1}(20\,l/min) = 71.2\%$ et $E_{P1+P1}(50\,l/min) = 46.8\%$, ce qui est très proche des efficacités obtenues à la sous-section précédente par le modèle P2+P1 et

quadratique ($E_{P2+P1}(20\,l/min) = 71.1\%$ et $E_{P2+P1}(50\,l/min) = 46.7\%$).

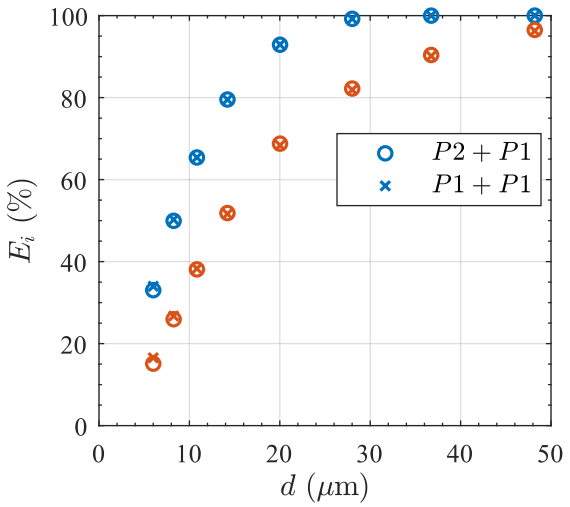


FIGURE 6.16 Comparaison des efficacités par classes de particule E_i obtenues par le modèle à interpolation P2+P1 ($\circ$) et par le modèle P1+P1 ($\times$) pour les débits de 20 l/min (en bleu) et 50 l/min (en rouge).

On constate alors une très légère différence sur le calcul de l'efficacité du réservoir, tant au niveau de l'efficacité de chaque classe de particules E_i que pour l'efficacité globale du réservoir E. Ainsi l'utilisation d'un modèle à ordre réduit, soit P1+P1 pour les vitesses et la pression, permet d'obtenir une bonne estimation de l'efficacité du réservoir.

Finalement, d'un point de vue coût numérique, la mémoire mobilisée pour les simulations à ordre réduit P1+P1 est d'environ 100 GB, cinq fois moins que pour le cas P2+P1. Il y a donc un réel gain d'espace mémoire permettant l'étude de réservoirs de géométries plus importantes.

Les résultats de cette section mettent donc en avant la capacité d'un réservoir de sédimentation à réduire la quantité de sédiments présents dans une eau souterraine allant au puits d'injection d'un système géothermique ouvert pour différentes conditions hydrauliques. Le modèle élaboré est capable de prendre en compte différentes classes de particules et permet de capturer les courants de densité susceptibles d'avoir lieu dans le réservoir. Finalement, l'étude de la contrainte de cisaillement au fond semble favorable à une non-resuspension des particules une fois sédimentées.

6.3 Impact de la géométrie

Comme démontré dans la revue de littérature, l'hydrodynamique, et de ce fait, l'efficacité des réservoirs de sédimentation sont directement impactés par la géométrie de ces derniers (Hirom & Devi, 2022).

Au niveau des dimensions globales de réservoirs, le fournisseur québécois PremierTech (2023) propose différentes longueurs de réservoir allant de $L = 5$ m à $L = 10$ m. Sachant que la longueur du réservoir est un paramètre important, impactant directement l'efficacité des réservoirs au sens de Hazen (Hazen, 1904), l'étude de l'impact de ce dernier est donc pertinente.

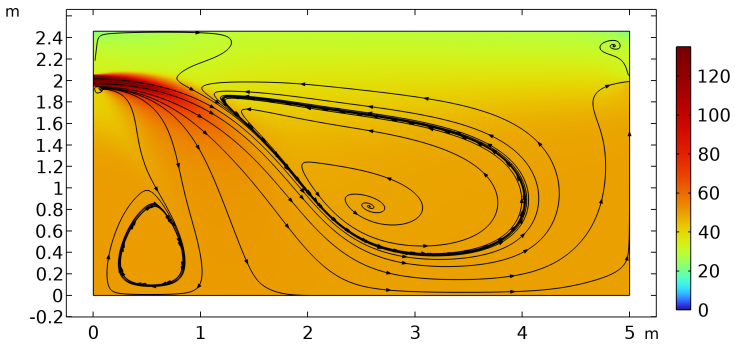
Au niveau de la géométrie interne, l'utilisation de déflecteur, notamment en entrée de réservoir pour dissiper l'énergie cinétique (Goula et al., 2008a) ou monté en bas pour limiter les courants de densité, semble bénéfique dans de nombreux cas de la littérature (Hirom & Devi, 2022). De ce fait, l'étude de l'ajout de ces derniers est pertinente.

La présente section vise donc à étudier l'impact de la longueur du réservoir, et dans le cas de contraintes d'espace, l'impact de l'ajout de déflecteurs, le tout afin de favoriser la collecte des sédiments allant au PI d'un système ouvert pour prévenir l'éventuel colmatage de ce dernier.

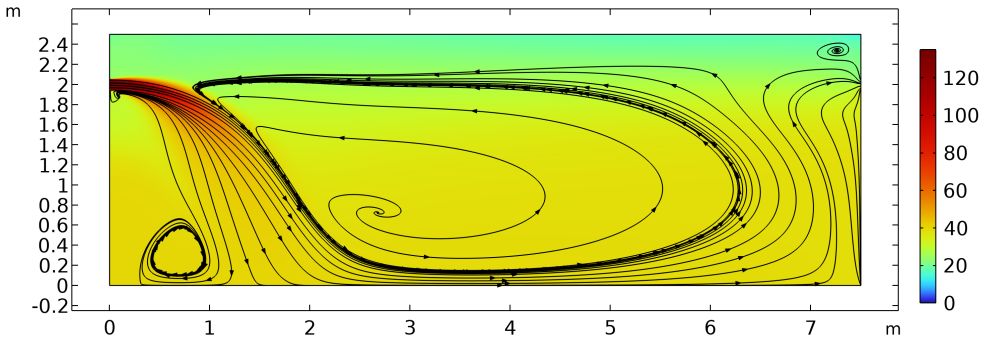
6.3.1 Impact de la longueur

Du fait d'une limite d'espace mémoire, le modèle à interpolation P1+P1 a été utilisé pour cette section évaluant l'impact de la longueur du réservoir sur le processus de sédimentation. Ainsi, deux longueurs de réservoir ont été étudiées et comparées au cas du réservoir de longueur $L = 5$ m pour les débits de 20 et 50 l/min et pour les huit classes de particules (voir Tableau 6.2). Soit les longueurs étudiées de $L = 7.5$ m et $L = 10$ m.

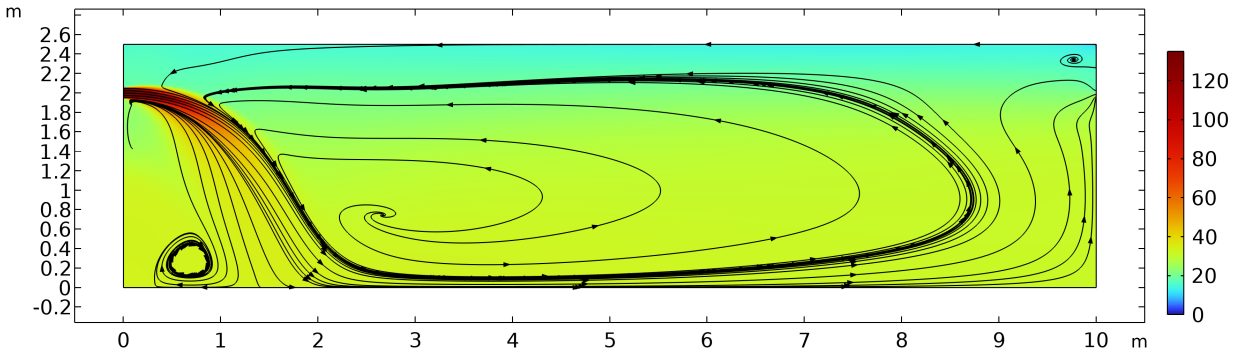
La figure 6.17 représente la concentration de sédiments et les lignes de courants dans le plan de symétrie des réservoirs pour les différentes longueurs. On constate que les phénomènes de cascade et de courant de densité sont toujours présents, peu importe la longueur du réservoir. De plus, il semblerait que la hauteur du courant de densité s'aplatit avec la longueur du réservoir. Au niveau de la répartition des sédiments dans le réservoir, une concentration plus faible semble être présente lorsque la longueur augmente.



(a) $L = 5$ m



(b) $L = 7.5$ m



(c) $L = 10$ m

FIGURE 6.17 Concentration de sédiments (mg/l) et lignes de courants pour différentes longueurs de réservoir et pour un débit de $Q = 20$ l/min.

Les figures 6.18 et 6.19 montrent les profils de vitesse et de concentration dans le plan de symétrie du réservoir pour différentes longueurs adimensionnées.

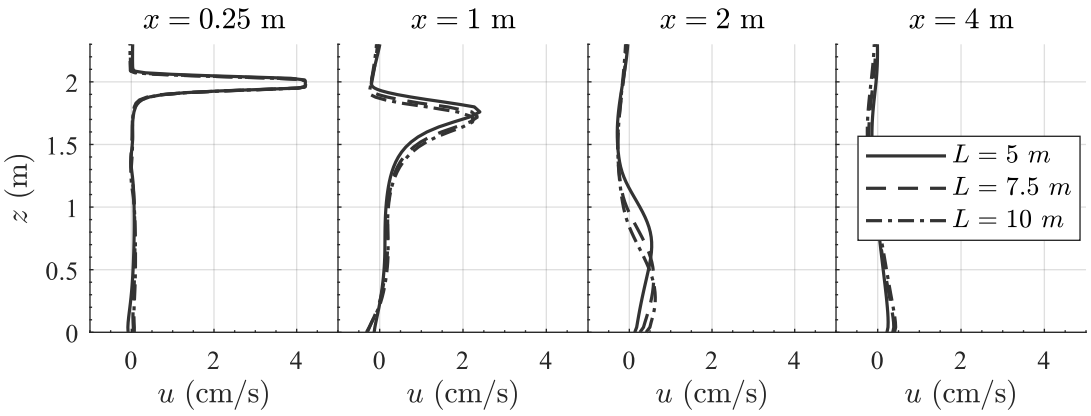


FIGURE 6.18 Profils de vitesse ($\times 10^{-2}$ m/s ou cm/s) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour différentes longueurs et un débit de 20 l/min.

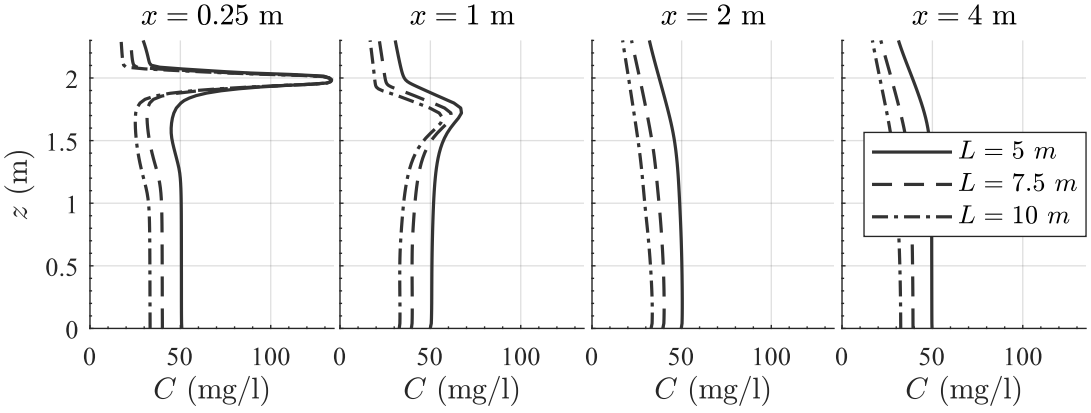


FIGURE 6.19 Profils de concentration (mg/l) dans le plan de symétrie le long du réservoir pour différentes longueurs et un débit de 20 l/min.

Au niveau des profils de vitesse, on observe une accentuation du phénomène de cascade avec l'augmentation de la longueur du réservoir, accompagnée d'un courant de densité beaucoup plus plat et légèrement plus rapide. Dans le cas du réservoir de longueur $L = 5\ m$, le courant de densité n'a pas le temps de s'établir pleinement, tandis que dans les cas à $L = 7.5\ m$ et $L = 10\ m$ celui-ci semble être faiblement impacté par le bout du réservoir.

En ce qui concerne les concentrations, on observe une diminution de la concentration dans l'ensemble du réservoir avec l'augmentation de la longueur. Cela peut s'expliquer alors par

le fait que le courant de densité est beaucoup plus long et donc l'écoulement laminaire au fond favorise la sédimentation des particules avant que ces dernières ne soient entraînées de nouveau et dispersées dans le réservoir par les diverses recirculations 3D.

La figure 6.20 représente l'efficacité obtenue pour chaque classe de particules pour les différentes longueurs de réservoir et les deux débits extrêmes. Le tableau 6.5 recense les efficacités des réservoirs au sens de Hazen pour les trois longueurs à l'étude, ainsi que les efficacités globales E obtenues par le modèle numérique.

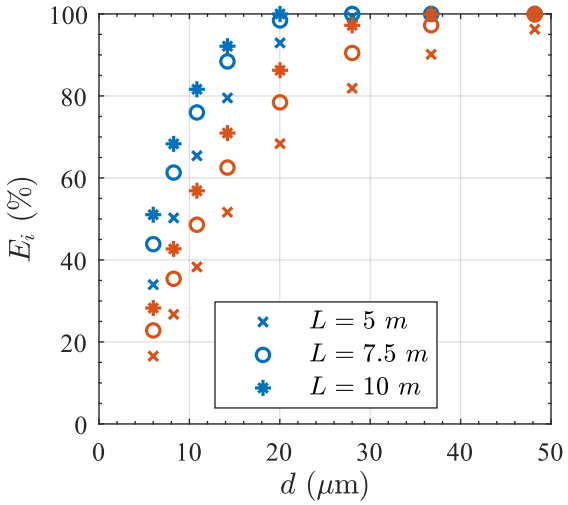


FIGURE 6.20 Efficacités par classes de particule E_i pour différentes longueurs de réservoir et pour les débits de 20 l/min (en bleu) et de 50 l/min (en rouge).

De manière générale, il y a bien une augmentation de l'efficacité globale E du réservoir avec l'augmentation de la longueur du réservoir. De plus, on observe une augmentation de l'efficacité E_i quasi similaire pour chaque classe de particule (voir Figure 6.20). Pour un débit de 20 l/min les réservoirs de longueurs $L = 7.5\ m$ et $L = 10\ m$ sont capables de récolter l'ensemble des particules de diamètre supérieur à $d = 20\ \mu m$, tandis que ce sont les particules de diamètres supérieurs à $d = 30\ \mu m$ pour $L = 5\ m$. Pour un débit de 50 l/min, les particules de diamètre supérieur à $d = 30\ \mu m$ sont totalement récoltées par le réservoir de longueur $L = 10\ m$. Pour $L = 7.5\ m$ ce sont les particules de diamètre supérieur à $d = 40\ \mu m$, tandis que pour $L = 5\ m$, aucune classe de particule n'est entièrement récoltée. Il est aussi intéressant de noter que, pour les deux débits, le gain en efficacité est plus important lorsque l'on passe d'un réservoir de $L = 5\ m$ à $L = 7.5\ m$, que de $L = 7.5\ m$ à $L = 10\ m$.

Pour conclure sur l'impact de la longueur du réservoir sur le processus de sédimentation, il

TABLEAU 6.5 Efficacités globales du réservoir au sens de Hazen et simulées selon la longueur du réservoir et le débit.

	$E_{Hazen}(\%)$ (20 l/min)	$E_{Simulée}(\%)$ (20 l/min)	$E_{Hazen}(\%)$ (50 l/min)	$E_{Simulée}(\%)$ (50 l/min)
$L = 5\ m$	74.5	71.2	37.4	46.8
$L = 7.5\ m$	84.0	79.7	50.0	56.4
$L = 10\ m$	90.1	83.9	63.0	64.0

y a bien une augmentation de l'efficacité avec la taille du réservoir. L'hydrodynamique est alors impactée tant au niveau du phénomène de cascade en entrée qu'au niveau du courant de densité. Dépendamment du diamètre, de la concentration, de la distribution des particules et des débits de fonctionnement, la longueur d'un réservoir est un paramètre de dimensionnement important à considérer pour abattre la quantité de sédiments présents dans une eau souterraine opérée par un système géothermique ouvert.

6.3.2 Impact de l'ajout de déflecteurs

L'étude de l'impact des déflecteurs s'est faite quant à elle via l'utilisation d'une seule classe de particule de diamètre moyen $d = 13\ \mu m$, en conservant une concentration $C_e = 134\ mg/l$ et une densité $\rho_p = 2650\ kg/m^3$. Le modèle P2+P1 avec interpolation quadratique pour le transport des particules a été utilisé.

Géométries

Les deux géométries de réservoirs avec déflecteur étudiées dans cette section sont présentées à la figure 6.21 . Il 'agit alors d'une géométrie avec un déflecteur monté en haut (H) d'une largeur égale à celle du réservoir, $l_d = l$, d'une hauteur égale à $h_d = 0.75\ m$ et positionné à $x_d = 1\ m$ de l'entrée, ainsi que d'une géométrie avec un déflecteur monté en bas (B) d'une largeur égale à celle du réservoir, $l_d = l$, d'une hauteur égale à $h_d = 1\ m$ et positionné à $x_d = 2.5\ m$ de l'entrée. La longueur du réservoir est alors la même pour les deux cas et prise comme égale à $L = 5\ m$.

L'ajout d'un déflecteur monté en haut a été investigué du fait de son rôle bénéfique dans de nombreux cas de la littérature (Goula et al., 2008a; Hirom & Devi, 2022). De plus, pour le débit de 50 l/min, il a été observé un faible phénomène de cascade en entrée, pouvant induire un important court-circuit hydraulique. L'idée derrière ce déflecteur est de forcer l'écoulement vers le fond du réservoir afin de réduire la distance à parcourir par les sédiments avant de sédimenter tout en évitant une resuspension de ces derniers. L'ajout d'un déflecteur monté en bas a été, quant à lui, investigué du fait de son rôle bénéfique dans le cas de courants de

densité.

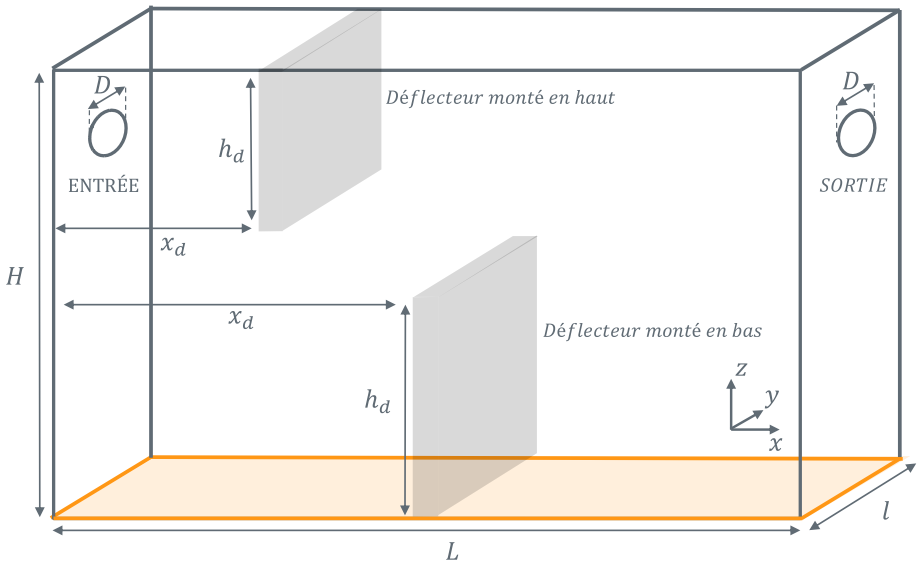


FIGURE 6.21 Schéma du réservoir de sédimentation avec déflecteur monté en haut et en bas.

Efficacité

En ce qui concerne l'efficacité, le tableau 6.6 présente les efficacités obtenues pour les 2 géométries de réservoir avec déflecteur haut et bas, ainsi que le cas sans déflecteur, pour les débits de 20 et 50 l/min. L'utilisation d'un déflecteur monté en haut proche de l'entrée favorise la sédimentation avec une augmentation notable de l'efficacité du réservoir de +9% pour le débit de 20 l/min et de +15% pour le débit de 50 l/min. Il semblerait donc que l'ajout de ce déflecteur permette d'orienter davantage les particules vers le fond du réservoir. En effet, dans le cas d'un débit de 20 l/min le phénomène de cascade permet déjà d'orienter les particules vers le fond du réservoir, tandis que dans le cas à 50 l/min, le phénomène de cascade est moins accentué. Cela peut donc expliquer le plus gros gain du déflecteur monté en haut pour le cas à 50 l/min.

TABLEAU 6.6 Efficacité globale du réservoir pour les différents cas avec déflecteurs haut (H), bas (B) et sans déflecteurs (SD), pour les débits de 20 l/min et 50 l/min.

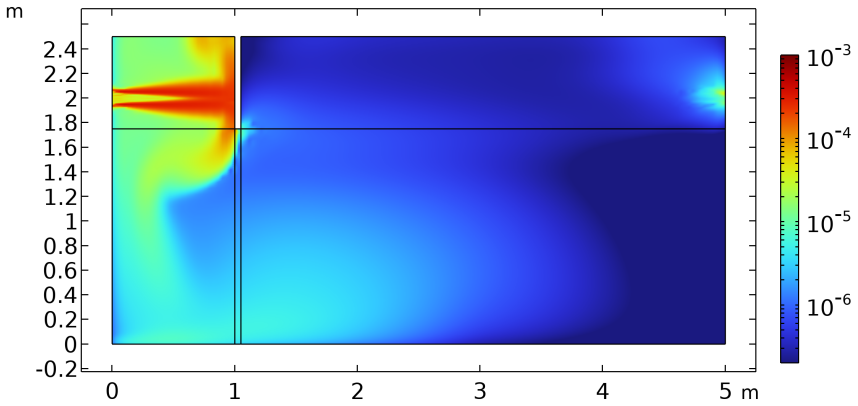
Q (l/min)	E_H (%)	E_B (%)	E_{SD} (%)
20	85	77	76
50	63	49	48

Énergie cinétique turbulente

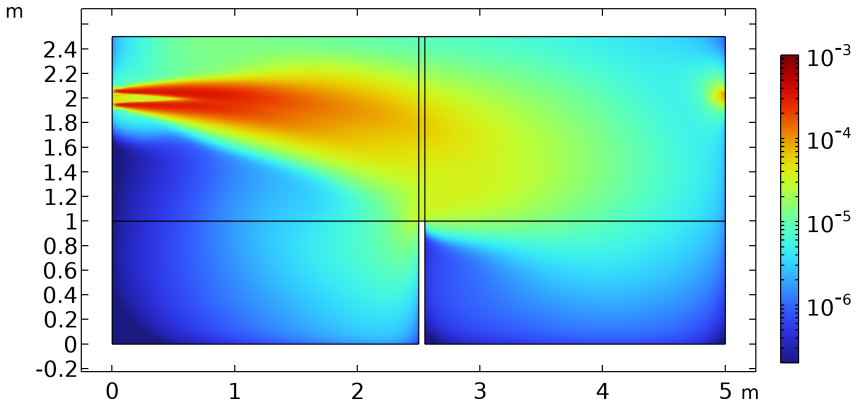
La figure 6.22 représente l'énergie cinétique turbulente k (m^2/s^2) pour le débit de 50 l/min et pour les différentes géométries à l'étude. Il est alors possible de constater une très nette dissipation de l'énergie via l'utilisation du déflecteur monté en haut proche de l'entrée, pouvant expliquer le gain d'efficacité de cette solution par rapport au cas sans déflecteur. Dans le cas avec un déflecteur monté en bas, une diminution de l'énergie est aussi notée, néanmoins, l'efficacité du réservoir n'est pas réellement augmentée. Il semblerait donc que pour les conditions hydrauliques présentes, l'utilisation d'un déflecteur monté en bas ne favorise pas la sédimentation, mais contribue à entraîner les particules vers le haut du réservoir, augmentant de nouveau la distance à parcourir avant sédimentation.

6.3.3 Synthèse de l'impact de la géométrie

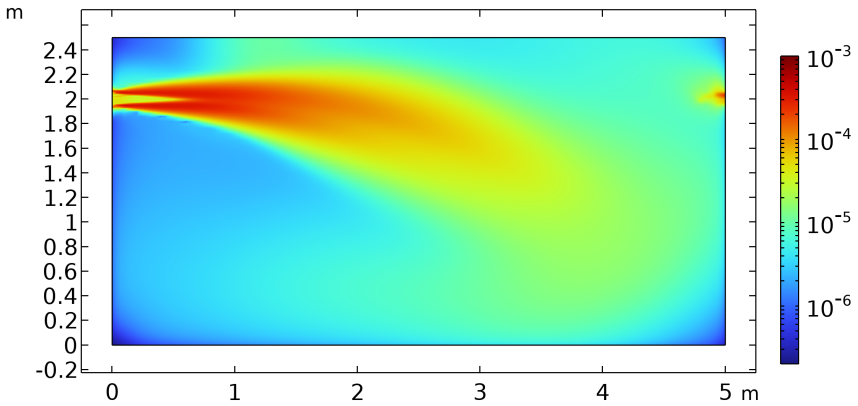
L'impact de la longueur du réservoir sur sa capacité à collecter des sédiments est direct. Il y a bien une augmentation de l'efficacité avec la longueur du réservoir, cohérente avec le dimensionnement de Hazen. Au niveau de la géométrie interne, l'ajout d'un déflecteur semble positif lorsque ce dernier est placé en haut. Notamment, dans le cas d'écoulement à faible concentration et faible courant de densité, soit le cas à débit d'entrée de 50 l/min, l'utilisation d'un déflecteur monté en haut proche de l'entrée s'avère très efficace. Étudiée de nombreuses fois dans la littérature, l'utilisation d'un déflecteur en entrée permet alors de dissiper l'énergie cinétique de l'écoulement et d'orienter les particules vers le fond du réservoir, ce qui a été observé dans le cas de cette étude. Finalement, il semblerait que l'ajout d'un déflecteur bien placé puisse être plus efficace que d'augmenter seulement la longueur du réservoir. Cela est donc très intéressant car l'utilisation d'un déflecteur est relativement peu coûteuse et permet de limiter l'empreinte du système notamment dans des conditions urbaines denses avec de grandes contraintes d'espace.



(a) (H)



(b) (B)



(c) (SD)

FIGURE 6.22 Énergie cinétique turbulente k (m^2/s^2) dans les réservoirs avec déflecteur en haut (H), en bas (B) et sans déflecteur (SD) pour le débit de 50 l/min.

CHAPITRE 7 CONCLUSION

Les systèmes géothermiques ouverts de basse température font partie des sources d'énergie renouvelable permettant de diminuer la consommation des bâtiments tout en assurant les mêmes besoins énergétiques. Notamment, les systèmes de puits à colonne permanentes et puits d'injections dont l'utilisation directe de l'eau souterraine et du processus de saignée permet l'atteinte de performances importantes en périodes de pointes énergétiques. Pouvant être impactée par d'éventuels problèmes de colmatages, propres aux systèmes ouverts et liés en partie à la présence de sédiments dans l'eau souterraine, l'utilisation du processus de saignée nécessite une attention particulière. En effet, le colmatage du puits d'injection étant un phénomène pouvant avoir lieu dans certains cas d'application, le présent mémoire a permis d'investiguer une solution passive, jamais utilisée, pouvant limiter son apparition. Ainsi, l'objectif général de ce projet était de déterminer si l'utilisation d'un réservoir de sédimentation peut mener à une réduction significative des sédiments transférés au puits d'injection. Pour ce faire, trois objectifs spécifiques ont été identifiés, notamment, caractériser le comportement d'un réservoir préconçu sur base de données expérimentales de système PCP-PI, développer un modèle numérique de réservoirs de sédimentation permettant de reproduire l'écoulement multiphasique fluide et particules, ainsi que le processus de sédimentation, enfin, comparer différentes géométries de réservoirs.

7.1 Synthèse des travaux

Une des principales contributions de ce projet est d'avoir pu caractériser le comportement d'un réservoir de sédimentation de type fausse septique pour différentes données de fonctionnements hydrauliques de systèmes PCP-PI, correspondant au premier objectif spécifique. En effet, différents essais ont permis d'identifier les caractéristiques principales des sédiments à traiter dans un système PCP-PI, ce qui, couplé aux données typiques de fonctionnement hydraulique de systèmes PCP-PI, a permis de prédire les régimes d'écoulement dans le réservoir, les potentiels phénomènes hydrodynamiques, ainsi que d'effectuer des prédimensionnements globaux (dimensionnement au sens de Hazen). Ces caractérisations hydrauliques et sédimentaires ont aussi influencé le choix d'un modèle, notamment la nécessité d'un modèle capable de représenter des courants de densité. Un modèle 3D stationnaire permettant de représenter l'écoulement ainsi que le processus de sédimentation dans un réservoir a ainsi été élaboré. Validé sur la base de données expérimentales provenant de la littérature, le modèle a été testé pour des données d'entrées hydrauliques typiques de systèmes PCP-PI, soit deux débits

extrêmes de 20 l/min et 50 l/min et pour les données sédimentaires provenant des expériences et pour lesquelles un diamètre moyen de particule de 13 μm a été obtenu. Ainsi, le modèle a permis de mettre en avant les différents phénomènes hydrodynamiques attendus dans le réservoir de sédimentation, notamment un phénomène de cascade en entrée issu d'une différence de densité entre le mélange entrant et présent dans le réservoir. Le modèle met alors en avant un phénomène moins marqué lorsque le débit est élevé, ce qui est cohérent avec les analyses des nombres de Froude dans le réservoir comparant les effets d'inertie aux effets de la gravité. L'impact du débit sur l'efficacité du réservoir est direct avec une diminution de l'efficacité du réservoir avec l'augmentation du débit. Le diamètre des particules considérées est aussi un paramètre impactant l'efficacité du réservoir. La considération de différentes classes s'avère nécessaire pour prédire l'efficacité d'un réservoir. Les particules de plus gros diamètres sédimentent davantage que les particules de plus petits diamètres. D'un point de vue pratique, pour les paramètres hydrauliques considérés, l'utilisation d'un réservoir de sédimentation permettra de diviser au moins par deux la quantité de sédiments allant au puits d'injection d'un système géothermique ouvert, et récupérer jusqu'à 100 % de certaines classes de particule.

De plus, l'impact de la géométrie du réservoir sur son efficacité a été étudié. Notamment l'impact de la longueur, qui sans aucune surprise augmente l'efficacité du réservoir lorsque cette dernière augmente. Mais aussi l'impact de l'ajout de déflecteurs, mettant en avant une dissipation de l'énergie de l'écoulement lorsqu'un déflecteur proche de l'entrée est utilisé, avec un gain en efficacité plus important qu'une augmentation de la longueur du réservoir. Ce qui valide le troisième objectif spécifique.

Finalement, une grande partie des résultats provient du deuxième objectif spécifique qui a consisté à élaborer un modèle numérique permettant de représenter le processus de sédimentation dans un réservoir, et de prédire son efficacité. Un modèle multiphasique à phases dispersées basé sur le modèle de mélange a ainsi été élaboré. Il s'agit d'un modèle stationnaire permettant, sous un débit d'entrée donné, de prédire l'écoulement et le transport de une ou plusieurs classes de particules dans le réservoir. Utilisant une hypothèse de sortie de sédiments au fond du réservoir, ce modèle permet d'évaluer le profil d'écoulement et la quantité de sédiments retenus par le réservoir sous un débit donné. L'hypothèse de sortie des sédiments a été discutée via l'analyse de la contrainte de cisaillement au fond du réservoir et par comparaison avec le critère de mise en mouvement de Shields, dont les résultats mettent en avant une faible possibilité de resuspension des sédiments une fois le fond du réservoir atteint par ces derniers. D'un point de vue pratique, cela signifie que même si des particules ont sédimenté pour un débit de 20 l/min, celles-ci ne se remettront pas en mouvement pour le débit de 50 l/min. Cela est donc positif, sachant que le processus de saignée est un pro-

cessus intermittent et que pendant les moments sans saignée, les particules présentes dans le réservoir sédimenteront, et resteront au fond du réservoir. L'analyse du comportement dynamique d'un réservoir de sédimentation en fonction des débits de saignée peut alors s'avérer intéressante et pourrait alors mettre en avant de meilleures performances du réservoir.

7.2 Limitations de la solution proposée

Bien que le présent modèle permette de reproduire le phénomène de sédimentation dans un réservoir, celui-ci ne prend pas en compte tous les phénomènes physiques présents et pouvant impacter son efficacité. Parmi eux, les phénomènes thermiques, pouvant induire des courants de densité, et impactant ainsi l'efficacité des réservoirs de sédimentation, ne sont pas représentés. En effet, le présent modèle considère une température de l'ensemble du domaine de calcul constante. Or les systèmes géothermiques sont des systèmes par définition fortement reliés aux phénomènes thermiques dont la température en entrée de réservoir peut être amenée à varier et à modifier la température présente dans le réservoir, et ce, de façon transitoire.

De plus, la solution proposée ne permet pas de représenter le fond du réservoir, notamment les zones de fortes concentrations. Jugée et évaluée à travers les résultats du modèle comme non-impactante, la déformation du fond du réservoir peut devenir critique au fur et à mesure du remplissage du réservoir. Une analyse plus poussée du critère de remise en mouvement des particules, prenant en compte les potentielles cohésions des particules, pourrait être menée, ainsi que l'impact des courants de densité sur les particules ayant sédimenté au fond du réservoir.

Finalement, les dimensions du problème, les couplages physiques, les forts gradients de concentration et les non-linéarités dans les équations nécessitent un maillage relativement fin, ainsi que le recours à un certain couplage au niveau des étapes de calculs, menant à des besoins en termes de ressources de calculs importants. Une limite d'espace de mémoires est donc présente, limitant l'ordre de résolution du modèle. Néanmoins, cet impact reste faible aux vues des besoins du projet.

7.3 Améliorations futures

Différentes améliorations au niveau du modèle pourraient être menées afin d'accélérer le temps de calcul, augmenter l'ordre du modèle et s'assurer de la bonne capture des phénomènes physiques.

Dans un premier temps, il serait bon de comparer le comportement du modèle avec un réservoir expérimental. En effet, les étapes de validation menées lors de ce projet, ainsi que les résultats obtenus mettent en avant un fort potentiel du réservoir de sédimentation pour collecter les sédiments allant au puits d'injection d'un système ouvert. La démarche conservatrice suivie dans ce mémoire a permis d'évaluer le comportement d'un réservoir pour deux débits extrêmes, ainsi que sa réponse pour différentes classes de particules. Il pourrait ainsi être intéressant d'évaluer la prédiction du modèle par rapport à des données expérimentales typiques de système PCP-PI. Notamment, suivre les concentrations en entrée et en sortie d'un réservoir expérimentale et analyser le diamètre des particules sortantes et ayant sédimenté pour une température d'eau constante. Cette étape, qui nécessitera sûrement une étape de calibration, permettra alors de valider le comportement du modèle pour des valeurs typiques de systèmes PCP-PI.

Par la suite, il faudrait optimiser les étapes de calculs afin de diminuer l'espace mémoire utilisé. En effet, un solveur direct est utilisé afin d'assurer une convergence du modèle. Ce couplage est issu des non-linéarités propres au modèle utilisé, nécessaires pour assurer le couplage physique de l'impact de l'écoulement sur les sédiments et des sédiments sur l'écoulement. De nombreuses combinaisons de résolutions des équations pourraient ainsi être testées afin de réduire l'espace mémoire, telles que des combinaisons prenant en compte plusieurs étapes avec un solveur itératif, moins robuste que des solveur directs, mais moins coûteux en termes de mémoire.

Finalement, l'étude d'éventuels effets thermiques peut être intéressante afin d'évaluer leurs potentiels impacts sur l'efficacité d'un tel réservoir pour une application géothermique. Notamment, l'étude instationnaire de courants thermiques pouvant s'opposer à la sédimentation pourrait s'avérer particulièrement intéressante et permettre d'identifier des pistes d'optimisation de la saignée.

RÉFÉRENCES

Abdel-Gawad, S. M. & Mccorquodale, J. A. (1985). Numerical simulation of rectangular settling tanks. *Journal of Hydraulic Research*, 23(2), 85–100.

Adams, E. W. & Rodi, W. (1990). Modeling flow and mixing in sedimentation tanks. *Journal of Hydraulic Engineering*, 116(7), 895–913.

Al-Sammarraee, M. & Chan, A. (2009). Large-eddy simulations of particle sedimentation in a longitudinal sedimentation basin of a water treatment plant. part 2 : The effects of baffles. *Chemical Engineering Journal*, 152(2), 315–321.

Asgharzadeh, H., Firoozabadi, B., & Afshin, H. (2011). Experimental investigation of effects of baffle configurations on the performance of a secondary sedimentation tank. *Scientia Iranica*, 18(4), 938–949.

Bakema, G. (2001). *Well and Borehole Failures and Solutions in Underground Thermal Energy Storage*. IF Technology 2/9805/GW.

Banks, D. (2008). *An introduction to thermogeology : ground source heating and cooling*. Blackwell Publishing Ltd.

Barton, I. E. (1996). Computation of dilute particulate laminar flow over a backward-facing step. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 22(3), 211–221.

Beaudry, G., Pasquier, P., Marcotte, D., & Zarrella, A. (2022). Flow rate control in standing column wells : A flexible solution for reducing the energy use and peak power demand of the built environment. *Applied Energy*, 313, 118774.

Bhusan Nayak, B. & Chatterjee, D. (2019). Assessment of mixture and eulerian multiphase models in predicting the thermo-fluidic transport characteristics for fly ash-water slurry flow in straight horizontal pipeline. *Heat Transfer Engineering*, 40(8), 679–692.

Bokil, S. D. & Bewtra, J. K. (1972). Influence of mechanical blending on aerobic digestion of waste activated sludge.

Boycott, A. E. (1920). Sedimentation of blood corpuscles. *Nature*, 104(2621), 532–532.

Brownlie, W. R. (1981). Compilation of alluvial channel data : Laboratory and field.

Burt, D. (2010). *Improved Design of Settling Tanks Using an Extended Drift Flux Model*. Thèse de doctorat. University of Bristol.

Bürger, R., Wendland, W., & Concha, F. (2000). Model equations for gravitational sedimentation-consolidation processes. *Journal of applied mathematics and mechanics*, 80(2), 79–92.

Camp, T. R. (1946). Sedimentation and the design of settling tanks. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 111(1), 895–936.

Celik, I. & Rodi, W. (1985). Simulation of hydrodynamic and transport characteristics of rectangular settling basins. Dans *Transport of Suspended Solids in Open Channels* (p. 129–132). Routledge, 1 edition.

Combe, M. (2021). COP26 : un bilan contrasté qui peine à convaincre. *Techniques de l'Ingénieur*.

COMSOL (2023). COMSOL multiphysics. Version 6.0, Stockholm, Suède.

D18 Committee (2021). *Test Method for Particle-Size Distribution (Gradation) of Fine-Grained Soils Using the Sedimentation (Hydrometer) Analysis*. ASTM D7928-21e1.

D19 Committee (2018). *Test Methods for Filterable Matter (Total Dissolved Solids) and Nonfilterable Matter (Total Suspended Solids) in Water*. ASTM D5907-18.

Das, S., Bai, H., Wu, C., Kao, J.-H., Barney, B., Kidd, M., & Kuettel, M. (2016). Improving the performance of industrial clarifiers using three-dimensional computational fluid dynamics. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 10(1), 130–144.

De Clercq, B. (2003). *Computational Fluid Dynamics of Settling Tanks : Development of Experiments and Rheological, Settling, and Scraper Submodels*. Thèse de doctorat. Ghent University.

De Clercq, J. (2006). *Batch and continuous settling of activated sludge : in-depth monitoring and 1D compression modelling*. Thèse de doctorat. Ghent University.

Deldar, S., Jafarian Dehkordi, A., & Kharinezhad Arani, H. (2018). Investigating the effect of flow entrance and existence of baffle on sedimentation efficiency using discrete phase model (DPM). *Challenges in Nano and Micro Scale Science and Technology*, 6, 29–36.

Demir, A. (1995). Determination of settling efficiency and optimum plate angle for plated settling tanks. *Water Research*, 29(2), 611–616.

Devantier, B. A. & Larock, B. E. (1986). Modelling a recirculating density-driven turbulent flow. *Int. J. Numer. Meth. Fluids*, 6(4), 241–253.

DeVantier, B. A. & Larock, B. E. (1987). Modeling sediment-induced density currents in sedimentation basins. *J. Hydraul. Eng.*, 113(1), 80–94.

Dittmar, D. & Okuda, C. (1987). *West Point treatment plant predesign secondary sedimentation evaluation - dye testing tech memo San Jose Creek Water Reclamation Plant*. Number A7110-215.

Ergun, S. (1952). Fluid flow through packed columns. *Chemical Engineering Progress*, 48, 89–94.

Frisch, U. (1995). *Turbulence : The Legacy of A. N. Kolmogorov*. Cambridge University Press.

Gao, H. & Stenstrom, M. (2018). Evaluation of three turbulence models in predicting the steady state hydrodynamics of a secondary sedimentation tank. *Water Research*, 143, 445–456.

Gao, H. & Stenstrom, M. K. (2020a). Development and applications in computational fluid dynamics modeling for secondary settling tanks over the last three decades : A review. *Water Environment Research*, 92(6), 796–820.

Gao, H. & Stenstrom, M. K. (2020b). The influence of wind in secondary settling tanks for wastewater treatment – a computational fluid dynamics study. part II : Rectangular secondary settling tanks. *Water Environment Research*, 92(4), 551–561.

Garcia, M. (2008). *Sedimentation Engineering : Processes, Measurements, Modeling, and Practice*. American Society of Civil Engineers, 110 edition.

Gerges, H. & McCorquodale, J. (2000). Of : Winter temperature gradients in circular clarifiers, s.a. wells, d.m. LaLiberte. *Water Environment Research*, 72(2), 248–249.

Gidaspow, D. (1994). *Multiphase Flow and Fluidization*. Elsevier, acadamic press edition.

Gjengedal, S., Ramstad, R. K., Hilmo, B. O., & Frengstad, B. (2018). Video inspection of wells in open loop ground source heat pump systems in norway.

Godo, A. M. & McCorquodale, J. A. (1991). Effect of diurnal temperature variation on the hydraulics of clarifiers. *Can. J. Civ. Eng.*, 18(6), 1084–1087.

Gorb, Y., Mierka, O., Rivkind, L., & Kuzmin, D. (2014). Finite element simulation of three-dimensional particulate flows using mixture models. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 270, 443–450.

Goula, A. M., Kostoglou, M., Karapantsios, T. D., & Zouboulis, A. I. (2008a). A CFD methodology for the design of sedimentation tanks in potable water treatment. *Chemical Engineering Journal*, 140(1), 110–121.

Goula, A. M., Kostoglou, M., Karapantsios, T. D., & Zouboulis, A. I. (2008b). The effect of influent temperature variations in a sedimentation tank for potable water treatment—a computational fluid dynamics study. *Water Research*, 42(13), 3405–3414.

Guo, H., Ki, S. J., Oh, S., Kim, Y. M., Wang, S., & Kim, J. H. (2017). Numerical simulation of separation process for enhancing fine particle removal in tertiary sedimentation tank mounting adjustable baffle. *Chemical Engineering Science*, 158, 21–29.

Hassanien, M., Elmolla, E. S., & Mahmoud, U. F. (2018). Modeling the effect of inlet baffle longitudinal and vertical positions on the settling tank performance with computational

fluid dynamics. *Al-Azhar University Civil Engineering Research Magazine (CERM)*, 40(2), 133–140.

Hazen, A. (1904). On sedimentation. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 53(2), 45–71.

Hirom, K. & Devi, T. T. (2022). Application of computational fluid dynamics in sedimentation tank design and its recent developments : a review. *Water Air Soil Pollut*, 233(1), 22.

Hjulstrom, F. (1935). *Studies of Morphological Activity of Rivers as Illustrated by the River Fyris*. Bulletin of the Geological Institute University of Uppsala.

Hughes, P. (2008). *Geothermal(Ground-Source)Heat Pumps : Market Status, Barriers to Adoption, and Actions to Overcome Barriers*. United States.

Hughes, T. J., Franca, L. P., & Balestra, M. (1986). A new finite element formulation for computational fluid dynamics : V. circumventing the babuška-brezzi condition : a stable petrov-galerkin formulation of the stokes problem accommodating equal-order interpolations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 59(1), 85–99.

Imam, E., McCorquodale, J. A., & Bewtra, J. K. (1983). Numerical modeling of sedimentation tanks. *Journal of Hydraulic Engineering*, 113(2), 260–261.

Ishii, M. & Zuber, N. (1979). Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows. *AIChE J.*, 25(5), 843–855.

Krebs, P., Armbruster, M., & Rodi, W. (1998). Laboratory experiments of buoyancy-influenced flow in clarifiers. *Journal of Hydraulic Research*, 36(5), 831–851.

Krieger, I. M. & Dougherty, T. J. (1959). A mechanism for non-newtonian flow in suspensions of rigid spheres. *Transactions of the Society of Rheology*, 3(1), 137–152.

Kynch, G. J. (1952). A theory of sedimentation. *Transaction of the Faraday Society*, 48, 166.

Lakehal, D., Krebs, P., Krijgsman, J., & Rodi, W. (1999). Computing shear flow and sludge blanket in secondary clarifiers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 125(3), 253–262.

Laroche, V., Pasquier, P., & Courcelles, B. (2022). Integration of standing column wells in urban context : A numerical investigation-case in the city of montreal. *Sustainable Cities and Society*, 78, 103513.

Larsen, P. (1977). *On the Hydraulics of Rectangular Settling Basins : Experimental And Theoretical Studies*. Department of Water Resources Engineering, Lund Institute of Technology.

Launder, B. & Spalding, D. (1973). The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3(2), 269–289.

Li, H. & Sansalone, J. (2021). Benchmarking reynolds-averaged navier–stokes turbulence models for water clarification systems. *Journal of Environmental Engineering*, 147(9), 04021031.

Liu, Y. (2017). *3D modeling of flow and sediment transport in tank with cavity*. Thèse de doctorat. Université de Strasbourg.

Lyn, D. A., Stamou, A. I., & Rodi, W. (1992). Density currents and shear-induced flocculation in sedimentation tanks. *Journal of Hydraulic Engineering*, 118(6), 849–867.

Manninen, M., Taivassalo, V., & Kallio, S. (1996). *On the mixture model for multiphase flow*. VTT Technical Research Centre of Finland.

McCorquodale, J. A., La Motta, E. J., Griborio, A., Homes, J., & Georgiou, I. (2004). *Development of software for modeling activated sludge clarifier systems*. Technology Transfer Report Submitted to U.S. EPA, Schielder Urban Environmental System Center, University of New Orleans, LA.

Menter, F. R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA J.*, 32(8).

Messa, G. V., Yang, Q., Adedeji, O. E., Chára, Z., Duarte, C. A. R., Matoušek, V., Rasteiro, M. G., Sanders, R. S., Silva, R. C., & de Souza, F. J. (2021). Computational fluid dynamics modelling of liquid–solid slurry flows in pipelines : State-of-the-art and future perspectives. *Processes*, 9(9), 1566.

Nguyen, A., Beaudry, G., & Pasquier, P. (2020). Experimental assessment of a standing column well performance in cold climates. *Energy and Buildings*, 226, 110391.

Nguyen, A., Pasquier, P., & Marcotte, D. (2015). Influence of groundwater flow in fractured aquifers on standing column wells performance. *Geothermics*, 58, 39–48.

Nguyen, T.-a., Dao, N. T.-m., Liu, B., Terashima, M., & Yasui, H. (2019a). Computational fluid dynamics study on attainable flow rate in a lamella settler by increasing inclined plates. *Journal of Water and Environment Technology*, 17(2), 76–88.

Nguyen, T.-A., Dao, N. T.-M., Terashima, M., & Yasui, H. (2019b). Improvement of suspended solids removal efficiency in sedimentation tanks by increasing settling area using computational fluid dynamics. *Journal of Water and Environment Technology*, 17(6), 420–431.

Orio, C. D., Chiasson, A., Johnson, C. N., Deng, Z., Rees, S. J., & Spitler, J. D. (2005). A survey of standing column well installations in north america. *ASHRAE transactions*, 111(2).

Orio, C. D., Johnson, C. N., & Poor, K. D. (2006). Geothermal standing column wells : ten years in a new england school. *ASHRAE Transactions*, 112(2), 57–65.

Parker, D. S., Kaufman, W. J., & Jenkins, D. (1972). Floc breakup in turbulent flocculation processes. *Journal of the Sanitary Engineering Division*, 98(1), 79–99.

Pasquier, P., Nguyen, A., Eppner, F., Marcotte, D., & Baudron, P. (2016). Standing column wells. Dans *Advances in Ground-Source Heat Pump Systems* (p. 269–294). Elsevier.

Pathak, M. & Khan, M. K. (2013). Inter-phase slip velocity and turbulence characteristics of micro particles in an obstructed two-phase flow. *Environmental Fluid Mechanics*, 13(4), 371–388.

Patziger, M. & Kiss, K. (2015). Analysis of suspended solids transport processes in primary settling tanks. *Water Science and Technology*, 72(1), 1–9.

Prandtl, L. (1926). Ueber die ausgebildete turbulenz. *Proceedings 2nd International Congress Applied Mechanics* (p. 62).

PremierTech (2023). *Wastewater treatment and septic systems.* PremierTech. https ://www.premiertechaqua.com/septic-system.

Québec (2021). Règlement sur le prélèvement des eaux et leur protection, q-2, r. 35.2. *Recueil des lois et des règlements du Québec.*

Raeesh, M., Devi, T. T., & Hirom, K. (2023). Recent developments on application of different turbulence and multiphase models in sedimentation tank modeling—a review. *Water, Air, and Soil Pollution*, 234(1), 5.

Ramin, E., Wágner, D. S., Yde, L., Binning, P. J., Rasmussen, M. R., Mikkelsen, P. S., & Plósz, B. G. (2014). A new settling velocity model to describe secondary sedimentation. *Water Research*, 66, 447–458.

Razmi, A., Firoozabadi, B., & Ahmadi, G. (2009). Experimental and numerical approach to enlargement of performance of primary settling tanks. *JAFM*, 2(1).

Richardson, J. F. & Zaki, W. (1954). Sedimentation and fludisation. part 1. *Transaction of the Institution of Chemical Engineers*, 32, 35–53.

Richardson, L. F. (1922). *Weather prediction by numerical process.* Cambridge, The University press.

Robert, S., Pasquier, P., & Nguyen, A. (2022). Impact of layered heterogeneity on thermal response test interpretation performed on a standing column well operated without bleed. *Geothermics*, 101, 102353.

Rodi, W. (2017). Turbulence modeling and simulation in hydraulics : A historical review. *Journal of Hydraulic Engineering*, 143(5), 03117001.

Rubinow, S. I. & Keller, J. B. (1961). The transverse force on a spinning sphere moving in a viscous fluid. *Journal of Fluid Mechanics*, 11(3), 447.

Saffman, P. G. (1965). The lift on a small sphere in a slow shear flow. *Journal of Fluid Mechanics*, 22(2), 385–400.

Sarkar, S., Kamilya, D., & Mal, B. (2007). Effect of geometric and process variables on the performance of inclined plate settlers in treating aquacultural waste. *Water Research*, 41(5), 993–1000.

Schamber, D. R. & Larock, B. E. (1981). Numerical analysis of flow in sedimentation basins. *Journal of the Hydraulics Division*, 107(5), 575–591.

Schiller, L. & Naumann, Z. (1935). A drag coefficient correlation. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, 77, 318–320.

Schlegel, F. (2014). Understanding stabilization methods. *COMSOL Blog*.

Shahrokhi, M., Rostami, F., Md Said, M. A., Sabbagh Yazdi, S. R., & Syafalni (2012). The effect of number of baffles on the improvement efficiency of primary sedimentation tanks. *Applied Mathematical Modelling*, 36(8), 3725–3735.

Shahrokhi, M., Rostami, F., Md Said, M. A., & Syafalni (2013). Numerical modeling of baffle location effects on the flow pattern of primary sedimentation tanks. *Applied Mathematical Modelling*, 37(6), 4486–4496.

Shelestina, O. & Ratnaweera, H. (2014). Optimization of the sedimentation tank with CFD simulation.

Shields, A. (1936). *Application of similarity principles and turbulence research to bed-load movement*. California Institute of Technology , Pasadena, CA. (Unpublished).

Spitler, J. D., Rees, S. J., Deng, Z., Chiasson, A., Orio, C. D., & Johnson, C. (2002). *R&D studies applied to standing column well design*. ASHRAE 1119-RP research project.

Stamou, A. I., Adams, E. W., & Rodi, W. (1989). Numerical modeling of flow and settling in primary rectangular clarifiers. *Journal of Hydraulic Research*, 27(5), 665–682.

Stenvik, L. A., Gjengedal, S., Ramstad, R. K., & Frengstad, B. S. (2022). Hydrochemical and biotic control on iron incrustations in groundwater heat pump systems : Case study from a saline, anoxic aquifer in melhus, norway. *Geothermics*, 100, 102349.

Stokes, G. G. (1851). On the effect of the internal friction of fluids on the motion of pendulums. *Transactions of the Cambridge Philosophical Society*, 9, 8.

Takacs, I. (1991). A dynamic model of the clarification-thickening process. *Water Research*, 25(10), 1263–1271.

Takata, K. & Kurose, R. (2017). Influence of density flow on treated water turbidity in a sedimentation basin with inclined plate settler. *Water Supply*, 17(4), 1140–1148.

Tamayol, A., Firoozabadi, B., & Ahmadi, G. (2008). Effects of inlet position and baffle configuration on hydraulic performance of primary settling tanks. *Journal of Hydraulic Engineering*, 134(7), 1004–1009.

Tamayol, A., Firoozabadi, B., & Ashjari, M. A. (2010). Hydrodynamics of secondary settling tanks and increasing their performance using baffles. *Journal of Hydraulic Engineering*, 136(1), 32–39.

Tarpagkou, R. & Pantokratoras, A. (2014). The influence of lamellar settler in sedimentation tanks for potable water treatment — a computational fluid dynamic study. *Powder Technology*, 268, 139–149.

Ungarish, M. (1993). Hydrodynamics of suspensions. by m. UNGARISH. springer, 1993. 322 pp. DM 138. *Journal of Fluid Mechanics*, 290, 406–408.

Vahidifar, S., Saffarian, M. R., & Hajidavalloo, E. (2019). Numerical simulation of particle-laden flow in an industrial wastewater sedimentation tank. *Meccanica*, 54(15), 2367–2383.

Vallemedina, M. E. (2019). *Secondary settling tanks modeling : study of the dynamics of activated sludge sedimentation by computational fluids dynamics*. Thèse de doctorat. Université de Strasbourg.

Van Marle, C. & Kranenburg, C. (1994). Effects of gravity currents in circular secondary clarifiers. *Journal of Environmental Engineering*, 120(4), 943–960.

Vesilind, P. (1968). Theoretical considerations : Design of prototype thickeners from batch settling tests. *Water and Sewage Works*, 115, 302–307.

Wang, X., Yang, L., Sun, Y., Song, L., Zhang, M., & Cao, Y. (2008). Three-dimensional simulation on the water flow field and suspended solids concentration in the rectangular sedimentation tank. *Journal of Environmental Engineering*, 134(11), 902–911.

Whitmore, J. & Pineau, P.-O. (2023). *État de l'énergie au Québec 2023*. Chaire de gestion du secteur de l'énergie, HEC Montréal.

Wilcox, D. C. (1998). *Turbulence Modeling for CFD*. DCW Industries, 2 edition.

Xanthos, S., Gong, M., Ramalingam, K., Fillos, J., Deur, A., Beckmann, K., & McCorquodale, J. A. (2011). Performance assessment of secondary settling tanks using CFD modeling. *Water Resources Management*, 25(4), 1169–1182.

Yalin, M. S. (1972). *Mechanics of sediment transport*. Pergamon Press, 1 edition.

Zhou, S. & McCorquodale, J. A. (1992). Modeling of rectangular settling tanks. *Journal of Hydraulic Engineering*, 118(10).

Zhou, S., McCorquodale, J. A., & Vitasovic, Z. (1992). Influences of density on circular clarifiers with baffles. *Journal of Environmental Engineering*, 118(6), 829–847.

ANNEXE A GÉOMÉTRIE RÉEL D'UN DES RÉSERVOIRS DE PREMIERTECH

La présente annexe met en évidence la géométrie réel d'un des réservoir du fournisseur québécois de fausse septique Premiertech (2023).

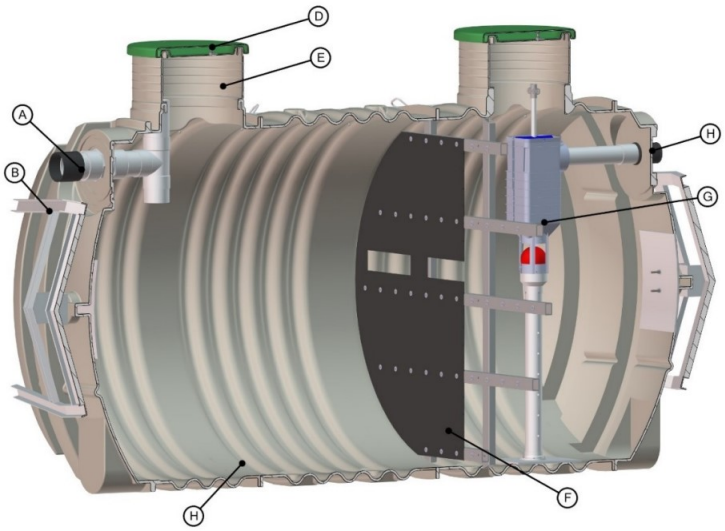


FIGURE A.1 Vue en coupe du réservoir de sédimentation - tirée de PremierTech (2023).

Comme illustré dans la figure A.1, représentant un réservoir de type PST2000, les réservoirs de PremierTech (2023) sont pour nombre d'entre eux de forme circulaire. Ils sont généralement composée d'une entrée (A) et d'une sortie (H) tous deux circulaires, situées de part et d'autre du réservoir, et pouvant se raccorder au réseau par des tuyaux de diamètre $D = 10$ cm. De plus, des éléments supplémentaire permettant de contrôler l'injection (coude en entrée) ou bien le pompage de l'eau en sortie (pompe circulatrice) peuvent être ajouté. Aussi des déflecteurs sous forme de plaques planes perforées peuvent être utilisées pour sectorisé le réservoir. Finalement, des regard sont présents (D et E), permettant de vider le réservoir ou bien effectuer des maintenances.

ANNEXE B DESCRIPTION DU LOGICIEL COMSOL

COMSOL Multiphysics est un logiciel de modélisation et de simulation basé sur la méthode des éléments finis, utilisé pour résoudre divers problèmes d'ingénierie tels que la mécanique des fluides. Il permet de créer des modèles géométriques complexes, de choisir les équations à résoudre (Navier-Stokes pour les fluides notamment), et de spécifier les conditions aux limites et les propriétés des fluides. La partie résolution numérique est cruciale : en discrétisant l'espace en éléments finis et en transformant les équations continues en un système d'équations matricielles, COMSOL résout numériquement ces équations en utilisant la formulation faible (ou variationnelle) des équations. Pour les équations de Navier-Stokes, qui décrivent la conservation de la masse et de la quantité de mouvement dans les fluides, cette résolution est souvent réalisée à l'aide d'algorithmes itératifs pour calculer les champs de vitesse et de pression en fonction des conditions initiales et des conditions aux limites imposées. La méthode de formulation faible permet notamment de gérer efficacement les non-linéarités et les comportements complexes des fluides.

Sa capacité à reproduire des écoulements turbulents et des écoulements multiphasiques, notamment fluide particules à l'aide du modèle de mélange, a été vérifiée à l'aide des cas tests "Turbulent Flow over a Backward-Facing Step" et "Two-Phase Flow Modeling of a Dense Suspension" disponibles sur leur site internet de vérification et de validation : `https://www.comsol.com/verification-models`.

ANNEXE C FORMES FAIBLES DES ÉQUATIONS DU MODÈLES DE MÉLANGE ET DES CONDITIONS AUX LIMITES DU MODÈLES

Le système d'équations à résoudre est celui des équations présentes dans la section 4.3. La mise sous forme faible (ou variationnelle) de ce système d'équations consiste à multiplier chaque équation par des fonctions tests $\tilde{u}$, $\tilde{\Phi}_i$ et $\tilde{p}$ appartenant au domaine V_0 puis d'intégrer sur l'ensemble du domaine d'étude Ω. Ainsi le système d'équations sous forme faible résolu sous COMSOL est le système composé des équations suivantes :

Forme faible de l'équation de continuité d'une phase dispersée :

$$\int_\Omega \nabla \cdot (\rho_i \Phi_i (u_m - u_r + u_{slip,i}) \tilde{\Phi}_i d\Omega - \int_\Omega \rho_i D_{md} \nabla \Phi_i \tilde{\Phi}_i d\Omega = 0$$

Formes faibles des équations de continuité et de quantité de mouvement du mélange :

$$\int_\Omega \nabla \cdot (\rho u_m) \tilde{p} d\Omega = 0$$

$$\int_\Omega \rho (u_m \cdot \nabla) u_m \tilde{u} d\Omega + \int_\Omega \nabla \cdot \left(\sum_{i=2}^{N} \Phi_i \rho_i u_{slip,i} u_{slip,i}^T - \rho u_r u_r^T \right) \tilde{u} d\Omega = \int_\Omega (-\nabla p + \nabla \cdot \tau_m) \tilde{u} d\Omega + \int_\Omega \rho g \tilde{u} d\Omega$$

Des termes de dérivées secondes en u_m apparaissent. L'idée serait alors de développer davantage ces équations afin d'éliminer ces termes de dérivées secondes à l'aide d'intégration par partie (théorème de divergence) pour faire apparaître des termes de dérivées premières de $\tilde{u}$.

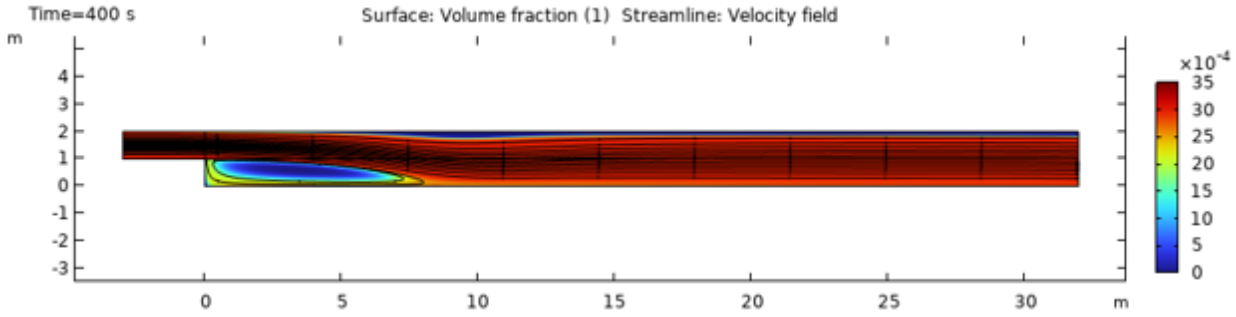
Le même processus peut être fait pour les équations de turbulence.

Au niveau des conditions aux limites, il s'agit de conditions de type Dirichlet pour la vitesse en entrée et la fraction volumique de sédiments en entrée et la pression en sortie. On aura donc que $\tilde{u}(T_1) = 0$, $\tilde{\Phi}_i(T_1) = 0$ et $\tilde{p}(T_2) = 0$. La surface supérieure, soit la condition de glissement, on retrouve une condition de Neumann tel que $(pI + \mu(\nabla u + (\nabla u)^T))n = 0$ et $u = 0$ avec n le vecteur normal à la surface. Pour les autres surfaces les lois de parois sont utilisées.

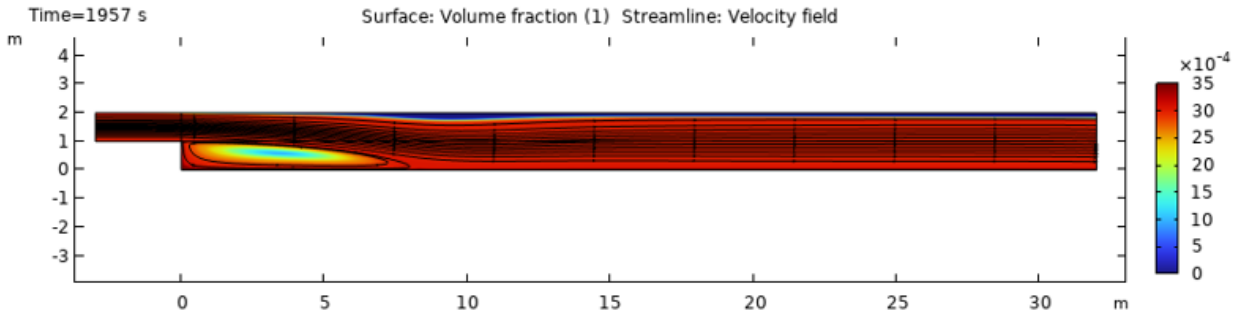
Les varibables de turbulence sont aussi des conditions de Dirichlet, dont les valeurs ont été pris par défaut (voir documentation COMSOL).

ANNEXE D MISE EN ÉVIDENCE DU PHÉNOMÈNE DE DIFFUSION NUMÉRIQUE

Lors d'une étude préliminaire sur le test de référence de "Backward facing step" de Barton (1996), une diffusion numérique du modèle est ressortie. En effet, dans cette étude instationnaire en régime laminaire, consistant en un transport de particules solide dans un canal avec une marche d'escalier, l'atteinte d'un régime stationnaire à mis en évidence une diffusion de particules dans la zone de recirculation présente en aval de la marche ce qui n'est pas présent dans le cas de Barton (1996).



(a)



(b)

FIGURE D.1 Évolution de la fraction volumique de particule dans le canal de géométrie issue de Barton (1996) pour deux temps caractéristiques : un temps t = 400s après injection des particules (a), et un temps t = 1957s après injection des particules.

Tel qu'on peut le voir à la figure D.1, Pour un temps, $t = 400$ secondes, le modèle représente bien le phénomène de transport de particules dans le canal avec une faible présence de particule au niveau de la recirculation dû à l'importance des forces d'inerties par rapport à la gravité après la marche. Ce qui correspond au résultats numérique de Barton (1996). A

partir de $t = 400s$, une diffusion numérique prend place au fur et à mesure du temps, marqué par une faible diffusion des particules à l'intérieur de la recirculation tel qu'on peut le voir pour un temps de $t = 1957s$.

L'étude de ce cas test met donc en avant le phénomène de diffusion numérique, marqué par une diffusion des particules, lors de la recherche d'une solution stationnaire avec le modèle de mélange.