



Effet de l'injection d'eau de production sur la perméabilité des réservoirs pétroliers non cimentés

Sadok Feia

► **To cite this version:**

Sadok Feia. Effet de l'injection d'eau de production sur la perméabilité des réservoirs pétroliers non cimentés. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université Paris-Est, 2015. Français. <NNT : 2015PEST1052>. <tel-01214585>

HAL Id: tel-01214585

<https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01214585>

Submitted on 12 Oct 2015

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



THESE

Pour obtenir le grade de

Docteur de l'Université Paris-Est

Discipline : Géotechnique

Présentée par

Sadok FEIA

**Effet de l'injection d'eau de production sur la perméabilité des réservoirs
pétroliers non cimentés**

(Soutenue le 17 Fév. 2015)

Laboratoire NAVIER – Equipe Géotechnique (CERMES)

JURY

Rapporteurs	Pr. Arézou Modaressi	Ecole centrale Paris
	Dr. Ahmed Benamar	Université du Havre
Examineurs	Pr. Gioacchino Viggiani	Université de Grenoble
	Pr. Farimah Masrouri	Université de Lorraine
	Pr. Jian-Fu Shao	Université de Lille 1
Directeur de thèse	Pr. Jean Sulem	Ecole des Ponts ParisTech
Co-directeur de thèse	Dr. Jean-Claude Dupla	Ecole des Ponts ParisTech
Co-encadrants de thèse	Dr. Siavash Ghabezloo	Ecole des Ponts ParisTech
	Dr. Jean Canou	Ecole des Ponts ParisTech
Invité	Mr. Herbert Lescanne	Société Total

THESE

Pour obtenir le grade de

Docteur de l'Université Paris-Est

Discipline : Géotechnique

Présentée par

Sadok FEIA

**Effet de l'injection d'eau de production sur la perméabilité des réservoirs
pétroliers non cimentés**

(Soutenue le 17 Fév. 2015)

Laboratoire NAVIER – Equipe Géotechnique (CERMES)

À la mémoire de mon père
À ma chère mère
À mes frères
À mes sœurs
À ma future femme

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du laboratoire Navier de l'Ecole des Ponts ParisTech, équipe géotechnique (CERMES). Je souhaite vivement remercier les personnes qui ont contribué à accomplir avec succès l'ensemble de mes tâches.

Je remercie très chaleureusement mon directeur de thèse Pr. Jean SULEM pour m'avoir accordé une grande disponibilité, ses encouragements et sa confiance. Son expérience, sa rigueur scientifique, sa pédagogie ont constitué un soutien indispensable à la réalisation de cette étude.

Mes remerciements personnels s'adressent à mon encadrant, Dr. Siavash GHABEZLOO, qui a suivi en détail l'avancement de ce travail. Sa disponibilité (soirées, week-ends et vacances inclus) et ses encouragements m'ont été d'un grand appui au cours de ces trois ans de thèse. Il a toujours su répondre pertinemment à mes questions et guider mes travaux tout en restant amical et souriant.

Je remercie sincèrement mon encadrant Dr. Jean-Claude DUPLA pour m'avoir initié et formé à l'utilisation de différents dispositifs expérimentaux, pour ces idées brillantes et pour son aide à la réalisation de certaines expériences.

Un grand merci à Dr. Jean CANOU qui m'a apporté un soutien considérable. Je le remercie pour ses idées précieuses et les échanges fructueux qu'on a eus.

Je souhaite remercier Pr. Arezou MODARESSI et Dr. Ahmed BENAMAR qui ont accepté d'être rapporteurs de ma thèse, ainsi que Pr. Farimah MASROURI, Pr. Cino VIGGIANI et Pr. Jian-Fu SHAO, d'avoir accepté de faire partie de mon jury.

Je remercie chaleureusement Dr. Atef ONAISI, Mr. Herbert LESCANNE et Mr. Eric AUBRY nos collaborateurs de la société Total pour les discussions très enrichissantes lors des réunions.

La partie expérimentale de ce travail n'aurait pas été possible sans l'aide constante d'une équipe technique performante. Je remercie particulièrement Hocine DELMI qui m'a apporté une aide sans égale pour la réalisation de mes essais. Je remercie également Marine LE MAIRE, Baptiste CHABOT, Emmanuel DE LAURE et Xavier BOULAY pour leur aide et conseils.

Je remercie également l'ensemble des chercheurs de l'équipe CERMES pour leur générosité scientifique et les connaissances qu'ils ont pu me transmettre lors de nos multiples discussions et échanges quotidiens.

Je tiens à remercier mes chers amis et collègues du CERMES notamment mes stagiaires Abdelali et Mohammad.

Et, enfin, j'adresse toute ma gratitude à ma chère famille, et très particulièrement ma mère, pour leurs encouragements et soutien permanents.

Sadok.

Résumé

Des phénomènes de colmatage de la structure granulaire des réservoirs pétroliers sont observés lors de la réinjection d'eau de production dans le réservoir (endommagement hydrique). Le dépôt des particules solides en suspension dans l'eau de production peut engendrer une réduction de la perméabilité du réservoir notamment autour des puits d'injection. Il en résulte une diminution significative de l'injectivité des puits.

L'objectif de cette thèse est d'étudier le processus de transport et de dépôt des particules solides dans un réservoir de sable et son influence sur la perméabilité du milieu. Nous étudions également l'influence de certains paramètres tels que : la concentration en particules, le débit d'injection, la taille de particules injectées, la taille des pores du milieu et la rugosité de la surface des grains. La finalité de ce travail est de proposer un modèle prédictif de transport-dépôt-endommagement afin de pouvoir estimer la pérennité du système.

Dans ce but, une campagne d'essais expérimentaux est menée sur le processus de transport et de dépôt des particules siliceuses de taille de quelques microns dans une éprouvette de sable dense. Ces essais ont été réalisés sur trois dispositifs différents ; deux dispositifs d'injection unidimensionnelle (colonne d'injection et cellule d'injection) et un dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage en vue de simuler les conditions d'injection en puits. Dans ces essais, les conditions hydrauliques sont contrôlées et la concentration en particules dans la suspension est imposée. Au cours de l'injection, le suivi de l'évolution de la pression interstitielle est réalisé en utilisant des capteurs de pression installés à différents endroits dans le milieu. La concentration des particules dans le fluide sortant est mesurée en utilisant un turbidimètre installé à la sortie du milieu.

L'étude expérimentale réalisée sous différentes conditions a permis de mettre en évidence une forte hétérogénéité du dépôt des particules dans le milieu poreux. Cette hétérogénéité se traduit par la formation d'un cake interne et/ou externe au voisinage du point d'injection. L'analyse de ce cake montre un milieu à double porosité avec deux familles de pores correspondant à la porosité interne des agglomérats formés par les particules déposées et la porosité du sable réduite progressivement par le dépôt de ces derniers. Une étude paramétrique a permis de mettre en évidence une distinction entre l'effet des faibles et des fortes concentrations, ainsi que l'importance de l'effet du débit d'injection, de la taille des pores, de la taille des particules de la suspension ainsi que de la rugosité de la surface des grains.

Ce travail expérimental s'accompagne d'une modélisation des phénomènes de transport et de dépôt des particules dans un milieu poreux. Dans un premier temps, nous avons utilisé un modèle de convection dans lequel la loi décrivant le dépôt des particules prend en compte la densité des particules déposées ainsi que le relargage des particules. Les paramètres de la loi constitutive de dépôt, ainsi qu'une loi empirique porosité-perméabilité ont été calibrés en simulant les résultats expérimentaux d'essais d'injection en cellule sous différentes conditions.

Un nouveau modèle semi analytique basé sur le modèle d'Eylander (1988) a été développé dans lequel nous prenons en compte une distribution spatiale des particules déposées et une double porosité du milieu (cake et milieu granulaire). Cette distribution est inspirée du modèle convection étudié auparavant. La simulation d'essais d'injection en cellule a permis de montrer les capacités du modèle pour la prédiction des variations de la pression en cours de l'essai. Ce modèle permet une prédiction de l'évolution de la perméabilité pendant l'injection de façon plus simple et directement applicable dans l'ingénierie de réservoirs.

Mots-clés : *Milieu poreux – particules en suspension - sable – filtration – colmatage – perméabilité*

Abstract

Hydraulic damage and plugging of the granular structure of oil reservoirs are commonly observed during the re-injection of produced water. These phenomena can lead to a significant decrease of the reservoir permeability around the injectors and affect the injectivity of these wells. The objective of this thesis is to study the transport and deposition process of solid particles in a sand reservoir and its influence on the permeability of the medium. We also study the influence of certain parameters such as particle concentration, injection flow rate, the size of injected particles, the pore size of the medium and the surface roughness of the grains. The aim of this work is to propose a predictive model of transport-deposition-damage in order to estimate the durability of the system.

For this purpose, an experimental program was conducted on the transport and deposition process of the siliceous particles of size of a few microns in dense sand specimens. These tests were carried out on three different devices; two one-dimensional injection devices (injection column and injection cell) and a radial injection device in “chambre d'étalonnage” in order to simulate the injection wells conditions. In these tests, the flow conditions are controlled and the concentration of particles in the suspension is imposed. During injection, the monitoring of the evolution of pore pressure is carried out using pressure sensors located in different places in the medium. The particle concentration in the outgoing fluid is measured using a turbidimeter installed at the outlet.

The experimental study carried out under different conditions allowed to highlight a highly heterogeneous particle deposition in the porous medium. This heterogeneity results in the formation of an internal and/or external cake in the vicinity of the injection point. The analysis of this cake shows a double porosity medium with two pore families corresponding to the internal porosity of the agglomerates formed by the deposited particles and porosity of the sand gradually reduced by the particles deposition. A parametric study permitted to show a distinction between the effect of low and high particles concentrations, as well as the importance of the effect of injection flow rate, the pore size, the particle size of the suspension and the roughness of the surface of the grains.

This experimental work is associated with modelling of transport and deposition of particle in a porous medium. We used first the convection model in which a constitutive law describing the particle deposition takes into account the effects of the deposited particles concentration and the release of particles. The parameters of the particle deposition constitutive law as well as an empirical porosity-permeability law have been calibrated by

simulation of the results of injection tests performed in the injection cell under different conditions.

A semi-analytical model based on the Eylinder (1988) model was developed in which we take into account a spatial distribution of the deposited particles and a double porosity of the medium (cake and granular medium). This distribution is inspired from the results of convection model studied before. The simulation of the results of injection experiments permitted to show the performances of this model for prediction of the pore pressure evolution during the fluid injection. This model allows prediction of the permeability evolution in a simpler and directly applicable manner in the reservoir engineering.

Keywords: *Porous medium – suspension particles – sand – filtration – clogging – permeability*

Publications

Revue internationale avec Comité de Lecture

1. Feia S., Ghabezloo S., Bruchon J.-F., Sulem J., Canou J., Dupla J.-C. (2014) Experimental Evaluation of the Pore-Access Size Distribution of Sands, *Geotech. Testing Journal* 37, doi:10.1520/GTJ20130126.
2. Feia S., Sulem, J., Canou, J., Ghabezloo S., Clain, X. (2014) Changes in permeability of sand during triaxial loading : effect of fine particles production, *Acta Geotechnica*, doi:10.1007/s11440-014-0351-y.
3. Feia S., Dupla J.C., Ghabezloo S., Sulem J., Canou J., Onaisi A., Lescanne H., Aubry E., (2015) Experimental investigation of particles suspension injection and permeability impairment in porous media. Soumis à la revue *Geomechanics For Energy and the Environment*.

Congrès avec actes

1. Feia, S., Sulem, J., Ghabezloo, S., Canou, J., Dupla, J. (2012) Evaluation de la distribution de la taille des pores d'un sable par la méthode tensiométrique. 2eme Colloque international des Sols Non Saturés et Environnement (Unsat Alger 2012), Alger 5-6 Novembre 2012.
2. Feia, S., Dupla, J.-C., Sulem, J., Ghabezloo, S., Canou, J., Onaisi, A., Lescanne, H. (2013). Transport et déposition de particules solides dans les réservoirs pétrolifères non cimentés. 21ème Congrès Français de Mécanique (CFM2013), Bordeaux 26-30 aout 2013.
3. Feia S., Dupla J., Ghabezloo S., Sulem J., Onaisi A., Lescanne H., Aubry E. (2014). Injection d'un fluide contenant des particules en suspension dans un milieu poreux et réduction de la perméabilité. Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur JNGG2014, Beauvais, 8-10 juillet 2014.
4. Feia S., Sulem, J., Canou, J., Ghabezloo S., Clain X. (2014). Permeability changes due to volumetric dilation and shear band formation in sands under triaxial loading. International Symposium on Geomechanics from Micro to Macro (IS-Cambridge 2014), Cambridge 1-3 September 2014.

Sommaire

INTRODUCTION GENERALE.....	1
CHAPITRE 1. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	4
1.1 Introduction	5
1.2 Eau de production et PWRI.....	5
1.3 Mécanismes physiques mis en jeu lors du transport et du dépôt des particules....	8
1.3.1 Transport des particules	10
1.3.2 Dépôt des particules	13
1.4 Modélisation du transport et du dépôt des particules solides.....	16
1.4.1 Approches de modélisation	16
1.4.2 Caractérisation des cales interne et externe formés pendant l'injection	20
1.5 Etudes expérimentales du transport/dépôt des particules dans un milieu poreux	28
1.5.1 Effet de la taille des particules	29
1.5.2 Effet de la concentration en particules du fluide injecté	32
1.5.3 Effet du débit d'injection.....	35
1.6 Processus de décolmatage	37
1.6.1 Méthodes physiques et chimiques.....	37
1.6.2 Méthodes hydrodynamiques instationnaires	38
1.7 Conclusions	39
CHAPITRE 2. MATERIAUX ETUDIES ET TECHNIQUE EXPERIMENTALES.....	41
2.1 Introduction	42
2.2 Description des matériaux étudiés.....	42
2.3 Méthodes de caractérisation des matériaux testés.....	44
2.3.1 Granulométrie par tamisage à sec	45
2.3.2 Granulomètre laser	45
2.3.3 Microscopie électronique à balayage (MEB).....	45
2.3.4 Dispositif et procédure de mesure de la distribution de la taille d'accès aux pores.....	46
2.3.5 Porosimétrie au mercure.....	52
2.4 Dispositifs et protocoles expérimentaux pour les essais d'injection en cellule, en colonne et en chambre d'étalonnage	53
2.4.1 Dispositif d'injection en cellule	53

2.4.2	Dispositif d'injection en colonne	57
2.4.3	Procédure d'essai.....	60
2.4.4	Dispositif d'injection en chambre d'étalonnage.....	63
2.5	Conclusions	70
CHAPITRE 3 PRESENTATION ET ANALYSE DES RESULTATS		
EXPERIMENTAUX.....		
3.1	Introduction	72
3.2	Programme expérimental	72
3.3	Présentation et analyse des résultats expérimentaux d'injection	75
3.3.1	Résultats typique d'un essai en colonne d'injection	75
3.3.2	Résultats typique d'un essai d'injection en cellule	84
3.3.2.1	Phase d'injection d'eau propre	84
3.3.2.2	Phase d'injection de la suspension	86
3.3.2.3	Phase d'injection d'eau propre après colmatage	88
3.3.2.4	Evolution de la perméabilité pendant les trois phases.....	90
3.3.2.5	Evolution de la distribution de la taille d'accès aux pores	91
3.3.3	Etude paramétrique	92
3.3.3.1	Effet de la concentration en particules du fluide injecté	92
3.3.3.2	Effet du débit d'injection.....	99
3.3.3.3	Effet de la taille des particules injectées	102
3.3.3.4	Effet de la taille d'accès aux pores	105
3.3.3.5	Influence de la rugosité de la surface des grains	107
3.3.3.6	Effet de la contrainte de confinement	108
3.3.4	Essai d'injection radiale en chambre d'étalonnage	110
3.3.4.1	Analyse des résultats de l'essai d'injection.....	110
3.3.4.2	Analyse du massif après essai	112
3.4	Conclusions	116
CHAPITRE 4 MODELISATION DU PHENOMENE DE COLMATAGE.....		
4.1	Introduction	120
4.2	Modélisation de la filtration par le modèle de convection	121
4.2.1	Application du modèle sur les essais d'injection en cellule.....	124
4.2.2	Validation du modèle	128
4.3	Caractérisation du cake interne et/ou externe par le modèle d'Eylander.....	131
4.3.1	Cas d'un cake externe	134

4.3.2	Cas d'un cake interne	135
4.3.3	Résultats du modèle pour les deux cas (cakes interne et externe).....	135
4.4	Développement d'un nouveau modèle de colmatage.....	137
4.4.1	Formulation du modèle	137
4.4.2	Analyse des essais d'injection en cellule	140
4.4.3	Validation du modèle	143
4.5	Conclusions	143
	CONCLUSION GENERALE ET PRESPECTIVES.....	145
	LISTE DES SYMBOLES.....	149
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	151
	ANNEXES.....	158

INTRODUCTION GENERALE

Dans l'ingénierie pétrolière, les réserves désignent le volume de pétrole récupérable, à partir de champs de pétrole découverts, sur la base des contraintes économiques et techniques actuelles. Ce volume est estimé à partir de la quantité de pétrole présente dans des champs déjà connus, affectée d'un coefficient minorant dépendant de la capacité à extraire du sol ce pétrole. Ce coefficient dépend de chaque champ, il peut varier de 10 à 50 %, avec une moyenne mondiale de l'ordre de 35% en 2009 (Panorama, 2011). On peut noter que 60 % des réserves de pétrole et de gaz mondial se trouvent dans des réservoirs carbonatés, et que 90 % des puits producteurs de pétrole et de gaz sont forés dans des réservoirs siliclastiques. Actuellement, la plupart des découvertes ont été réalisées dans des formations sableuses non consolidées ou bien des grés faiblement consolidés et cimentés.

La majorité des réservoirs pétroliers présente une couche d'eau naturelle qui s'appelle « eau de formation » située entre les couches d'hydrocarbure. Pour accélérer et/ou maintenir la production, on injecte une quantité supplémentaire d'eau. Lors de la production, l'huile produite peut être associée avec de l'eau. Le liquide ainsi produit se présente donc sous la forme d'un mélange d'eau libre, émulsion d'huile/eau et huile. Il peut arriver que la quantité d'eau produite devienne jusqu'à 3 à 6 fois supérieure à celle de l'huile (Kevin et al., 2003). Les réglementations environnementales de plus en plus strictes encouragent le secteur pétrolier et gazier à réduire son empreinte environnementale et à mettre au point des solutions efficaces pour le traitement de l'eau en vue de sa réutilisation. Cette eau contient en général des matières qui sont défavorables à l'environnement. Il faut donc utiliser des équipements pour le traitement de l'eau produite qui sont très coûteux. De ce fait, la technique de réinjection d'eau produite (ou eau de production) dans les réservoirs s'est imposée et s'est développée. Cette technique, appelée PWRI (Produced Water Re-Injection ; Wong et al. 2010, Farajzadeh 2004, Al-Abduwani et al., 2003), a le grand avantage de maintenir la pression de réservoir et par conséquent le taux de production. Cependant, elle présente quelques inconvénients du fait que, malgré une filtration avant la réinjection, l'eau produite contient fréquemment des particules solides (diamètre de quelques microns) provenant de la formation géologique, l'huile résiduelle et le soluté d'autres produits chimiques. Par leur transport et leur dépôt, ces particules peuvent réduire considérablement les espaces poreux disponibles, dégrader la perméabilité du milieu et donc réduire l'efficacité d'injection et d'exploitation (Baghdikian et al. 1989 ; Li et al. 2008). De plus, dans le cas de la réinjection à débit imposé, la diminution de la perméabilité provoque une augmentation de la pression d'injection, parfois

au-delà de la capacité des pompes. La connaissance des mécanismes du transport et du dépôt des particules solides dans un milieu poreux et leurs conséquences en termes de diminution de la perméabilité sont donc très importants pour un meilleur contrôle des opérations de PWRI.

Le travail présenté dans ce mémoire a été réalisé dans le cadre d'un projet de recherche en collaboration avec la société TOTAL. L'objectif de ce travail est d'étudier le processus de transport et de dépôt des particules solides dans les réservoirs pétroliers ou dans les milieux poreux, au sens plus large, dû à l'injection de l'eau de production et l'influence des paramètres qui contrôlant ce phénomène.

Dans ce contexte, une étude expérimentale couplée avec une étude numérique sont menées sur le phénomène de transport et de dépôt de particules siliceuses d'une taille de quelques microns dans des éprouvettes de sable dense. L'étude expérimentale est réalisée sur deux dispositifs d'injection unidimensionnelle (colonne d'injection, cellule d'injection) et un dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage en vue de simuler les conditions d'injection en puits. Dans ces essais, la concentration en particules est imposée et les conditions hydrauliques sont contrôlées. Les essais expérimentaux réalisés sont complétés par des essais en porosimétrie au mercure et des observations au Microscope Electronique à Balayage (MEB) et en microtomographie aux rayons X, dans certaines zones de l'éprouvette afin d'étudier l'hétérogénéité du dépôt de particules. Une étude paramétrique explorant l'influence de quelques paramètres clés tels que la concentration en particules, le débit d'injection, la taille des particules injectées, la taille de pores de milieu et la rugosité de la surface des grains sur l'endommagement hydrique (baisse de perméabilité) du milieu a été menée.

Dans l'étude numérique, nous utilisons le modèle de convection dans lequel la loi décrivant le taux de dépôt de particules prend en compte la densité des particules déposée ainsi que le relargage des particules. Nous développons aussi un modèle semi analytique capable de décrire l'évolution de la perméabilité de manière plus simple, dans lequel nous faisons l'hypothèse de la connaissance préalable d'une distribution spatiale de particules déposées.

Ce mémoire comporte quatre chapitres ainsi que deux articles publiés en annexe.

Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique sur les mécanismes de transport et de dépôt des particules solides dans un milieu poreux et leurs conséquences sur la variation de la porosité et de la perméabilité du milieu. On met l'accent à la fois sur les aspects de modélisation et aspects expérimentaux.

Le deuxième chapitre décrit les caractéristiques des matériaux étudiés ainsi que la méthodologie expérimentale mise en œuvre. Nous présentons des descriptions détaillées des dispositifs utilisés dans cette étude tels que le dispositif tensiométrique permettant d'évaluer la distribution de la taille d'accès aux pores d'un matériau granulaire, les dispositifs d'injection axiale en cellule et en colonne et le dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage développé dans le cadre de ce travail.

Le troisième chapitre est consacré à la présentation et à l'analyse des résultats expérimentaux. On présente tout d'abord des résultats expérimentaux typiques obtenus sur les différents dispositifs d'injection utilisés ainsi que les interprétations des essais à l'aide des observations au MEB et au microtomographe aux rayons X réalisées sur des échantillons prélevés dans les zones colmatées des éprouvettes. On présente ensuite une étude paramétrique sur les effets de la concentration en particules injectées, du débit d'injection, de la taille des particules injectées, de la taille des pores du milieu poreux, de la rugosité de la surface des grains et de la contrainte de confinement sur le processus de transport et de dépôt des particules dans le milieu poreux.

Le quatrième chapitre est consacré à la modélisation des phénomènes de transport et de dépôt des particules dans un milieu poreux. Dans ce dernier chapitre, nous utilisons un modèle de convection avec une loi empirique décrivant le dépôt et le relargage des particules. Ce modèle de convection a été couplé avec une loi perméabilité-porosité de type puissance afin de modéliser les variations de la pression interstitielle lors de l'injection. Une modélisation numérique à l'aide de la méthode des différences finies est utilisée afin d'évaluer les paramètres du modèle sur la base des résultats des essais d'injection. Puis, un nouveau modèle semi analytique est présenté dans lequel une distribution spatiale de particules déposées et une double porosité du milieu (cake et milieu granulaire) sont prises en compte.

Ce manuscrit se termine par une conclusion générale qui récapitule les enseignements de ce travail accompagnés de quelques perspectives pour les études futures.

CHAPITRE 1. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Sommaire

1.1	Introduction	5
1.2	Eau de production et PWRI.....	5
1.3	Mécanismes physiques mis en jeu lors du transport et du dépôt des particules.....	8
1.3.1	Transport des particules	10
1.3.2	Dépôt des particules	13
1.4	Modélisation du transport et du dépôt des particules solides.....	16
1.4.1	Approches de modélisation	16
1.4.2	Caractérisation des cales interne et externe formés pendant l'injection	20
1.5	Etudes expérimentales du transport/dépôt des particules dans un milieu poreux	28
1.5.1	Effet de la taille des particules	29
1.5.2	Effet de la concentration en particules du fluide injecté	32
1.5.3	Effet du débit d'injection.....	35
1.6	Processus de décolmatage	37
1.6.1	Méthodes physiques et chimiques.....	37
1.6.2	Méthodes hydrodynamiques instationnaires	38
1.7	Conclusions	39

1.1 Introduction

Dans la littérature, les travaux publiés sur les phénomènes de transport et de dépôt des particules est extrêmement riche dans plusieurs domaines à savoir les domaines pétrolier, environnemental, génie civil, etc. Les recherches sur les phénomènes ont probablement débuté avec les travaux de Iwasaki (1937) et se sont poursuivis par plusieurs travaux, on peut citer ceux de Herzig et al. 1970 et Tien (1979). Il existe de nombreuses études qui traitent du phénomène de manière générale (Herzig et al., 1970 ; Ryan et Elimelech, 1996 ; Benamar et al. 2007 ; Zamani et Maini, 2009). Dans ces recherches, le phénomène de colmatage est étudié soit à partir d'essais en laboratoire dans différentes conditions d'essais (Ison et Ives, 1969 ; Khilar et Fogler. 1984 ; Moghadasi et al., 2004 ; Wong et Mettananda, 2009 ; Elkawafi 2010), soit à partir d'une modélisation du phénomène (Barkman et Davidson, 1972 ; Tien, 1979 ; Gruesbeck et Collins, 1982 ; McDowell-Boyer et al., 1986 ; Sharma et Yortsos, 1987 ; Sharma et al., 1997 ; Ahfir et al., 2006 ; Ochi et al., 2007 ; Wong, 2008). Ces travaux ont beaucoup enrichi les approches théoriques et expérimentales à différentes échelles (microscopique, macroscopique et à l'échelle du site étudié). Les difficultés rencontrées dans ces études se trouvent dans la grande variété de paramètres influençant ce phénomène tels que les caractéristiques du milieu poreux (taille et forme des grains, taille des pores), les caractéristiques de la suspension (taille et forme des particules, concentration) et les conditions hydrauliques (débit ou vitesse d'injection, nombre de Reynolds). C'est pour cela que le phénomène du transport et du dépôt des particules dans un milieu poreux reste encore relativement mal connu.

Dans ce chapitre, nous présentons une synthèse bibliographique des principaux travaux publiés sur le transport et le dépôt de particules solides dans les réservoirs pétroliers et, de façon plus générale, dans les milieux poreux lors de l'injection d'une suspension de particules solides et les conséquences sur les modifications de porosité et de perméabilité du milieu.

1.2 Eau de production et PWRI

La production des hydrocarbures est généralement accompagnée par une production d'eau qui vient de la formation et/ou de la quantité d'eau préalablement injectée dans la formation afin d'améliorer la productivité des hydrocarbures (Figure 1-1). La Figure 1-2 montre que le rapport eau/huile ou le pourcentage en volume d'eau dans le fluide produit ne cessent d'augmenter. Cette quantité d'eau augmente au fur et à mesure de la maturation du champ. Ces eaux sont souvent mélangées avec des émulsions d'huile et des particules solides venant

de la formation. Il faut également ajouter que la réglementation des rejets de l'eau de production évolue vers des teneurs en huile et matières solides de plus en plus faibles. De ce fait, la réinjection de l'eau de production est la solution adoptée par les ingénieurs réservoir pour évacuer ces eaux et pour maintenir la pression de réservoir. Le traitement des eaux produites en vue de la réinjection est essentiel pour la récupération assistée du pétrole. Malgré le grand nombre de traitements, l'eau produite contient encore fréquemment des particules solides d'une taille de quelques microns avec une très faible concentration, de l'huile résiduelle, des solutés d'autres produits chimiques et des bactéries (Kreuger, 1986 cité par Ali Joumaa, 2007). Par leur transport et dépôt, ces produits peuvent réduire considérablement l'espace poreux disponible dans le réservoir, dégrader la perméabilité du milieu et donc réduire l'efficacité de l'injection (Figure 1-3).

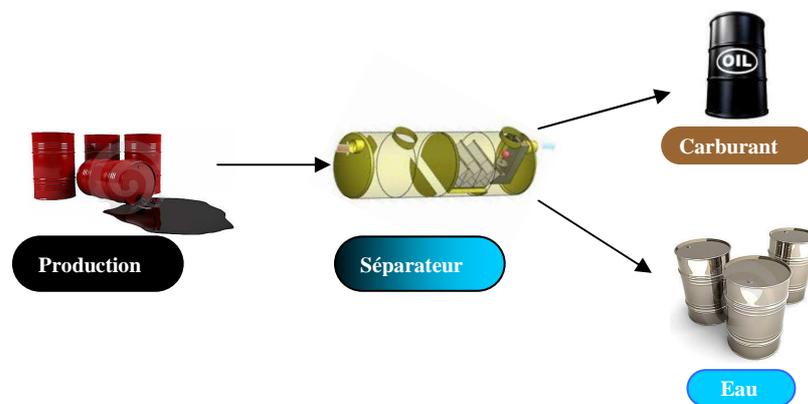


Figure 1-1 – Schématisation d'une unité de séparation d'hydrocarbure

La Figure 1-4 montre l'évolution de l'injectivité (eg. baisse de perméabilité) d'un puits pétrolier réel au cours de l'injection de l'eau de production, présentée par Shamra et al. (1997). Cette figure montre qu'au bout de 100 jours on a réduit de 80% la perméabilité du milieu. Elle montre également que, malgré les traitements apportés (injection de HCl, changement de filtre après certain temps d'injection), l'injectivité continue à baisser considérablement.

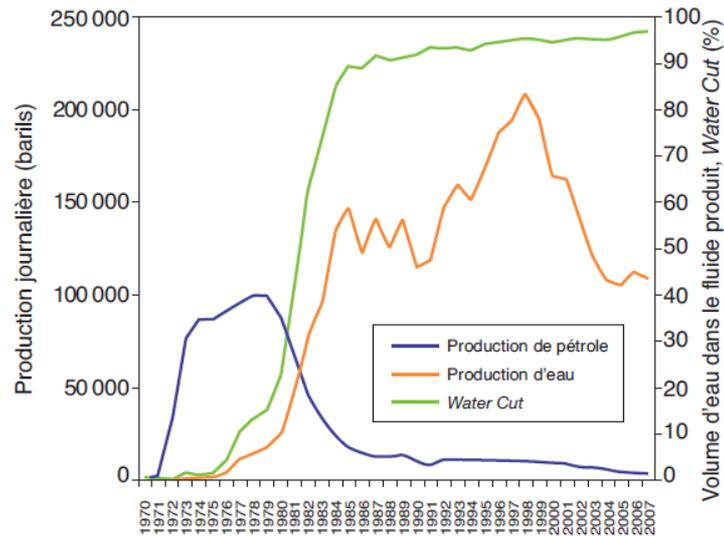


Figure 1-2 – Evolutions typiques des débits de production et du pourcentage en volume d'eau dans le fluide produit (Water Cut) au cours de la vie d'un puits producteur d'hydrocarbures (Panaroma, 2011)

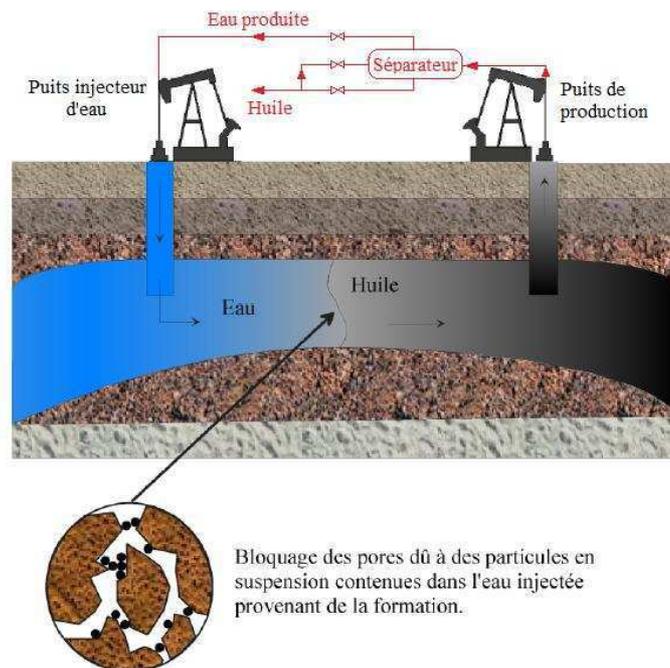


Figure 1-3 – Schéma de principe de la technique d'injection d'eau produite (Canseco Ruiz, 2009)

Dans la littérature pétrolière, il est souvent admis que le rapport taille des particules / taille des pores est un paramètre clé qui prédit le colmatage de milieu. Si ce rapport est plus grand $1/3$, la formation d'une structure formée par les particules bloquées à l'entrée du milieu appelée « cake externe » peut se produire ; si ce rapport est inférieur à $1/3$ mais supérieur à $1/7$, les particules vont envahir le milieu former un cake interne ; enfin, si ce rapport est plus

inférieur à $1/7$, les particules peuvent pénétrer facilement dans le milieu sans causer de baisse significative de perméabilité (Barkman et Davidson 1972, Abrams 1977)

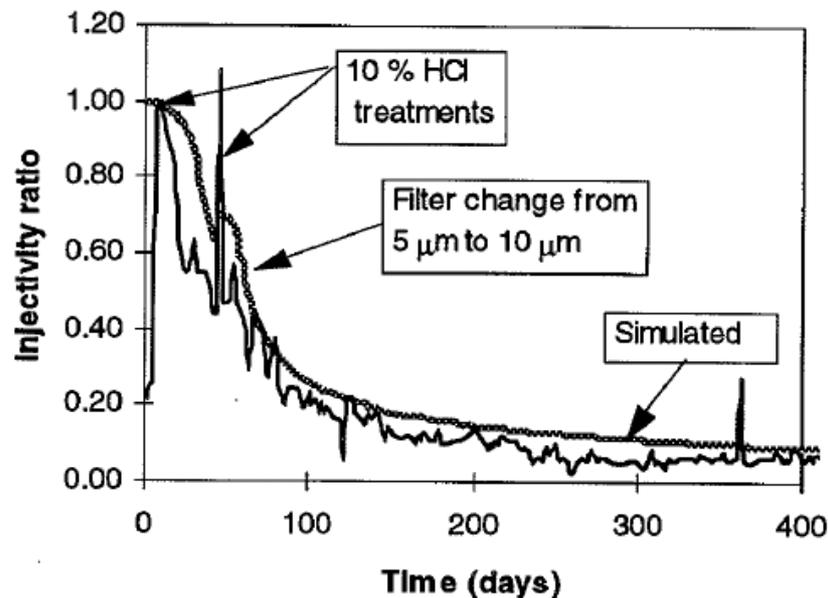


Figure 1-4 – Evolution de l'injectivité dans un puits pétrolier au cours de l'injection de l'eau de production (Sharma et al. 1997)

1.3 Mécanismes physiques mis en jeu lors de transport et de dépôt des particules

Les particules solides peuvent se déposer lors de leur déplacement dans le milieu poreux en provoquant un colmatage progressif du milieu et une diminution de sa perméabilité. Selon Remize (2006) on distingue trois types de colmatages (Figure 1-5) :

- Dépôt de particules en surface : les particules ayant une taille supérieure à celle des pores du milieu se déposent à la surface de celui-ci et forment une couche qui freine l'écoulement
- blocage des pores : les particules plus petites que les pores peuvent pénétrer et bloquer partiellement ou totalement ces pores. Ce phénomène dépend de la forme et de la taille relative des pores et des particules ainsi que des conditions hydrodynamiques.
- adsorption : Ce phénomène, qui se produit généralement avec les macromolécules (e.g des protéines) présentes dans le fluide, dépend de la nature du couple soluté/milieu, des conditions du milieu (températures, pH) et des conditions opératoires de filtration (concentration en soluté, vitesse de circulation).

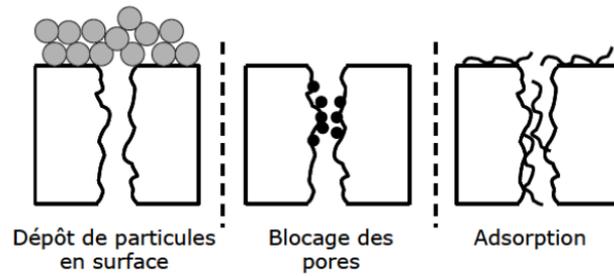


Figure 1-5 – Représentation schématique des différents mécanismes de colmatage. (Remize, 2006)

La filtration est un procédé qui permet de retenir les particules présentes dans un fluide traversant un filtre composé par un milieu granulaire. L'efficacité du procédé dépend de plusieurs paramètres : le milieu poreux (la porosité, le diamètre des pores, la taille et la forme des grains), les particules présentes dans la suspension (la concentration, la taille, la forme et la densité), les caractéristiques du fluide d'écoulement (la viscosité et la densité) et les caractéristiques de l'écoulement (le débit et le nombre de Reynolds). Benosman (2011) a schématisé les différents procédés de capture de particules dans un schéma explicatif, présenté sur la Figure 1-6.

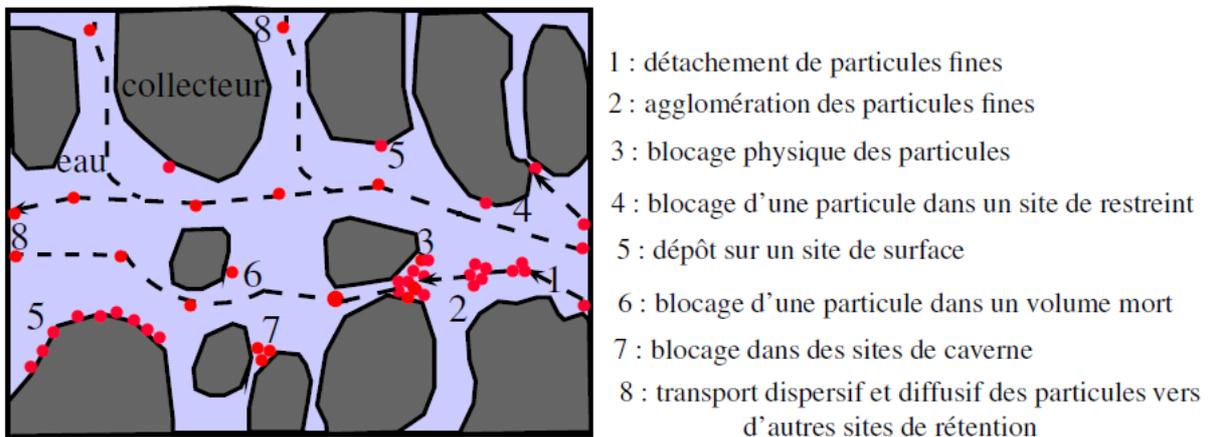


Figure 1-6 – Processus contrôlant la mobilité des particules dans un milieu poreux (Benosman, 2011)

Les premières études sur le transport et le dépôt des particules ont été probablement réalisées par Iwasaki (1937), puis développées par plusieurs auteurs parmi lesquels on peut citer Maroudas et Eisenklam (1965), Yao et al. (1971), Tien et Payatakes (1979). La plupart des études ont été effectuées dans le domaine de l'ingénierie chimique et du traitement des eaux usées. Yao et al. (1971) ont développé la théorie de la filtration en se basant sur les

résultats expérimentaux du transport unidimensionnel de sable dans une colonne remplie par des grains sphériques. Dans cette partie, nous décrivons les mécanismes mis en jeu lors du transport et du dépôt des particules dans un milieu poreux.

1.3.1 Transport des particules

Dans un milieu poreux, une particule solide peut être transportée par un fluide par différents mécanismes physiques tels que la convection/advection, la diffusion, la dispersion. En fonction des caractéristiques de la particule et de celles du milieu poreux, l'un ou l'autre des mécanismes mentionnés ci-dessus gouvernent le transport :

1.3.1.1 Convection/Advection

La convection est le transport d'une particule solide par le mouvement du fluide dans un milieu poreux. D'après Kretzschmar et al. (1999) à l'échelle microscopique, le déplacement par convection se fait le long des lignes de courant du fluide. Il est donc dû à l'écoulement sous l'effet d'un gradient hydraulique qui est à l'origine de la vitesse d'écoulement suivant la loi de Darcy. L'équation de transport par convection pure dans un milieu unidimensionnel s'écrit :

$$\frac{\partial C}{\partial t} + u_p \frac{\partial C}{\partial x} = 0 \quad (1-1)$$

où u_p est la vitesse du fluide dans les pores, C est la concentration des particules en suspension. En général, le transport par convection est plus important dans les matériaux très perméables. De ce fait, une bonne estimation de la vitesse d'écoulement est importante pour l'étude du transport des particules.

1.3.1.2 Diffusion

La diffusion est un phénomène physique lié à l'agitation moléculaire. Dans un fluide au repos, le mouvement brownien envoie des particules dans toutes les directions de l'espace. Si la concentration n'est pas homogène, c'est-à-dire s'il existe un gradient de concentration entre deux points voisins, le point ayant la concentration la plus élevée enverra en moyenne plus de particules que le point voisin. La résultante sera donc un transfert de particules des zones à concentration élevée vers les zones à concentration faible selon la loi de Fick $\bar{j}_i = -D_m \nabla(C_i)$ où le coefficient de diffusion D_m traduit la proportionnalité du flux massique au gradient de concentration et C est la concentration de particules en suspension. Le coefficient de diffusion s'exprime selon l'équation de Stokes-Einstein par :

$$D_m = \frac{k_B T}{6\pi\mu r} \quad (1-2)$$

Où k_B est la constante de Boltzmann ($1,38 \times 10^{-23}$ J/K), T est la température absolue, μ la viscosité cinématique de fluide et r le rayon moyen des particules sphériques. Pour un écoulement dans milieu poreux, comme la tortuosité conduit au contournement des grains, un coefficient de diffusion effectif peut être défini comme $D_{eff} = \omega D_m$ où ω est la tortuosité du milieu (Bear, 1972). L'équation de transport par diffusion pure dans un milieu unidimensionnel est la suivante :

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{eff} \frac{\partial C}{\partial x} \right) = 0 \quad (1-3)$$

La diffusion est un processus de transport relativement lent. Quand la taille des particules est supérieure à $1\mu\text{m}$, ce mécanisme n'a pas une influence significative sur le transport de ces particules. Dans ce cas, le coefficient de diffusion peut être négligé (Khodja, 2008; Araújo et Santos, 2013). Le terme de diffusion peut être négligé quand la vitesse de fluide devient importante ; c'est le cas lors de la réinjection de l'eau de production et particulièrement au voisinage des puits injecteurs (Onaisi et al., 2011).

1.3.1.3 Dispersion cinématique

La dispersion cinématique est un mécanisme qui est associé, à l'échelle microscopique, à la fois au mouvement du fluide et à la structure porale complexe du milieu poreux, ce qui génère l'hétérogénéité des vitesses de l'écoulement. Ce phénomène de mélange, présenté dans la Figure 1-7, résulte des facteurs suivant (Fried, 1975) :

- distribution des vitesses au sein d'un pore (a) : les particules qui se trouvent les plus proches des parois de pores bougent moins vite que celles au centre des pores.
- distribution des tailles de pores (b) : la variation de la dimension des pores est sans doute à l'origine des vitesses relatives différentes des particules.
- tortuosité du milieu (c) : des particules solides voisines peuvent parcourir selon des chemins significativement différents correspondant à différents chenaux à cause de la tortuosité du milieu.

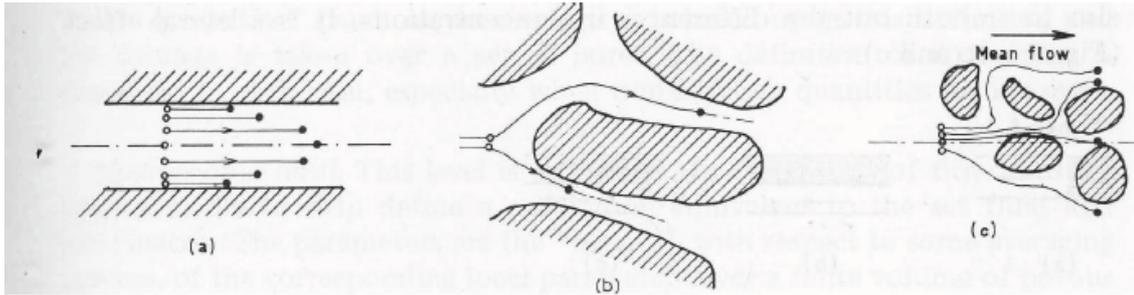


Figure 1-7 - Composantes de la dispersion (Fried, 1975)

Auset et Keller (2004) ont montré que la dispersion cinématique dépendait de la taille des particules. En effet, les grosses particules suivent des trajectoires moins tortueuses et seront donc moins dispersées que les plus petites.

1.3.1.4 Dispersion hydrodynamique

Dans la pratique, la diffusion et la dispersion cinématique ne peuvent pas être dissociées. C'est pourquoi elles sont généralement décrites par une équation unique, la loi de diffusion de Fick, avec un coefficient de dispersion commun D regroupant le coefficient de diffusion effectif D_{eff} et la dispersion cinématique via la dispersivité α , appelé le coefficient de dispersion hydrodynamique. En général, le coefficient de dispersion est exprimé comme ci-dessous (Bear, 1988) :

$$D = D_{\text{eff}} + \alpha U_r^n \quad (1-4)$$

où n est un coefficient empirique. D'après Bolt (1979), dans le cas des sables propres ou des billes de verre ayant un nombre de Péclet élevé (voir ci-après), n peut être pris égal à l'unité. Il faut noter que la dispersivité peut être anisotrope, ce qui conduit à un coefficient de dispersion anisotrope. En fonction des matériaux, Dagan (1982) a trouvé que le rapport entre les dispersivités longitudinale et transversale varie entre 10 et 100. La diffusion est généralement moins importante par rapport à la dispersion cinématique, sauf lorsque la vitesse d'écoulement est très faible. D'après les expériences de Bear (1972), le rapport entre la diffusion et la dispersion dépend du diamètre des grains du milieu et de la vitesse d'écoulement du fluide. Le nombre de Péclet, permettant de déterminer le phénomène prédominant, est défini par :

$$P_e = \frac{\text{Transport par dispersion}}{\text{Transport par diffusion}} = \frac{U \cdot d_g}{D_{\text{eff}}} \quad (1-5)$$

où d_g est le diamètre moyen des grains du milieu, U est la vitesse moyenne dans les pores. Par définition, dans le cas d'un nombre de Péclet élevé, le transport par dispersion domine le transport par diffusion.

1.3.2 Dépôt des particules

Les mécanismes mis en jeu lors du dépôt des particules ont été étudiés par différents auteurs depuis une quarantaine d'années. L'organisation de la présentation des mécanismes de dépôt diffère d'une étude à l'autre. Bradford et Torkzaban (2008) présentent les mécanismes de dépôt à différentes échelles en considérant les échelles de l'interface, du collecteur et du pore. Vitorge (2009) décrit qualitativement des mécanismes par échelles en englobant toutes les échelles jusqu'à l'échelle du volume élémentaire représentatif VER :

- **Echelle microscopique** : à l'échelle des particules, les particules solides sont soumises à deux types de forces : les forces d'adhésion et les forces hydrodynamiques, celles qui tendent à décrocher ou remobiliser une particule attachée sur une surface. Yao et al. (1971) considèrent les mécanismes de dépôt tels que la sédimentation, l'interception et la diffusion avec différentes forces extérieures qui s'appliquent sur les particules (électrostatiques, Van der Waals, portance, traînée, poussée d'Archimède, due au mouvement Brownien).
- **Echelle du VER** : La théorie de la filtration permet d'établir un lien entre les mécanismes de dépôt à l'échelle microscopique et un taux de dépôt défini à l'échelle de VER. Différents mécanismes du dépôt de particules pris en compte dans cette théorie, sont les suivants : l'interception, l'impact, la sédimentation, la diffusion, les forces surfaciques et le « straining » (Farajzadeh, 2004). Ces mécanismes sont décrits ci-après.

1.3.2.1 Interception

L'interception se passe quand une particule suivant une trajectoire touche la surface d'un grain et s'attache à cette surface. Les particules ayant une densité proche de celle du fluide suivront cette ligne de courant dans le milieu poreux, en particulier à des vitesses faibles. Finalement les particules seront mises en contact avec des surfaces de grains. La probabilité de collision (η_i) est calculée selon Happel (1959) :

$$\eta_i = \frac{3}{2} A_s \frac{d_p^2}{d_g^2} \quad (1-6)$$

où d_p et d_g sont respectivement le diamètre de la particule et celui du grain. A_s est un paramètre dépendant de la porosité ϕ selon la relation empirique $A_s = \frac{2(1-\gamma^5)}{2-3\gamma+3\gamma^5-2\gamma^6}$ avec $\gamma = (1-\phi)^{\frac{1}{3}}$.

1.3.2.2 Impact

Ce phénomène se produit lorsque la densité d'une particule est plus grande que celle du fluide. Les forces d'inertie dévieront la particule de sa trajectoire et elle peut ainsi adhérer à la surface d'un grain. La probabilité de collision due à l'impact (η_{im}) peut être calculée selon l'équation suivante, citée par Farajzadeh (2004) :

$$\eta_{im} = \frac{(\rho_p - \rho_f) d_p^2 v_p}{18\mu d_m} \quad (1-7)$$

où ρ_p et ρ_f sont respectivement la densité des particules et celle du fluide, v_p est la vitesse de particule et μ est la viscosité du fluide. Il est à noter que le phénomène d'impact est important lorsque les forces d'inertie agissant sur particules sont plus grandes que les forces hydrodynamiques.

1.3.2.3 Sédimentation

Lorsque la densité des particules est différente de celle du fluide, la vitesse des particules sera différente de celle du fluide et les particules s'écarteront donc de la trajectoire. Par conséquent, les particules seront soumises à la gravité et retenues dès qu'elles seront en contact avec les grains. La probabilité de collision due à la sédimentation (η_s) s'écrit en se basant sur la loi de Stokes:

$$\eta_s = \frac{(\rho_p - \rho_f) d_p^2 g}{18\mu u} \quad (1-8)$$

où g est l'accélération de la pesanteur, et u est la vitesse du fluide.

1.3.2.4 Diffusion

Ce phénomène aura lieu avec les petites particules. Ces dernières seront soumises au mouvement brownien aléatoire qui augmente le nombre de collisions entre les particules et les grains. La probabilité de collision due à la diffusion η_D , selon Levich (1962) donnée par la formule suivante :

$$\eta_D = 0,9 \left(\frac{k_B T}{\mu d_p d_g u} \right)^{2/3} \quad (1-9)$$

L'effet de diffusion est important pour les petites particules ($<1\mu\text{m}$) et peut être négligé pour des particules plus grosses.

1.3.2.5 Forces surfaciques

Les forces d'attraction de Van der Waals jouent leur rôle dans le processus de dépôt des particules solides. Si la résultante des forces hydrodynamiques et électrostatiques est attractive, des particules seront déposées, si la somme est répulsive, les particules n'adhèrent pas au grain. La probabilité de collision due aux forces électrostatiques peut être calculée selon la formule proposée par Rajagoplan (1979) dans laquelle A est la constante de Hamaker (10^{-20}J).

$$\eta_E = A_s \cdot \left[\frac{4A}{9\pi\mu\phi\nu_p} \left(\frac{d_p^{13}}{d_g^{15}} \right) \right]^{1/8} \quad (1-10)$$

1.3.2.6 « Straining »

Lors qu'une particule pénètre dans une gorge qui est trop petite, elle s'y trouve coincée. Ce phénomène est appelé « straining » ou « exclusion de taille ». Le facteur qui gouverne ce phénomène dans un milieu poreux est le rapport entre le diamètre de la gorge et le diamètre des particules. Hertzog et al. (1970) considèrent ce phénomène comme un processus purement géométrique. Sakthivadivel (1966) et Hertzog et al. (1970) ont aussi développé des relations géométriques entre le diamètre effectif des particules et les caractéristiques granulométriques pour prévoir l'enlèvement de masse par le mécanisme de « straining ».

La probabilité totale de collision due à la diffusion, à l'interception, à l'impact, à la sédimentation et aux forces surfaciques s'écrit :

$$\eta = \eta_I + \eta_{\text{Im}} + \eta_S + \eta_E + \eta_D \quad (1-11)$$

Cette probabilité totale servira à estimer le coefficient de filtration qui sera explicité ultérieurement dans la section 1.4.1.1. La Figure 1-8 présente les variations de la probabilité de collision en fonction de diamètre des particules et de la vitesse d'écoulement. On observe que pour les particules de très petite taille, le phénomène de diffusion est dominant et la probabilité de collision diminue avec la taille. Pour les particules plus grandes, la probabilité augmente avec la taille des particules, notamment à cause des effets de l'interception et des

forces surfaciques. La vitesse d'écoulement n'a pas une très grande influence sur la probabilité totale de collision.

Tableau 1 : Données pour la Figure 1-8

Paramètres	Valeurs	Unités	Paramètres	Valeurs	Unités
Porosité	0,2	-	Vitesse du fluide	0,002	m/s
Diamètre des grains	100	μm	Température	300	K
Densité des particules	2700	kg/m^3	Constante Boltzman	1,38E-23	J/K
Densité du fluide	1000	kg/m^3	Constante Hamaker	1,00E-20	J
Viscosité du fluide	0,001	Pa.s	-	-	-

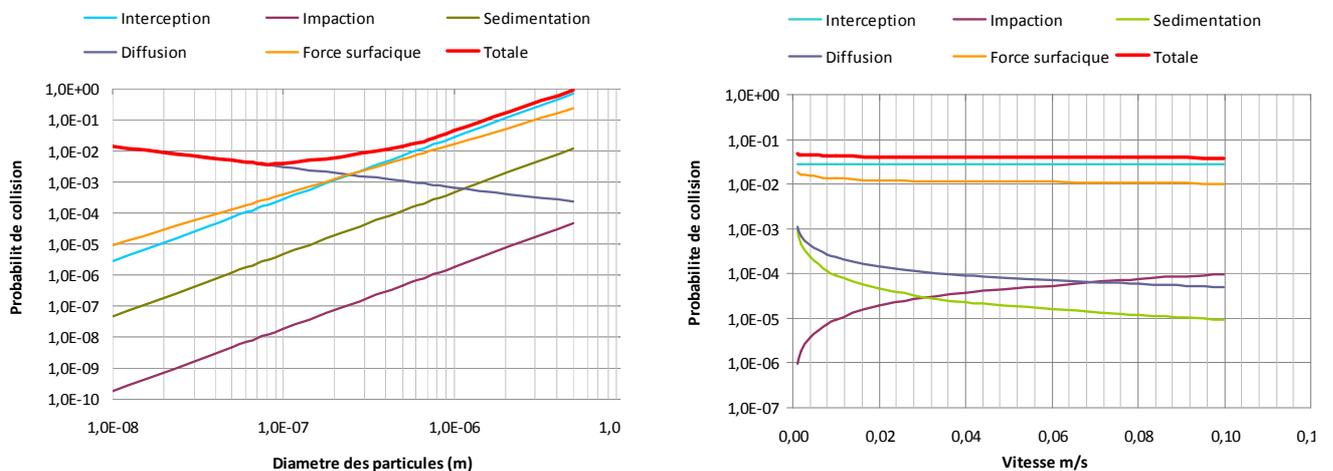


Figure 1-8 - Effet de la taille des particules (gauche, $U=0,002$ m/s) et la vitesse d'écoulement (droite, $d_p=1\mu\text{m}$) sur la probabilité de collision

1.4 Modélisation de transport et de dépôt des particules solides

1.4.1 Approches de modélisation

Pour étudier le transport et le dépôt des particules solides dans les milieux poreux les principales études suivent deux approches : l'approche microscopique et l'approche macroscopique (d'après Elimelech et al., 1995). En fonction de la nature du modèle étudié et du niveau d'approximation, des résultats analytiques simples peuvent être obtenus dans quelques cas, ce qui permet une étude relativement simple de l'influence des paramètres. Cependant, dans la plupart des cas, une approche numérique est nécessaire. En ce qui concerne l'approche microscopique, les processus de simulation prennent en compte les interactions hydrodynamiques des particules. Pour ce qui est de l'approche macroscopique, on

moyenne le phénomène étudié sur un VER plus grand que les pores. Ce procédé est à l'origine d'une perte d'information, qui implique que des informations supplémentaires doivent être introduites (e.g la loi de Darcy). Parmi ces deux approches, l'approche macroscopique est plus fréquemment utilisée. On présentera par la suite différents types de modélisations du transport et du dépôt des particules solides dans les milieux poreux en se basant sur cette approche.

Tien et Payatakes (1979), Rege et Fogler (1988) distinguent essentiellement quatre types de modélisations à savoir : les modèles phénoménologiques, les modèles d'analyse de trajectoires, les modèles stochastiques et les modèles réseaux. Ces modèles seront présentés dans la suite.

1.4.1.1 Modèles phénoménologiques

Les modèles phénoménologiques (Herzig et al., 1970) prennent en considération le principe de conservation de masse, et ne se basent pas sur une modélisation physique des mécanismes de dépôts des particules. Il suffit donc de déterminer des lois phénoménologiques de rétention et d'évolution des pressions, qui sont conformes avec les résultats expérimentaux. Les mécanismes de rétention ne sont pas considérés à l'échelle du pore, mais plutôt de manière globale à l'échelle du VER. Par contre, les résultats fournis par ce type de modèles sont généralement en bon accord avec les résultats expérimentaux.

L'équation traduisant le mécanisme de transport – dépôt des particules peut s'établir en se basant sur l'équation de conservation de la masse des particules ainsi que sur l'équation cinématique de transport et de dépôt des particules. Dans ce type de modèle, l'équation de conservation de masse s'écrit en général (en négligeant la diffusion des particules (Tien 1979)) :

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{u}{\phi} \frac{\partial C}{\partial x} + \frac{\partial \psi}{\partial t} = 0 \quad (1-12)$$

C étant la concentration des particules en suspension, u est la vitesse moyenne des particules, ϕ la porosité du milieu, ψ la rétention des particules, c'est-à-dire le volume des particules capturées par unité de volume du filtre.

Les concentrations en particules sont très souvent faibles (concentration de 0,1% d'après Herzig et al., (1970), concentration inférieure à 0,5 g/l d'après Ghidaglia (1994) et Wong et Mettananda (2009)). Afin de résoudre l'équation (1-12), une loi d'évolution de la rétention des particules doit être introduite. Herzig et al (1970) utilisent la loi proposée par Iwasaki (1937) :

$$\frac{\partial \psi}{\partial t} = \lambda.u.C \quad (1-13)$$

Le paramètre λ est appelé coefficient de filtration (Roge et Folger, 1988). Il est fonction des différents paramètres du milieu poreux (filtre) et de la suspension, et évolue avec le colmatage. Plusieurs études montrent que λ n'est pas constant et évolue avec le dépôt. Tien (1979) a exprimé le coefficient de filtration λ par :

$$\lambda = \lambda_0.F(\psi) \quad (1-14)$$

Le coefficient λ_0 est appelé coefficient de filtration initial et il est utilisé pour décrire les premiers temps de la filtration dans un milieu de longueur L. λ_0 peut être obtenu à partir des données expérimentales :

$$\lambda_0 = \frac{-1}{L} \ln\left(\frac{C}{C_0}\right) \quad (1-15)$$

Le Tableau 1-1 présente une synthèse réalisée par Tien (1979) des différentes formes proposées pour la fonction $F(\psi)$. Les différentes expressions montrent clairement la nature fortement non-linéaire du phénomène de déposition des particules.

Une autre expression du terme de dépôt, souvent utilisée dans la bibliographie (Kretzschmar, 1997; Wang et al., 2000; Benamar et al., 2005; Ahfir et al., 2006), exprime une relation linéaire entre le taux de dépôt et la concentration via un coefficient appelé coefficient cinétique de dépôt κ_d :

$$\frac{\partial \psi}{\partial t} = \kappa_d.C \quad (1-16)$$

1.4.1.2 Modèles d'analyse de trajectoire

D'après Rege et Fogler (1988) ces modèles représentent le milieu poreux par des éléments collecteurs ayant certaines formes géométriques (sphériques, cylindriques et autres). Ces modèles ont amélioré la compréhension des mécanismes de rétention au niveau des pores, mais présentent certains inconvénients qui sont principalement dus aux représentations très simplifiées du milieu poreux. Pour ces modèles, après avoir calculé le champ de vitesse autour de chaque collecteur, on étudie le mouvement des particules en fonction des forces qu'elles subissent.

1.4.1.3 Modèles stochastiques

Les modèles stochastiques utilisant une approche probabiliste de la filtration en profondeur des suspensions (Rege et Fogler, 1988). La plupart des modèles stochastiques représentent le

milieu poreux comme un ensemble de pores initialement ouverts dans lesquels deux types d'évènements se produisent selon une probabilité déterminée expérimentalement: l'évènement 'naissance' qui représente le blocage d'un pore initialement ouvert et l'évènement 'mort' qui représente le déblocage d'un pore initialement bloqué.

Tableau 1-1 – Différentes expressions de la fonction $F(\psi)$ (d'après Tien, 1979)

Expression	Paramètres ajustables	Références
$F = 1 + b\psi \quad b > 0$	b	Iwasaki (1937) et Stein et al. (1940)
$F = 1 - b\psi \quad b > 0$	b	Ornatski et al. (1955) et Mehter et al. (1970)
$F = 1 - \frac{\psi}{\phi_0}$	-	Shekhtman (1961) et Heertjes et Lerk (1967)
$F = 1 - \frac{\psi}{\psi_{ult}}$	-	Maroudas et Eisenklam (1965)
$F = \left(\frac{1}{1 + b\psi}\right)^n \quad b > 0, n > 0$	b, n	Mehter et al. (1970)
$F = \left(\frac{b\psi}{\phi_0}\right)^{n_1} \left(1 - \frac{\psi}{\phi_0}\right)^{n_2}, \quad b > 0$	b, n_1, n_2	Mackrle et al. (1965)
$F = 1 + b\psi - \frac{a\psi^2}{\phi_0 - \psi}, \quad b > 0, a > 0$	a, b	Ives (1960)
$F = \left(1 + \frac{b\psi}{\phi_0}\right)^{n_1} \left(1 - \frac{\psi}{\phi_0}\right)^{n_2} \left(1 - \frac{\psi}{\psi_{ult}}\right)^{n_3}$	b, n_1, n_2, n_3	Ives (1969)

1.4.1.4 Modèles de réseaux

Avant les modèles de réseaux, le milieu poreux était représenté par un ensemble des tubes parallèles (tubes capillaires). D'après Arya et al. (1999) ces modèles ont été largement utilisés pour interpréter la courbe de rétention d'eau dans le sol. Dans les modèles de réseaux, l'espace poreux est représenté par un réseau dont les pores représentent les intersections (sites) et les liaisons sont les accès aux pores. Cette représentation de milieu poreux vise à trouver un cadre mathématique qui peut décrire un milieu poreux hétérogène. Le développement de premier modèle a été proposé par Fatt (1956) avec un modèle bidimensionnel de rayon aléatoire pour étudier les problèmes d'écoulement dans le sol. Les modèles de réseau ont connu une large utilisation dans différents domaines, pour l'extraction du pétrole des réservoirs rocheux fracturés, pour l'étude des problèmes drainage/humidification ainsi que pour l'étude des problèmes de filtration en profondeur. L'idée consiste à calculer, en se basant sur les équations de conservation de la masse à chaque

nœud, le débit circulant dans chaque liaison de réseau. La probabilité par une particule d'être entraînée dans une conduite est proportionnelle au débit de la conduite. Ce type de modèle a été utilisé par plusieurs auteurs dans différents domaines (Rege et Fogler, 1988, Leclerc et Dodds, 1993 ; Ghidaglia, 1994)

1.4.2 Caractérisation des cakes interne et externe formés pendant l'injection

Dans le processus de filtration dans les milieux poreux, le rapport entre la distribution de la taille des particules avec celle de la taille d'accès aux pores est très important. En effet, ce paramètre contribue à la détermination du type d'endommagement (Valdes et Santamarina, 2006). Les petites particules peuvent pénétrer dans le milieu et être capturées dans les accès aux pores. Ce type d'endommagement est appelé filtration interne. Au-delà d'un certain volume injecté, une filtration interne (localisée à l'entrée du milieu) et/ou externe sous forme d'un cake peut se produire à l'entrée du milieu. La Figure 1-9 présente un schéma illustratif des deux types de cake qui peuvent se former à l'entrée d'un milieu poreux granulaire.

D'après Khatib (1994), l'effet du blocage des particules dans le milieu sur la perméabilité est dominant seulement dans les premiers temps de l'injection. Une fois que le cake externe est formé et atteint son épaisseur caractéristique, l'effet de la filtration interne est négligeable comparé à celui du cake externe. Cependant, la filtration interne/externe sous forme d'un cake est un phénomène important qui nécessite la détermination des ses caractéristiques telles que son épaisseur, sa porosité et sa perméabilité.

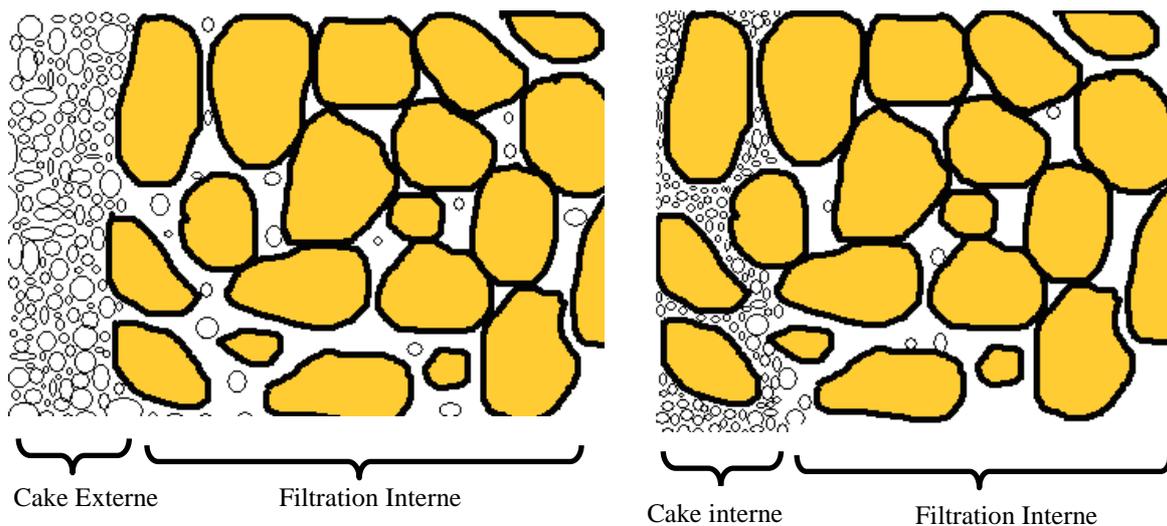


Figure 1-9 – Schéma illustratif des deux types de filtration (filtration interne et externe sous forme d'un cake

Pang et Sharma (1997) ont présenté un modèle qui prend en compte les deux cakes, en introduisant un paramètre appelé temps de transition pour lequel le type de filtration évolue d'une filtration interne vers une filtration externe. En effet, ces auteurs ont distingué, suivant le type de courbure de l'inverse de la baisse d'injectivité en fonction du volume injecté, l'existence d'un cake interne, externe, ou les deux simultanément. Ces différentes courbures sont présentées sur la Figure 1-10. La baisse d'injectivité est définie comme le rapport entre la perméabilité actuelle et la perméabilité initiale du milieu. L'inverse de cette quantité, présenté sur la Figure 1-10, est donc toujours plus grand que l'unité et augmente au cours du processus de filtration.

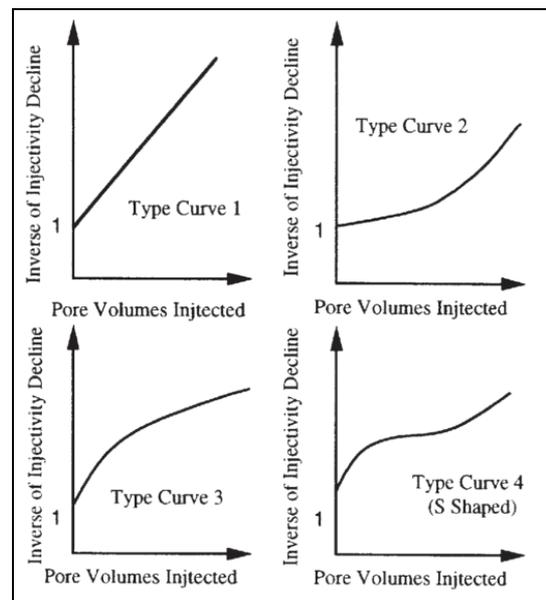


Figure 1-10 – Différents types de filtration selon l'allure de la courbe de l'inverse de la baisse d'injectivité en fonction du volume injecté (Pang et Sharma, 1997)

Sur la Figure 1-10, lorsque la courbe est une droite, nous sommes dans le cas d'un cake externe incompressible ou dans le cas d'un cake interne très proche de la surface d'injection. Quand la courbure est du type 2 (pente croissante), nous sommes dans le cas d'un cake externe compressible, ou d'un cake interne. Pour le type 3 (pente décroissante), nous rencontrons ces cas quand la taille des particules est plus petite que celle des pores, d'où la formation d'un cake interne loin de la surface d'injection. Le type 4 est un type beaucoup plus complexe, car il regroupe plusieurs modèles en même temps, et rend compte de l'existence de cake interne et de cake externe simultanément.

1.4.2.1 Modélisation du cake externe pur

Dans la littérature, il existe plusieurs modèles décrivant le cake externe et ses caractéristiques ainsi que le temps de transition de la filtration interne à la filtration externe. La plupart des ces modèles s'intéressent à la filtration des particules en suspension à l'échelle macroscopique. Dans ces modèles, l'endommagement est divisé en deux processus. Un premier processus est considéré comme une filtration profonde, qui correspond à une invasion profonde du milieu poreux. Il est suivi par un deuxième processus qui correspond à la formation d'un cake externe.

La formulation théorique de ces modèles consiste à répartir l'augmentation de la pression (ou la diminution de la perméabilité) lors de l'injection entre la zone colmatée (cake interne) et le cake externe. Elle conduit à une simple corrélation entre les paramètres du modèle qui permettent la prédiction de l'évolution de la perméabilité du milieu. Le premier modèle est proposé par Barkman et Davidson (1972), qui prévoient la vitesse de diminution de la perméabilité à partir d'une simple mesure du rapport entre la concentration en particules du fluide et la perméabilité du cake formé par ces particules. En effet, lorsque le cake est complètement formé, une corrélation entre le volume cumulé d'eau injectée en fonction de la racine carrée du temps conduit à une ligne droite. La pente de cette droite donne la perméabilité du cake et l'ordonnée à l'origine donne la perméabilité de la zone colmatée.

Eylander (1988) suggère que ce modèle est applicable seulement pour les expériences à pression constante et il montre souvent des défaillances dans les expériences à débit contrôlé. En revanche, Eylander (1988) a proposé un modèle basé sur les mêmes hypothèses que celles de Barkman et Davidson (1972) qui est capable de prévoir les caractéristiques du cake à partir des données d'un essai à débit contrôlé. Dans ce modèle, il a considéré que le cake est uniforme sur la surface du milieu, qu'il remplit tous les pores et que sa porosité moyenne est constante. Autrement dit, à l'intérieur de la zone du cake, ce modèle suppose un remplissage instantané de la totalité du volume poreux par le cake. La variation de la pression totale dans le milieu est la somme de la variation de la pression du cake et de celle du milieu. En utilisant la loi de Darcy, on trouve :

$$\Delta p = \Delta p_c + \Delta p_m = \frac{\mu}{A} \left(\frac{e}{k_c} + \frac{L_m}{k_m} \right) \frac{dV}{dt} \quad (1-17)$$

où e est l'épaisseur du cake, k_c est sa perméabilité, k_m est la perméabilité intrinsèque du milieu, L_m est sa longueur, A est la surface du milieu et μ est la viscosité de l'eau. L'épaisseur

e et le volume injecté sont liés et la relation entre ces deux grandeurs peut être trouvée en utilisant l'équation de la conservation de masse:

$$Ae(1-W)(1-\phi_c)\rho_s = WV\rho_l + AeW\phi_c\rho_l \quad (1-18)$$

où W est la concentration en particules, ϕ_c est la porosité du cake, ρ_s et ρ_l sont la masse volumique des grains de sable et de l'eau respectivement.

$$e = \frac{WV\rho_l}{A[(1-W)(1-\phi_c)\rho_s - W\phi_c\rho_s]} \quad (1-19)$$

En supposant $W \ll 1$ on obtient :

$$e = \frac{WV\rho_l}{A(1-\phi_c)\rho_s} \quad (1-20)$$

A partir de l'équation (1-18) et de la relation (1-20) on trouve :

$$\frac{dt}{dV} \Delta p = mV + b \quad (1-21)$$

où

$$m = \frac{\mu\rho_l W}{A^2 \rho_s (1-\phi_c) k_c} \quad (1-22)$$

et

$$b = \frac{\mu}{A} \frac{L_m}{k_m} \quad (1-23)$$

Elyander a utilisé l'équation de *Kozeny-Carman* pour décrire la perméabilité du cake en fonction de sa porosité, l'équation (1-22) devient donc :

$$m = \frac{\mu}{A^2} \frac{\rho_l}{\rho_s} W C_k S_0^2 \frac{(1-\phi_c)}{\phi_c^3} \quad (1-24)$$

où S_0 est la surface spécifique et C_k est la constante de *Kozeny-Carman*. En traçant la quantité $\Delta p dt/dV$ en fonction du volume injecté V , on trouve une droite à partir de laquelle on peut déduire les paramètres m et b comme illustré sur la Figure 1-11

Pour déterminer la durée de vie d'un réservoir pétrolier, Barkman et Davidson (1972) ont défini un paramètre t_α qui représente la demi-vie de l'injection (injector half-life). Ce paramètre est défini comme le rapport entre le débit initial et le débit i tel que α soit égal à 0,5. L'expression de t_α est définie comme suit :

$$t_\alpha = \frac{\pi r_w^2 h \rho_s (1-\phi_c)}{w \rho_l Q_0} \left[1 + \frac{1}{2 \ln \theta} - \left(\frac{1}{\alpha} + \frac{1}{2 \ln \theta} \right) \theta^{2(\alpha-1)/\alpha} \right] \quad (1-25)$$

tel que $\alpha = Q_i/Q_0 = 1/2$, $\ln \theta = \frac{k_c}{k_f} \ln \frac{r_e}{r_w}$

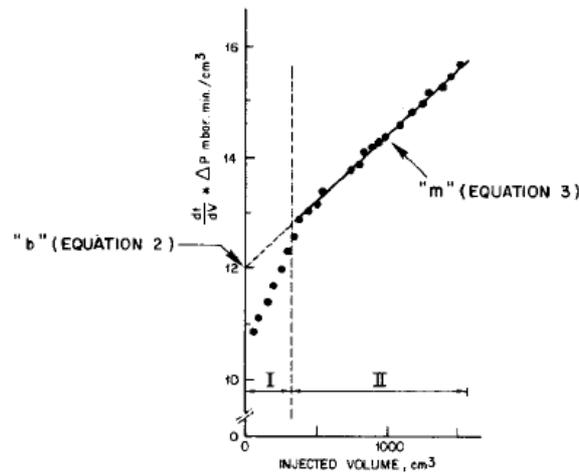


Figure 1-11 - Calage du modèle sur les données expérimentales pour déterminer m et b (Elyander, 1988)

Khatib (1994) a mis en évidence les limitations des modèles d'Elyander (1988) et de Barkman et Davidson (1972). Les deux modèles considèrent que le cake est incompressible et que son épaisseur varie linéairement avec le temps mais ce n'est pas toujours le cas. Khatib (1994) a proposé un modèle qui prend en compte la compressibilité du cake et qui est applicable aussi bien pour les essais à pression contrôlée que les essais à débit contrôlé. La Figure 1-12 présente l'évolution de la pression dans le milieu à t_0 (avant la formation du cake) et à t_{α} (après la formation du cake). La Figure 1-13 présente l'évolution des caractéristiques du cake (perméabilité en fonction de la porosité) à différentes épaisseurs déterminées par le modèle et calés sur des données expérimentales.

Van Valzen (1992) a également développé un modèle décrivant la diminution de la perméabilité due à la formation du cake interne pendant l'injection de l'eau de production. Rochon et al. (1996) ont utilisé l'approche de Van Valzen pour simuler l'endommagement causé par la filtration interne suivi par la formation d'un cake externe. Ils ont ajouté le concept de temps de transition proposé par Pang et Sharma (1994) pour simuler l'évolution de la perméabilité lors de la filtration interne et externe. Il s'agit d'un paramètre qui décrit la phase de transition entre la filtration interne et la filtration externe sous forme d'un cake.

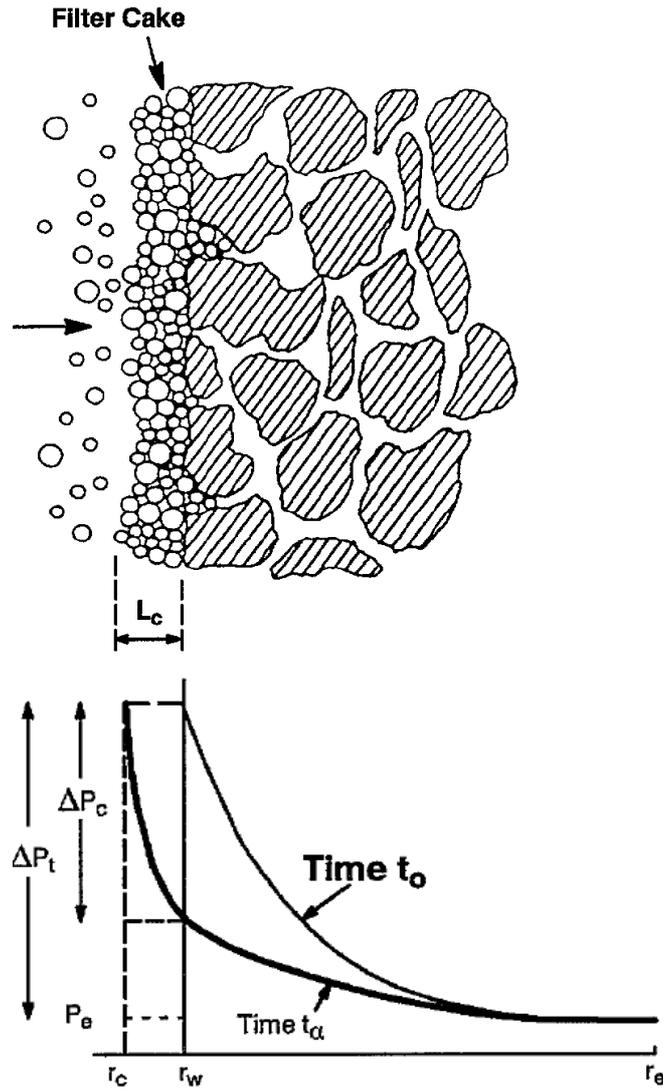


Figure 1-12 - Schéma illustratif d'un cake formé à l'entrée d'un milieu poreux granulaire avec l'évolution des pressions (Khatib, 1994)

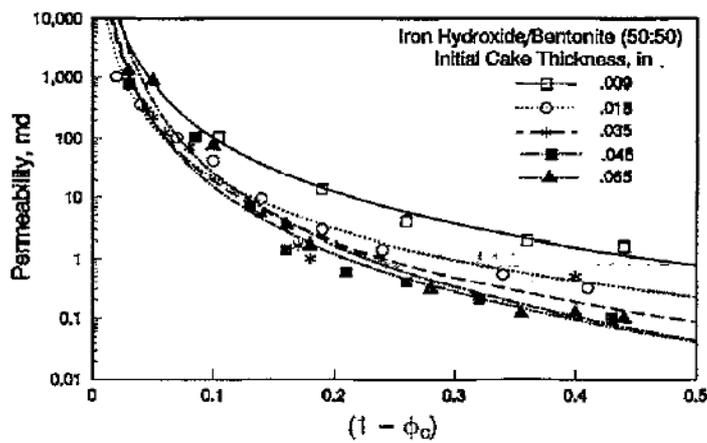


Figure 1-13 - Caractérisation des propriétés du cake d'hydroxide de fer/bentonite (Khatib, 1994)

1.4.2.2 Modélisation du cake interne pur

Comme pour le cake externe, Eylander (1988) a proposé une modélisation de la formation du cake interne en utilisant la même méthode de pression employée pour le cake externe. Il considère deux différences de pression : ΔP_I exprimant la pression du milieu où les particules sont déposées et dont l'épaisseur est e (qui est l'épaisseur du cake interne), et ΔP_{II} exprimant la résistance du milieu où aucune particule n'est déposée et dont l'épaisseur est $(L_m - e)$. D'où, en utilisant la loi de Darcy :

$$\Delta p = \Delta p_I + \Delta p_{II} = \frac{\mu}{A} \left(\frac{e}{k'_m} + \frac{L_m - e}{k_m} \right) \frac{dV}{dt} \quad (1-26)$$

D'autre part, en utilisant la conservation de la masse et en supposant que la fraction massique $W \ll 1$, on peut écrire :

$$e = \frac{WV\rho_l}{A\rho_s(1-\phi_c)\phi_m} \quad (1-27)$$

En substituant l'équation (1-27) dans l'équation (1-26) on obtient :

$$\frac{dt}{dV} \Delta p = mV + b \quad (1-28)$$

où

$$m = \frac{\mu W \rho_l}{A^2 \rho_s (1 - \phi_c) \phi_m} \left(\frac{1}{k'_m} - \frac{1}{k_m} \right) \quad (1-29)$$

et

$$b = \frac{\mu L_m}{A k_m} \quad (1-30)$$

Dans l'équation (1-29), il y a deux inconnues ; la porosité du cake ϕ_c et la perméabilité du milieu après dépôt de particules k'_m . Etant donné que le volume occupé dans les pores inclut la porosité propre des particules fines et celle du milieu initial simultanément, l'équation de *Kozeny-Carman* employée dans l'analyse du cake externe n'est plus valable, d'où la nécessité de regarder de plus près le terme de variation de pression ΔP_I . En effet, la perméabilité k'_m peut être exprimée en fonction de la perméabilité initiale du milieu k_m et de celle de la couche des particules déposées k_c en introduisant le paramètre f exprimant la fraction volumique de volume poreux occupée par le cake (équation 1-31).

$$k'_m = f\phi_m k_c + (1-f)\phi_m k_m \quad (1-31)$$

L'équation (1-31) se réduit, en cas limite de blocage total ($f = 1$), à :

$$k'_m = f\phi_m k_c \quad (1-32)$$

A partir de ces équations, nous arrivons aux équations finales :

$$m = \frac{\mu W \rho_l}{A^2 \rho_s (1 - \phi_c) \phi_m} \left(\frac{1}{\phi_m k_c} - \frac{1}{k_m} \right) \quad (1-33)$$

où

$$m = \frac{\mu W \rho_l}{A^2 \rho_s \phi_m} \left(\frac{C_k S_0^2 (1 - \phi_c)}{\phi_m \phi_c^3} - \frac{1}{k_m (1 - \phi_c)} \right) \quad (1-34)$$

La Figure 1-14 montre comment on peut déterminer les paramètres m et b à partir des données expérimentales d'une injection avec une concentration de 0,67 g/l présentées par Eylander (1988)

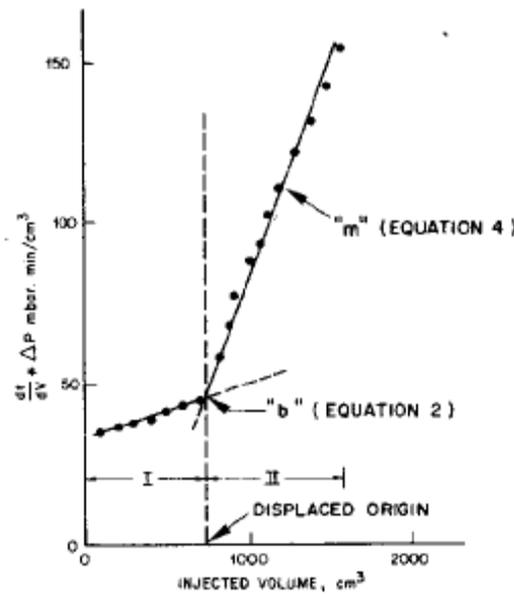


Figure 1-14 – Evaluation des paramètres m et b à partir des données expérimentales (Eylander, 1988)

1.4.2.3 Prédiction du type du cake

Pour prévoir le type de cake, Eylander (1988) a utilisé un modèle géométrique qui prend en compte le rapport entre le diamètre moyen des particules fines sur le diamètre moyen des pores dans le réservoir. Cependant, il a remarqué que ce modèle n'est pas suffisant et que la nature de ces deux solides peut aussi influencer la formation du cake. Ses résultats sont illustrés dans le Tableau 1-2. Ce tableau compare le critère des rapports de taille de particules / taille de pores décrit dans la section 1.2 et les observations expérimentales de Eylander 1988. On peut observer que ce critère ne fonctionne pas dans tous les cas.

Tableau 1-2 – Prévision du type de cake (Eylander, 1988)

$R = d_{50} \text{ (particules)}/d_{50} \text{ (accès aux pores)}$	Cake prévu	Cake observ�e
$R > 1/3$	Externe	Externe
$1/3 > R > 1/7$	Interne	Externe
$1/3 > R > 1/7$	Interne	Interne
$R > 1/3$	Externe	Interne
$R > 1/3$	Externe	Interne

1.5 Etudes expérimentales du transport et du dépôt des particules dans un milieu poreux

Les études expérimentales sur le transport et le dépôt des particules solides sont réalisées soit à partir d'essais d'injection, soit à partir d'essais d'érosion. Les équipements requis pour ces deux types d'essai sont similaires. Pour l'essai d'injection, les particules fines sont mises en suspension dans l'eau et dans l'éprouvette. En revanche, pour l'essai d'érosion, les particules sont mélangées avec la matrice constituant l'éprouvette et de l'eau claire est ensuite injectée à travers l'éprouvette. Entre ces deux types d'essai, l'essai d'injection correspond mieux au problème de PWRI. On présente sur la Figure 1-15, à titre d'exemple, le dispositif d'un essai d'injection, d velopp e par El Kawafi (2010), qui se compose d'un réservoir d'eau, d'une pompe, d'un débitmètre, d'une seringue, d'une colonne en verre et d'un système de détection connect e à un ordinateur. La colonne est remplie de matériaux poreux avec la porosité et la perméabilité voulues. Des piézomètres équipent la colonne pour contrôler la variation de charge hydraulique dans le milieu. Ces mesures permettent d'évaluer les variations de la perméabilité dues au dépôt de particules dans différentes sections de la colonne en cours d'injection. Le système de détection est compos e d'un turbidimètre qui permet de mesurer en continu la turbidité, et d'une centrale d'acquisition.

Les matières en suspension sont injectées dans la colonne à l'aide d'une pompe. Le débit d'injection peut être mesur e par un débitmètre. Le volume de suspension inject e atteint généralement 40 volumes de pores. L'étalonnage du turbidimètre permet de convertir la turbidité en concentration en matières en suspension, afin d'estimer le taux de restitution des particules en sortie de colonne.

L'inconvénient de ce type de dispositif est de ne pas pouvoir aller très loin dans le colmatage à cause des piézomètres installés le long de la colonne. L'utilisation des piézomètres dans ce type d'essai va donc limiter l'augmentation de la pression d'injection à cause de leur hauteur et par conséquent, il ne sera pas possible d'atteindre des  tats de

colmatage plus avancés (ex : formation du cake interne et/ou externe). Ces deux types de filtration vont être détaillés ultérieurement.

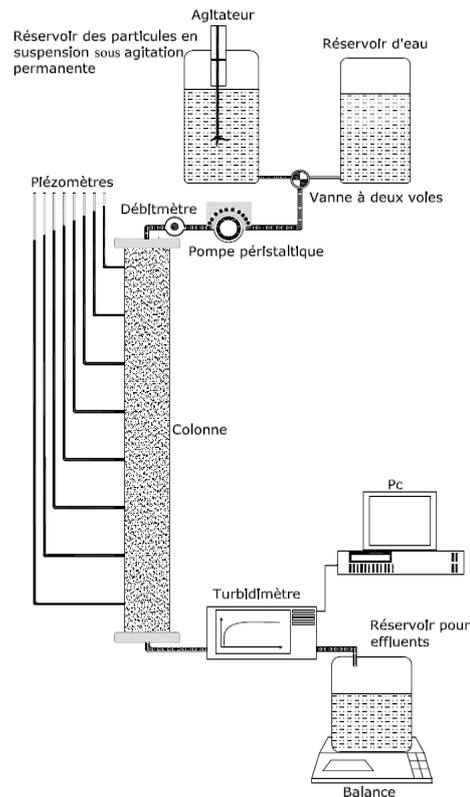


Figure 1-15 - Schéma du dispositif expérimental utilisé par El Kawafi (2010)

Plusieurs paramètres peuvent influencer le processus de transport et de dépôt des particules dans un milieu poreux tels que ; la taille des particules injectées, la taille des pores du milieu, la vitesse ou le débit d'injection, la concentration en particules du fluide injecté. Les effets de ces paramètres sont présentés dans la suite.

1.5.1 Effet de la taille des particules

Auset et Keller (2004) ont réalisé les essais d'injection sur trois micros modèles en élastomère de silicone caractérisés par un réseau de canaux de différentes largeurs (Figure 1-16) : micro modèle A (réseau étroit régulier avec une largeur de chenal constante de $10\ \mu\text{m}$), micro modèle B (vaste réseau régulier avec la largeur du chenal constante de $20\ \mu\text{m}$), micro modèle C (réseaux en zigzag à deux largeurs de canaux différentes, 10 et $20\ \mu\text{m}$).

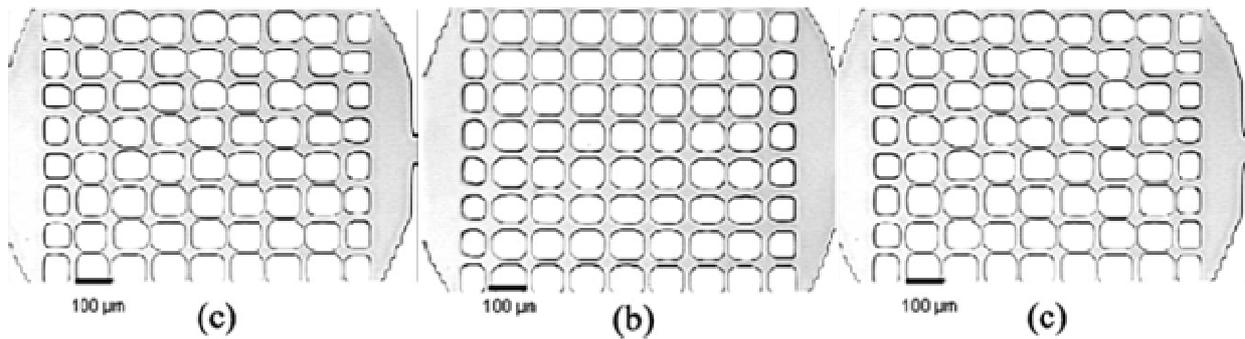


Figure 1-16 – Représentations des micros modèles ayant des tailles de canaux différentes (Auset et Keller, 2004)

Les particules utilisées sont en polystyrène avec les diamètres de 2, 3, 5, et 7 μm . Elles sont mises en suspension dans une solution à pH 7,8 pour minimiser l'adhérence les unes aux autres. L'étude a été menée sous quatre pressions totales différentes: 100, 500, 1000 et 1500 Pa. Le débit a été mesuré à l'entrée en utilisant un débitmètre numérique. De l'eau distillée a été utilisée pour saturer complètement le micro modèle avant le début de l'expérience. Après établissement d'un régime d'écoulement permanent, chaque suspension colloïdale est injectée séparément dans le micro modèle saturé afin de surveiller leur transport de manière indépendante. Le mouvement des particules a été observé et enregistré au moyen d'une caméra.

Dans les micros modèles réguliers (A et B) et sous la même pression, lorsque la taille des particules augmente, le nombre de détours à travers ce modèle diminue, ce qui se traduit par une diminution de la dispersivité (voir la Figure 1-17). Cependant, lorsque le diamètre des particules diminue, la fréquence des détours augmente et les particules suivent un chemin plus tortueux au sein de l'espace poreux et augmentent leur dispersion hydrodynamique. Les petites particules changent de chemin plus souvent que des particules plus grosses et ont donc un trajet d'écoulement plus diversifié. Dans le micro modèle C, l'hétérogénéité de distribution de la taille de canaux favorise le détour et le chemin tortueux des particules, ce qui se traduit par une dispersivité plus grande que celle dans les deux micros modèles A et B à la même taille de particules.

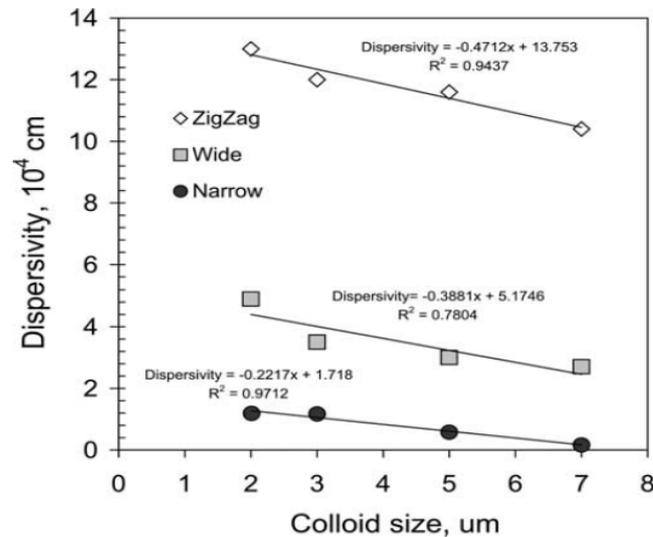


Figure 1-17 - Relation entre la dispersivité et la taille des particules (Auset et Keller, 2004)

Moghadasi et al. (2004) ont étudié l'effet de la taille des particules sur l'évolution de la perméabilité d'un milieu poreux soumis à l'injection d'un fluide chargé en particules. Les particules solides injectées sont des particules d'oxyde d'aluminium. Elles sont mises en suspension dans l'eau distillée avec une concentration assez faible variant de 15 à 2000 ppm. La colonne modélisant le milieu poreux est remplie de billes de verre ayant un diamètre maximal de 1000 µm. La porosité effective du milieu est estimée à 0,38. D'abord, l'eau distillée est injectée dans la colonne pendant d'environ 1 heure. Au cours de l'essai, toutes les variables opérationnelles du système sont maintenues constantes, la pression est notée régulièrement jusqu'à l'établissement d'un régime permanent. A ce moment-là, la suspension est introduite dans la colonne et l'information de pression-temps est enregistrée afin d'estimer la réduction de la perméabilité avec le temps. La température de la suspension est contrôlée et maintenue constante pendant le processus d'injection. Les résultats sont présentés sur la Figure 1-18.

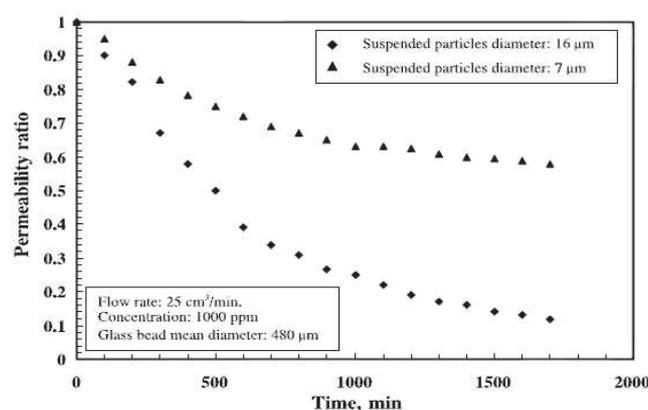


Figure 1-18 – Effet de la taille des particules injectées sur l'évolution de la perméabilité du milieu. (Moghadasi et al., 2004)

Les résultats obtenus montrent bien l'effet de la taille des particules sur la réduction de la perméabilité. On constate une réduction plus importante de la perméabilité pour les tailles des particules les plus élevées.

En effet, la taille des particules joue un rôle important dans l'équilibre des forces exercées ainsi que sur le mécanisme de transport/dépôt dominant. Hertzog et al. (1970) ont proposé la classification suivante :

- pour les grosses particules ($d \geq 30 \mu\text{m}$): les effets des phénomènes volumiques sont plus importants que ceux liés aux phénomènes surfaciques ;
- pour les petites particules ($d \approx 1 \mu\text{m}$) : les phénomènes surfaciques sont plus importants ;
- pour les particules colloïdales ($d \leq 0,1\mu\text{m}$) : les forces physico-chimiques sont dominantes ;
- pour des particules dont les diamètres varient entre $3 \mu\text{m}$ et $30 \mu\text{m}$: tous les phénomènes ci-dessus ont des effets relativement importants.

1.5.2 Effet de la concentration en particules du fluide injecté

Moghadasi et al. (2004) ont étudié l'effet de la concentration en particules solides dans l'eau d'injection sur l'évolution de la perméabilité du milieu. Dans ces expériences, le débit d'injection du fluide est maintenu constant, égale à $25 \text{ cm}^3/\text{min}$, et différentes concentrations des particules solides en suspension dans le fluide d'injection ont été utilisées (500, 1000 et 2000 ppm). Les résultats expérimentaux présentés sur la Figure 1-19 montrent que la perméabilité diminue avec l'augmentation de la concentration des particules en raison d'une sédimentation plus rapide.

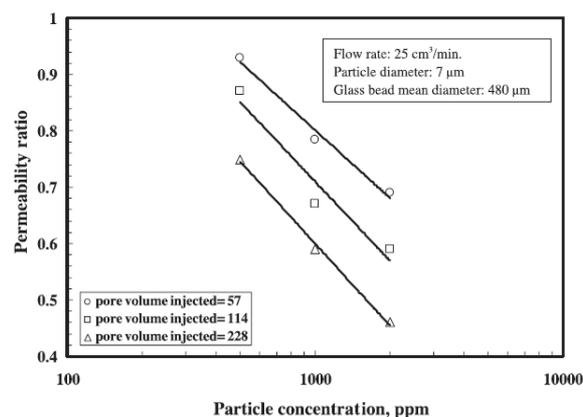


Figure 1-19 – Effet de la concentration des particules sur la perméabilité (Moghadasi et al., 2004)

Todd et al. (1990) ont également étudié l'effet de la concentration en particules sur l'évolution de la perméabilité d'un matériau granulaire. Dans leurs essais, ils ont utilisé des particules d'alumine de diamètres inférieurs à $3 \mu\text{m}$ avec un débit d'injection de $0,90 \text{ cm}^3/\text{s}$. Les résultats de ces essais sont présentés sur la Figure 1-20-a. Cette figure montre une diminution de la perméabilité plus importante pour l'essai ayant une plus forte concentration. Todd et al. (1990) ont également étudié l'effet de la quantité de fluide injecté, en termes de multiple du volume poral total de l'éprouvette injecté, pour différentes concentrations en particules, sur l'évolution de la perméabilité. Les résultats de la Figure 1-20-b montre que la perméabilité diminue avec l'augmentation du multiple de volume poral total injecté. Ils confirment ainsi la tendance de l'effet de la concentration observé sur la Figure 1-20-a

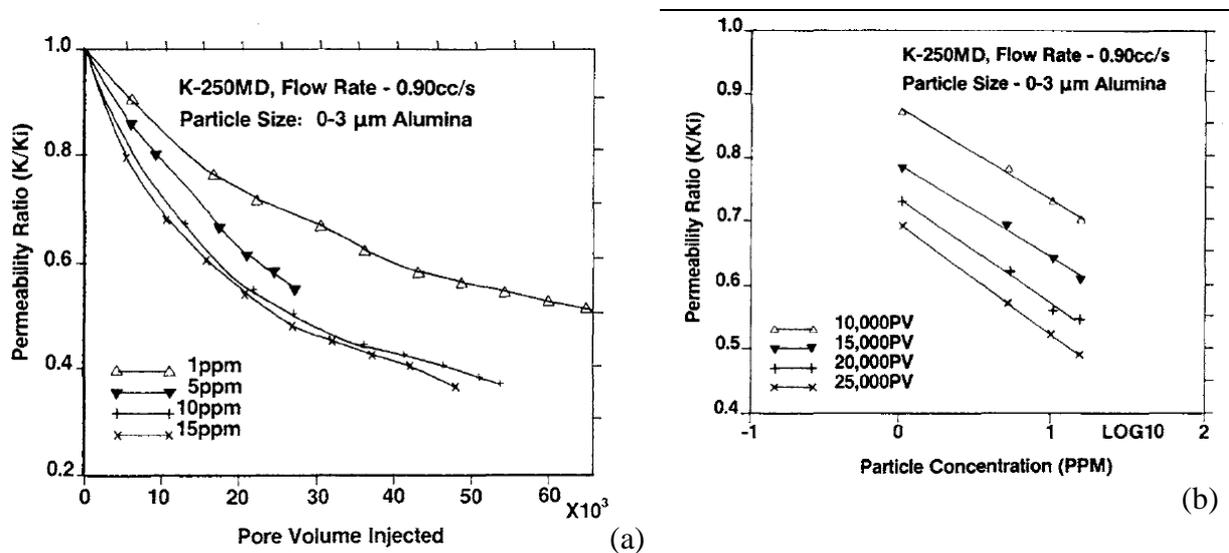


Figure 1-20 – Effet de la concentration en particules (a) et du volume injecté (b) sur l'évolution de la perméabilité du milieu (Todd et al., 1990)

El Kawafi (2010) a également étudié l'effet de la concentration sur le processus de dépôt dans une colonne de diamètre 4,5 cm et de 40 cm de longueur. Les grains du sable étudié ont un diamètre compris entre $315 \mu\text{m}$ et $630 \mu\text{m}$ et l'injection est réalisée à une vitesse de $0,152 \text{ cm/s}$. Les concentrations utilisées dans cette étude sont 3, 2, 1,5, 1, 0,5 et 0,25 g/l. Après chaque essai, la colonne est découpée en tranches régulières afin de mesurer la quantité des particules déposée par simple analyse granulométrique. La Figure 1-21 montre le profil de dépôt des particules le long de la colonne. L'allure générale des courbes montre un dépôt plus important à l'entrée de la colonne. Le dépôt se fait de manière hétérogène dans le milieu. L'hétérogénéité est de plus en plus forte lorsque la concentration de la suspension d'injection augmente. Sur la base de cette figure, on remarque un dépôt plus important pour les concentrations les plus élevées.

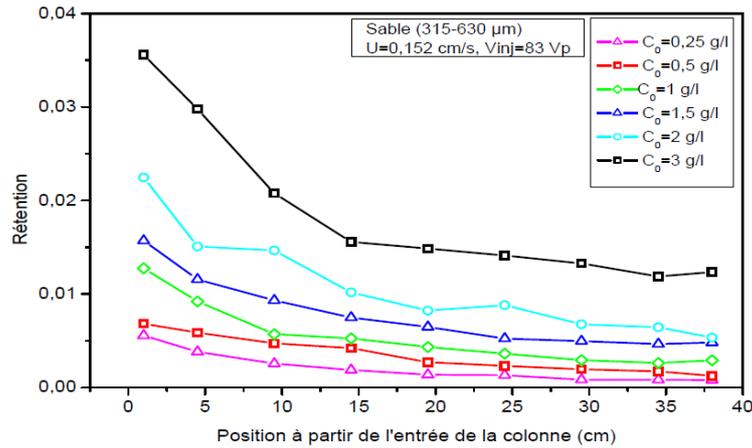


Figure 1-21 – Profil de rétention le long du milieu en fin d'essai pour différentes concentrations en particules (El Kawafi, 2011)

Taoudiat et al. (2013) ont utilisé une méthode dite du « potentiel spontané » pour étudier l'effet de la concentration sur la rétention des particules et sur la variation de la perméabilité du milieu. La Figure 1-21 présente les profils de la rétention ψ (Figure 1-21-a) et de la perméabilité relative K/K_0 (Figure 1-21-b) pour les différentes concentrations de particules injectées (2, 3 et 5 g/l). La rétention globale σ est définie comme le rapport entre la masse de particules déposées et la masse du sable qui constitue le milieu poreux. Les résultats montrent que la distribution du dépôt est non uniforme entre l'entrée et le reste de la colonne pour les trois concentrations (Figure 1-21-a). Le dépôt est plus important dans les cinq premiers centimètres du milieu, ce qui indique que l'essentiel de la filtration se fait à l'entrée immédiate de la colonne. Ces auteurs montrent également que la rétention augmente avec la concentration de la suspension injectée et par conséquent la perméabilité diminue avec l'augmentation de la concentration.

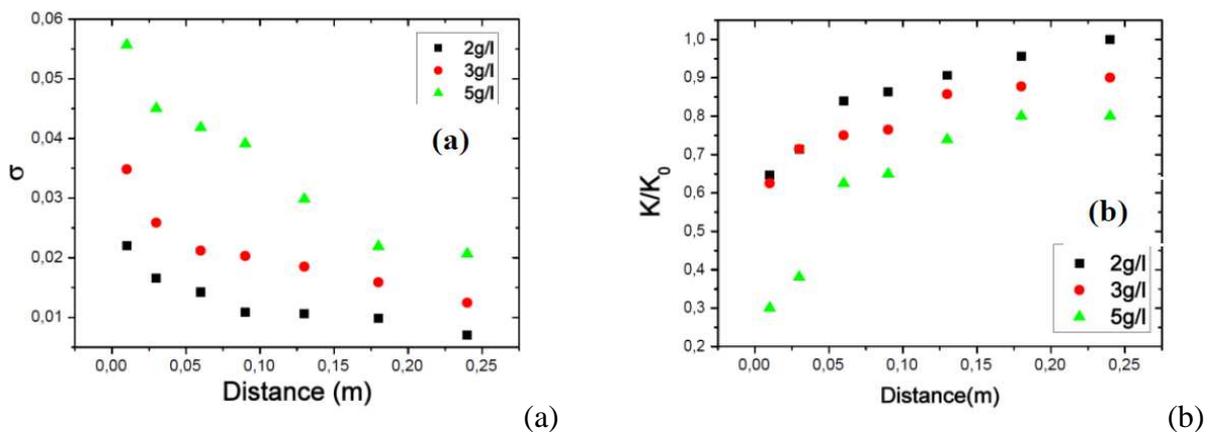


Figure 1-22 – Profils de la rétention (a) et de la perméabilité (b) en fin d'essai pour différentes concentrations (Taoudiat et al., 1990)

1.5.3 Effet du débit d'injection

Dans la même étude mentionnée ci-dessus, Todd et al. (1990) ont étudié l'effet du débit d'injection sur l'évolution de la perméabilité (Figure 1-23-a). Ces résultats montrent une baisse de perméabilité plus importante pour un plus faible débit. Cela est expliqué par l'augmentation du réentraînement des particules déposées dans le milieu qui est soumis à un fort débit, ce qui retarde le colmatage de ce milieu. La Figure 1-23-b présente l'évolution de la perméabilité en fonction du débit d'injection et pour différents multiples du volume poral total de l'éprouvette injectés.

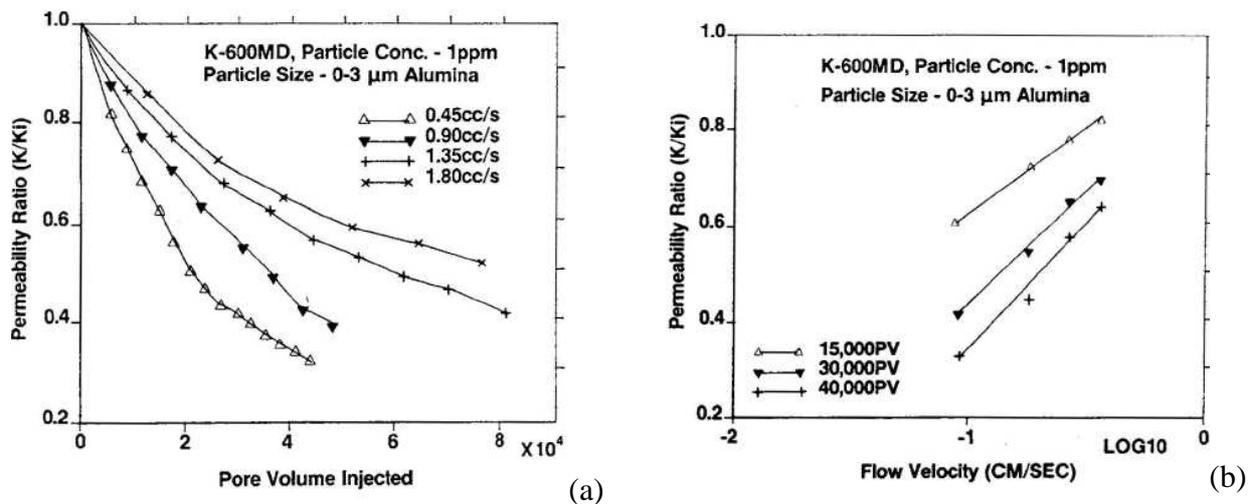


Figure 1-23 - Effet du débit d'injection (a) et du volume injecté (b) sur l'évolution de la perméabilité du milieu (Todd et al., 1990)

Wang et al. (2000) ont réalisé des essais d'injection dynamique de particules de limon ayant une taille comprise entre 2 et 50 μm (taille moyenne de 24 μm) dans une colonne de 6,6 cm de diamètre intérieur et de 125 cm de longueur. Cette colonne est remplie de graviers de silex concassés dont 80% sont compris entre 1,5 et 3 mm. La porosité effective totale est de 0,43 et la perméabilité est de 1,37 cm/s. Ces auteurs se sont basés sur le modèle de dispersion/convection décrivant le transport et le dépôt des particules pour déterminer les coefficients dispersifs. Sur la Figure 1-24, la turbidité (les concentrations maximales des particules en suspension récupérées) augmente avec le débit, ce qui implique que la dilution varie inversement à l'augmentation de la vitesse d'écoulement. Les différents essais ont été faits dans l'ordre de diminution du débit car en général, les particules ont tendance à se déposer davantage à faibles vitesses que pour des vitesses plus élevées. On constate également que lorsque le débit diminue, le temps nécessaire pour réaliser un essai augmente tandis que la turbidité mesurée à la sortie diminue même si la concentration des particules

d'injection est maintenue. Ces résultats montrent que les faibles débits/vitesses favorisent le dépôt des particules.

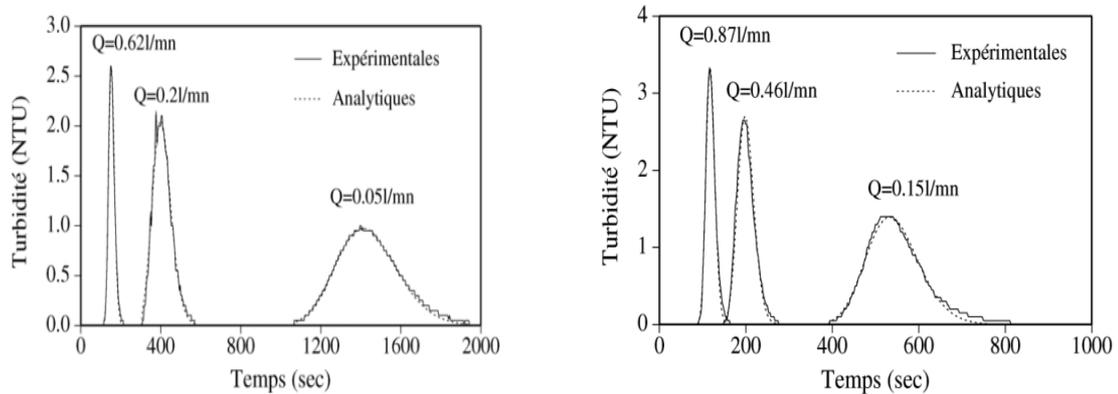


Figure 1-24 - Courbe de restitution de traçage des particules limoneuses (Wang et al., 2000)

Benamar (2006) ont réalisé des essais d'injection de particules de limon ayant une taille comprise entre 2 et 30 μm , sur deux types de milieu poreux (Figure 1-25): billes de verre (3 mm de diamètre) et gravier (20% des grains de 1,00 – 2,15 mm, 80% de grains de 2,15 – 3,15 mm).



Figure 1-25 - Images des deux milieux poreux étudiés : gravier (gauche) et billes de verre (droite) (Benamar et al., 2006)

La colonne d'injection de 89 mm de diamètre et de 355 mm de longueur, est installée horizontalement et équipée de piézomètres pour mesurer la variation de pression le long de la colonne, caractérisée par une conductivité hydraulique de 2.26×10^{-2} m/s et 2.12×10^{-2} m/s, et une porosité de 46% et de 41%, respectivement pour les billes de verre et le gravier. Les particules en suspension sont injectées de manière dynamique dans la colonne avec un débit variant entre 1,63 et 0,05 l/min. D'après les auteurs, le coefficient de dépôt des particules varie avec la vitesse d'écoulement et il est favorisé par une distribution des pores étalée. Sur la Figure 1-26, on peut voir que ce coefficient augmente jusqu'à une vitesse critique, au-delà de laquelle il diminue. A des vitesses inférieures à la vitesse critique, le mécanisme d'impact est

dominant parmi les mécanismes de dépôt. Ainsi, une augmentation de la vitesse entraîne aussi une augmentation des forces d'inertie, qui dévieront la particule de la ligne de courant, et cette particule peut adhérer plus facilement à la surface d'un grain. Autrement dit, le coefficient de dépôt a tendance à augmenter. A des vitesses plus élevées que la vitesse critique, les forces hydrodynamiques, particulièrement les forces de traînée deviennent importantes et dominent les forces gravitationnelles appliquées aux particules, celles qui impliquent la diminution du coefficient de dépôt. Pour cet essai, la dispersivité (voir l'équation (2)) en fonction de la vitesse d'écoulement est presque identique pour les deux milieux poreux (billes de verre et gravier). On présente donc les résultats expérimentaux pour le cas du gravier sur la Figure 1-26. La dispersivité diminue avec l'augmentation de la vitesse de Darcy car pour un écoulement de faible débit, le temps de transit moyen augmente, la dispersivité s'accroît donc avec le temps de transport.

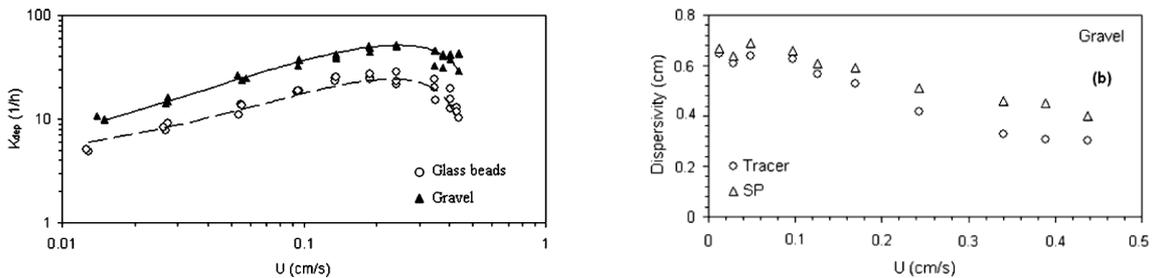


Figure 1-26 - Effet de la vitesse sur le dépôt et la dispersivité des particules (Ahfir et al., 2006)

1.6 Processus de décolmatage

Compte tenu des conséquences du dépôt des particules et du colmatage des milieux poreux, diverses études ont été réalisées sur le phénomène de décolmatage. On distingue généralement deux catégories : les méthodes physiques et chimiques, et les méthodes hydrodynamiques. Parmi les méthodes hydrodynamiques, certaines font appel à des écoulements instationnaires en utilisant des vitesses élevées et d'autres à des écoulements stationnaires. On présente sur la Figure 1-27 différentes méthodes pour éviter le colmatage.

1.6.1 Méthodes physiques et chimiques

Les méthodes physiques consistent à ajouter dans la suspension des particules sensées former une première couche non-colmatante contrôlant le dépôt ultérieur. Le prétraitement du fluide à filtrer afin de limiter le colmatage organique peut également être référencé parmi ces techniques. L'ajout de particules qui attirent les macromolécules dissoutes et les entraînent par application d'un champ électrique fait partie de ces méthodes (Rémize, 2006).

Les méthodes chimiques consistent à modifier les propriétés chimiques du milieu pour réduire les forces attractives ou augmenter les forces répulsives entre les solutés et les grains du milieu. Il s'agit surtout de faciliter la pénétration du solvant dans les pores.

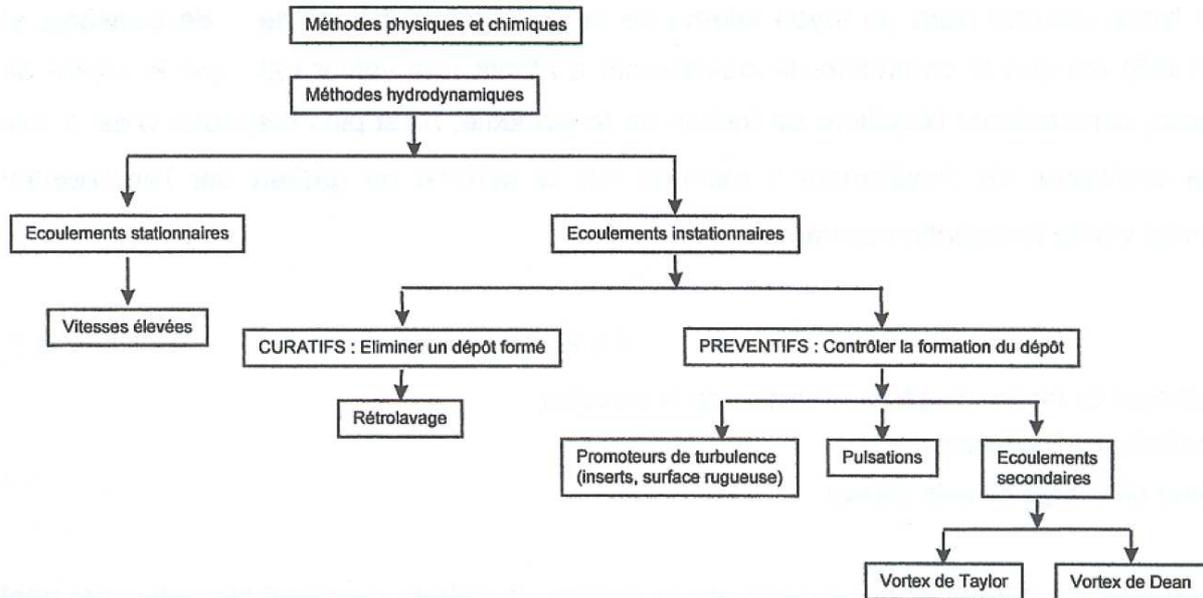


Figure 1-27 – Différentes méthodes de lutte contre le colmatage (Rémize, 2006)

1.6.2 Méthodes hydrodynamiques instationnaires

Ces méthodes peuvent être séparées en deux catégories : les procédés préventifs qui visent à éviter la formation d'un dépôt au cours de la filtration et les procédés curatifs qui consistent à éliminer un dépôt déjà formé. D'après Rémize (2006) dans les procédés préventifs, plusieurs techniques de génération d'instationnarités peuvent être utilisées : promoteurs de turbulence, pulsations, écoulements secondaires. Outre ces techniques, l'injection d'air, pendant la filtration pour limiter le colmatage, est également utilisée. Globalement, les techniques de génération d'instationnarités sont très efficaces. Elles présentent néanmoins certaines limitations telles que leur mise en œuvre difficile d'un point de vue technologique et leur consommation considérable en énergie.

Deux techniques sont souvent utilisées dans les procédés curatifs consistant en rétrolavage et lavage chimique (Figure 1-28). Le rétrolavage consiste en une inversion périodique du flux. L'eau produite repasse au travers du milieu, mais en sens inverse de la filtration pour décoller la couche des particules déposées lors de la phase de filtration. L'efficacité de ce procédé est liée à de nombreux paramètres opératoires tels que la pression et le débit de rétrolavage, la durée des différentes étapes qui composent la procédure de rétrolavage.

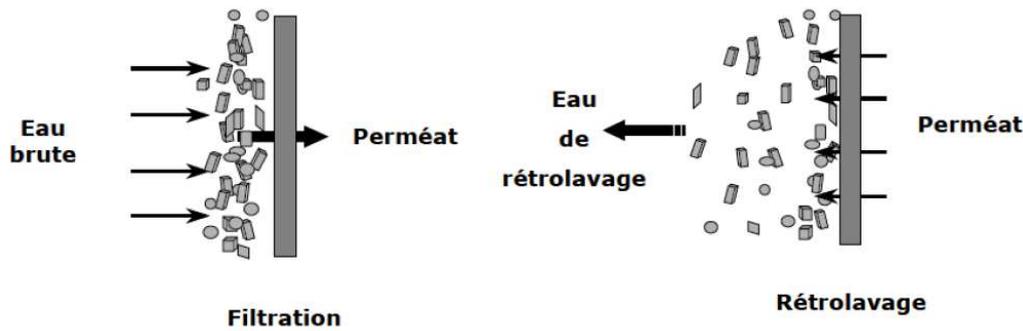


Figure 1-28 – Représentation schématique des procédés de filtration et de rétrolavage (Rémize, 2006)

Le lavage chimique est utilisé lorsque le milieu est colmaté sans que les rétrolavages n'aient pu permettre de retrouver la perméabilité initiale. Les produits chimiques employés pour cette technique de lavage dépendent de la nature du milieu et du colmatage. On peut citer quelques matières souvent utilisées telles que : détergents alcalins pour le nettoyage des matières organiques, détergents acides pour le nettoyage des matières inorganique. Le lavage chimique présente certains inconvénients : l'arrêt de l'installation pendant plusieurs heures implique une période de non production importante et l'utilisation de produits chimiques est moins appréciée pour l'environnement.

1.7 Conclusions

Le transport et le dépôt des particules solides dans les milieux poreux sont depuis longtemps des domaines activement explorés dans l'industrie pétrolière, car une bonne compréhension de ces deux aspects peut permettre de résoudre certains problèmes rencontrés lors de l'application de la technique PWRI.

On a tout d'abord abordé la technique PWRI, utilisée dans l'industrie pétrolière, et les problèmes rencontrés liés au transport et au dépôt des particules. Ensuite, les mécanismes physiques principaux ont été présentés. Ces mécanismes dépendent des caractéristiques du milieu poreux (taille, forme des grains et des pores) et des caractéristiques des particules injectées (taille, forme, nature chimique...etc) ainsi que les conditions hydrauliques appliquées (débit, vitesse d'injection). Nous avons également abordé les approches de modélisation du processus du transport et du dépôt à l'échelle microscopique (échelle des pores) et à échelle macroscopique (échelle du VER). Puis, nous avons vu qu'au-delà d'un certain temps d'injection de particules, une structure composée des particules peut se former à l'entrée du milieu poreux connue par le nom « cake » interne ou externe. La caractérisation de ce cake interne/externe formé en termes de porosité, de perméabilité et d'épaisseur, ainsi que

l'identification des paramètres de différents modèles, ont été détaillées. Enfin, une synthèse des dispositifs expérimentaux d'injection et les résultats associés, trouvés dans la littérature, a été présentée. Les études paramétriques montrent une forte sensibilité à différents paramètres tels que la taille des particules injectées, la concentration en particules et le débit d'injection sur le processus de colmatage. Ce dernier est notamment plus rapide pour un débit plus faible et pour une concentration en particules plus forte. Il est également plus rapide lors de l'injection de particules de grande taille.

La compréhension de l'influence des paramètres sur le phénomène de colmatage d'un milieu, en particulier le débit d'injection et la concentration en particules injectées, reste assez mal connue à ce jour. La modélisation de ce phénomène, notamment la prévision du cake interne/externe formé dans le milieu est difficile à mettre en œuvre. Les études mêlant à la fois expériences et modélisation, concernant le processus de transport et de dépôt des particules et ses effets sur l'évolution de la perméabilité du milieu, sont cruciales pour les ingénieurs réservoir. L'objectif de notre travail est donc de prévoir le comportement d'un milieu soumis à l'injection d'un fluide chargé de particules en suspension ainsi que l'évolution de sa perméabilité et d'essayer d'établir un modèle afin de prévoir cette évolution au cours du temps le long du milieu poreux.

Pour cela, dans la suite de ce document, une étude expérimentale sur deux dispositifs d'injection axiale sera présentée afin d'analyser le processus de colmatage à partir d'une étude paramétrique explorant l'influence des paramètres cités ci-dessus. Ensuite, les résultats d'essais réalisés en configuration d'injection radiale, dans un dispositif qui a été développé dans le cadre de ce travail afin de s'approcher des conditions du puits pétrolier, seront exposés. Enfin, nous présenterons une modélisation du processus de transport et de dépôt des particules solides dans un milieu poreux et l'évolution de la pression d'injection au cours du temps. Ce modèle est applicable aussi bien pour les essais à pression contrôlée qu'à débit contrôlé.

CHAPITRE 2. MATERIAUX ETUDIES ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES

Sommaire

2.1	Introduction	42
2.2	Description des matériaux étudiés.....	42
2.3	Méthodes de caractérisation des matériaux testés.....	44
2.3.1	Granulométrie par tamisage à sec	45
2.3.2	Granulomètre laser	45
2.3.3	Microscopie électronique à balayage (MEB).....	45
2.3.4	Dispositif et procédure de mesure de la distribution de la taille d'accès aux pores.....	46
2.3.5	Porosimétrie au mercure.....	52
2.4	Dispositifs et protocoles expérimentaux pour les essais d'injection en cellule, en colonne et en chambre d'étalonnage	53
2.4.1	Dispositif d'injection en cellule	53
2.4.2	Dispositif d'injection en colonne	57
2.4.3	Procédure d'essai.....	60
2.4.4	Dispositif d'injection en chambre d'étalonnage.....	63
2.5	Conclusions	70

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons tout d'abord une description des matériaux étudiés, puis les essais utilisés pour la caractérisation de ces matériaux. Ensuite, nous décrivons de façon détaillée les dispositifs expérimentaux utilisés tels que le dispositif d'injection en cellule, le dispositif d'injection en colonne et le dispositif d'injection en chambre d'étalonnage, ainsi que les protocoles expérimentaux développés dans le cadre de cette étude.

2.2 Description des matériaux étudiés

Trois types de matériaux ont été utilisés dans cette étude : le sable de Fontainebleau, le sable d'Hostun et un matériau constitué de billes de verre. Le sable de Fontainebleau présente une forme de grain sub-arrondie, alors que le sable d'Hostun présente une forme de grain sub-anguleuse (Figure 2-1). Ces deux sables sont classés parmi les sables propres uniformes selon la classification LCPC/USCS. Ces deux sables sont constitués de silice (99%) et constituent des sables de référence utilisés couramment en France dans les essais en laboratoire. Deux coupures du sable de Fontainebleau et trois coupures du sable d'Hostun ont été utilisées pour étudier l'effet de la taille et la forme des grains. Les billes de verre utilisées ont une forme arrondie et lisse. Les caractéristiques des matériaux testés sont présentées dans le Tableau 2-1 et les courbes granulométriques correspondantes sont présentées sur la Figure 2-2.

Le sable de Fontainebleau NE34 (coupure NEI) et le sable d'Hostun (coupure HNII) ont des courbes granulométriques semblables ($d_{50} \approx 206 \mu\text{m}$), mais ils diffèrent par la forme de leurs grains. La coupure NEII est constituée de sable de Fontainebleau avec un diamètre moyen (d_{50}) de $104 \mu\text{m}$. La coupure HNI (HN31) est constituée de sable d'Hostun avec un d_{50} de $320 \mu\text{m}$. Le sable de Fontainebleau NE34 (coupure NEI) et les billes de verre (BV) ont des courbes granulométriques semblables, mais ils diffèrent par leur rugosité. Enfin nous avons réalisé un mélange (HNIII) à partir de sables d'Hostun afin d'obtenir une granulométrie étalée et un d_{50} égal à celui du sable HNI. La confrontation des résultats obtenus sur ces cinq coupures doit permettre d'étudier :

- l'effet de la taille moyenne des grains (HNI vs HNII vs NEII) ;
- l'effet de l'angularité des grains (NEI vs HNII) ;
- l'effet de la rugosité des grains (NEI vs BV) ;
- l'effet de l'étalement de la courbe granulométrique (HNI vs HNIII).

Tableau 2-1 – Caractéristiques des matériaux étudiés

Sable	Dénom.	d_{g50} (μm)	C_u	Distribution	e_{min}	e_{max}	Angularité	ρ_s (t/m^3)
Fontainebleau NE34	NEI	206	1,5	uniforme	0,557	0,884	Sub-arrondie	2,65
Fontainebleau NE0,1/0,16	NEII	104	1,3	uniforme	0,545	0,866	Sub-arrondie	2,65
Hostun: HN31	HNI	320	1,3	uniforme	0,674	1,014	Sub-anguleuse	2,65
Hostun: HN34	HNII	207	1,6	uniforme	0,696	1,145	Sub-anguleuse	2,65
Hostun: mélange de sables d'Hostun	HNIII	312	2,3	étalée entre 0,1 et 1,0 mm	0,612	0,953	Sub-anguleuse	2,65
Billes de verre	BV	210	1,6	uniforme	0,490	0,610	Arrondie	1,64

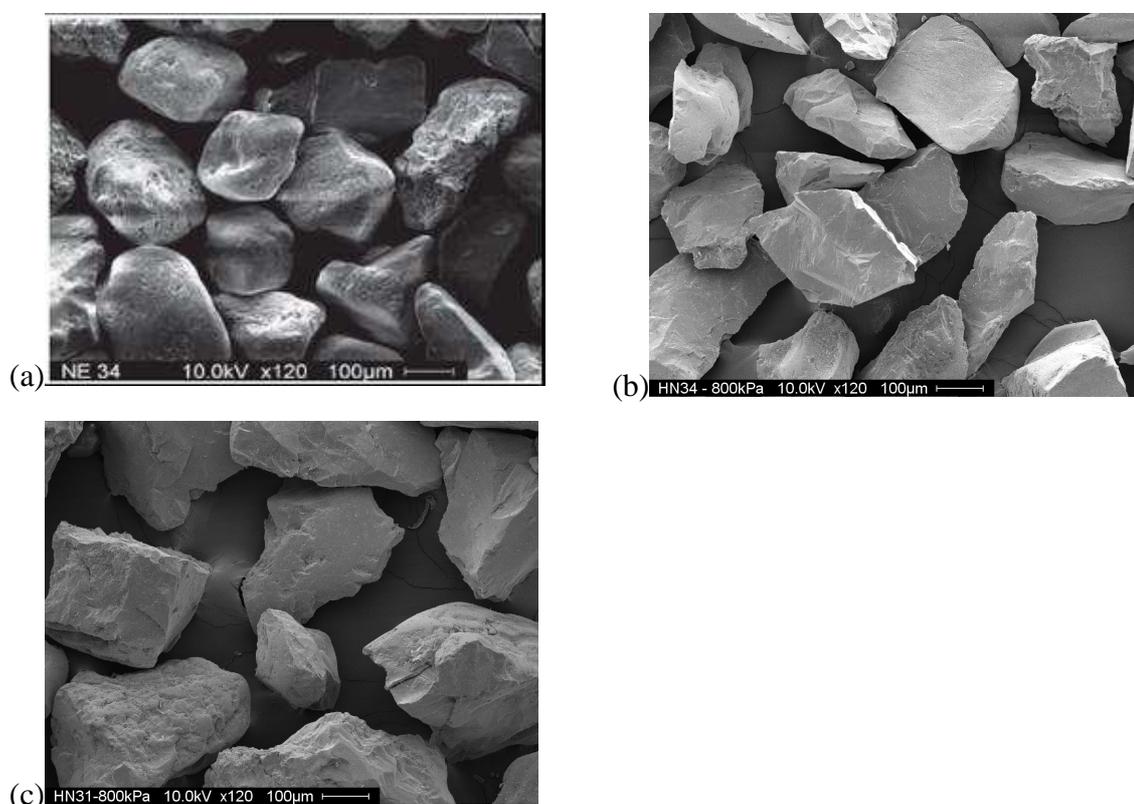


Figure 2-1 - Vues au microscope électronique à balayage (MEB) des matériaux : (a) sable de Fontainebleau ; (b) Sable d'Hostun HN34 ; (c) Sable d'Hostun HN31

Dans les essais d'injection, trois tailles de particules de nature siliceuse ont été testées (3, 6 et 12 μm) afin d'étudier l'effet du diamètre des particules sur le processus de transport et de dépôt. Les courbes granulométriques des particules testées sont présentées sur la Figure 2-3.

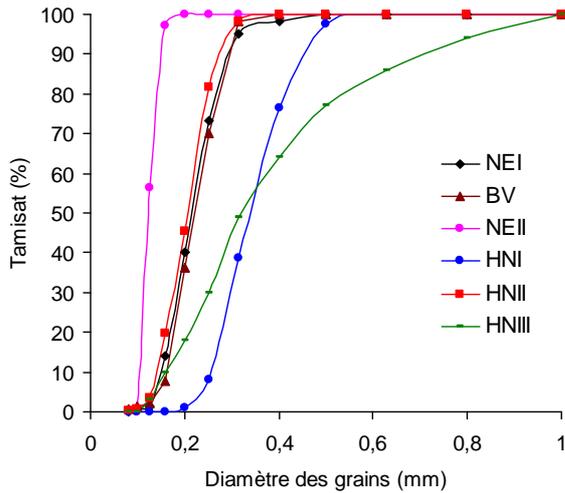


Figure 2-2 – Courbes granulométriques des matériaux étudiés

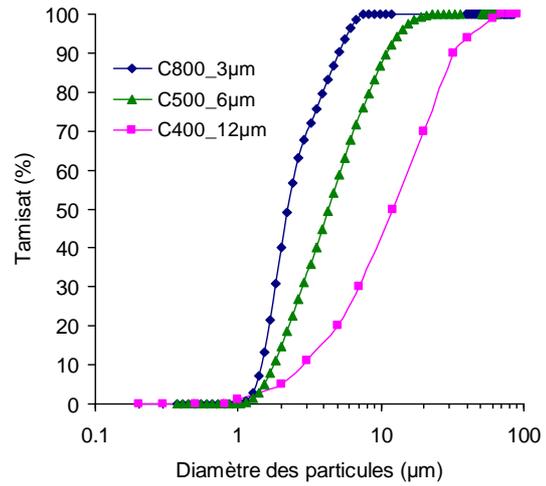


Figure 2-3 – Courbes granulométriques des particules injectées

Afin de répartir l'écoulement sur la surface totale de la colonne d'injection, nous avons utilisé, à l'entrée et à la sortie, deux types de gravier de granulométrie différente (Figure 2-4).

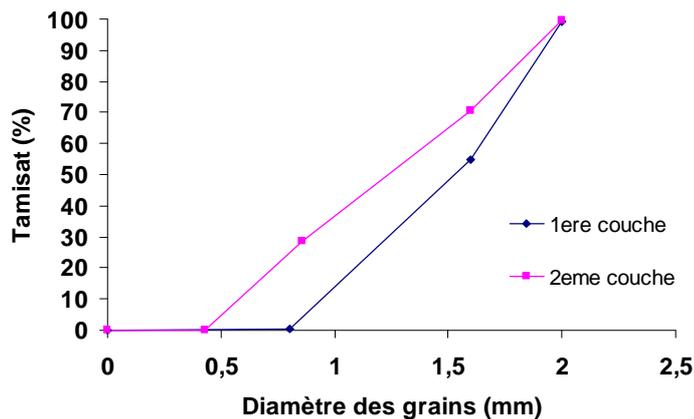


Figure 2-4 – Granulométrie des graviers utilisés

2.3 Méthodes de caractérisation des matériaux testés

Afin de mieux interpréter nos résultats expérimentaux, une caractérisation des matériaux avant et après essai est nécessaire. Pour cela nous avons été amenés à réaliser les essais suivants :

- Granulométrie par tamisage à sec ;
- Granulométrie au granulomètre laser ;
- Observation au microscope électronique à balayage (MEB) ;
- Porosimétrie par une méthode similaire à la méthode dite « Hanging Column » (ASTM D6836);
- Porosimétrie au mercure.

2.3.1 Granulométrie par tamisage à sec

Le tamisage à sec est réalisé sur la fraction des grains de diamètre supérieur à 80 μm . Dans notre étude, tous les essais d'injection ont été réalisés sur des matériaux écrêtés à 80 μm . La granulométrie par tamisage à sec est réalisée avant les essais d'injection afin d'éliminer tout les grains inférieurs à 80 μm , et après l'essai d'injection afin de déterminer le profil de la masse déposée le long de l'éprouvette.

2.3.2 Granulomètre laser

Le granulomètre laser, disponible au laboratoire Navier de l'Ecole des Ponts ParisTech, a été utilisé dans cette étude afin de déterminer les courbes granulométriques des différents types de particules étudiés. La granulométrie laser permet de mesurer la taille de particules comprises entre 0,05 et 900 μm , ce qui est bien plus précis qu'avec la technique par tamisage à sec et sédimentométrie. Elle convient donc particulièrement aux suspensions de polymères, à tout type de poudre (minérale ou non). La diffraction laser mesure les distributions granulométriques des particules en mesurant la variation angulaire de l'intensité de lumière diffusée lorsqu'un faisceau laser traverse un échantillon de particules dispersées. Les grosses particules diffusent la lumière à des petits angles par rapport au faisceau laser et les petites particules diffusent la lumière à des angles supérieurs.

2.3.3 Microscopie électronique à balayage (MEB)

La microscopie électronique à balayage (MEB) est une technique de microscopie électronique capable de produire des images en haute résolution de la surface d'un échantillon en utilisant le principe des interactions électrons-matière. Le principe de l'essai consiste à balayer la surface d'un échantillon avec un faisceau d'électrons et d'étudier la réponse en termes de réémission de particules. Ces particules sont analysées par différents détecteurs qui permettent de reconstruire une image en trois dimensions de la surface.

Les observations au MEB permettent d'avoir des informations sur la morphologie (taille, forme, arrangement) et la nature chimique de l'échantillon (argile, sable...etc). Dans le cadre de cette recherche, nous avons utilisé le MEB sur des échantillons avant essai afin de caractériser les matériaux testés (sables, particules injectées). Nous avons également réalisé des observations sur des échantillons prélevés après essai afin d'étudier les modes de dépôt des particules dans le milieu poreux.

2.3.4 Dispositif et procédure de mesure de la distribution de la taille d'accès aux pores

Cette partie a fait l'objet d'une publication dans « *Geotechnical Testing Journal* » :

Feia, S., Ghabezloo, S., Bruchon, J., Sulem, J., Canou, J., & Dupla, J.-C. (2014). Experimental Evaluation of the Pore-Access Size Distribution of Sands. *Geotechnical Testing Journal*, 37(4), 20130126. doi:10.1520/GTJ20130126.

La compréhension du phénomène de transport et de dépôt des particules dans un milieu poreux doit se baser sur la distribution de la taille des pores de ce dernier, car tout mouvement des particules dépend forcément de l'espace poreux. Afin d'étudier ce paramètre, plusieurs auteurs ont étudié différentes granulométries de matériaux mais pour se faire, il faudrait avoir une bonne maîtrise de la densité de l'éprouvette car pour un matériau donné, si on change l'indice de densité on peut avoir différentes distributions de tailles des pores. Il est donc nécessaire de connaître les caractéristiques de l'espace poreux du matériau granulaire telles que la taille, la forme, etc avant de le tester. Dans la littérature, ce paramètre est rarement étudié malgré son importance étant donné que son évaluation dans les matériaux granulaires en laboratoire est mal connue.

Il existe plusieurs techniques d'évaluation de la distribution de la taille des pores selon la nature du sol testé. On peut citer la porosimétrie au mercure, la porosimétrie par sorption de vapeur d'eau et les méthodes basées sur la résonance magnétique nucléaire (relaxometry (Jaeger et al., 2009) et cryoporometry (Mitchell et al. 2008)). Le choix de la méthode appropriée pour un matériau donné dépend de la nature du sol. La plupart des méthodes citées sont appropriées pour les sols cohérents et avec des petites tailles d'éprouvette et sont difficiles à appliquer pour un sol pulvérulent comme le sable. Pour utiliser la porosimétrie au mercure pour un sable, des techniques spécifiques de préparation de l'éprouvette doivent être mises en œuvre comme celle proposée par Juang et Holtz (1986b) dans laquelle le sable est mélangé avec une résine pour donner à l'éprouvette une cohésion après chauffage de l'ensemble. La distribution de la taille des pores peut également être évaluée de manière approximative à partir des loi empiriques qui relient la taille des pores à la taille des grains (e.g. Fredlund et al., 2002).

Dans ce travail, nous avons utilisé une méthode similaire à la méthode dite « Hanging column » (ASTM D6836, 2008) afin d'évaluer la distribution de la taille des pores d'un matériau granulaire et d'étudier l'effet de paramètres tels que ; la taille et la forme des grains ainsi que l'état de densité de l'éprouvette et l'étalement de la courbe granulométrique sur la distribution de la taille des pores.

2.3.4.1 Principe de la méthode

La taille des pores est évaluée à partir des courbes de rétention d'eau. Le modèle d'écoulement sous-jacent fait l'hypothèse d'un réseau de pores constitué de tubes cylindriques parallèles dans lequel l'écoulement de l'eau se fait dans la direction de l'axe des cylindres. Cette hypothèse correspond au chemin de séchage, lorsque les pores sont initialement remplis d'eau liquide. Pour le chemin d'humidification, la condensation de la vapeur d'eau contenue dans les pores se fait par la formation de ménisques cylindriques le long de la paroi des pores. Ces courbes (humidification – séchage) sont déterminées par la mesure tensiométrique de la succion (Fredlund and Rahardjo, 1993 ; Delage et Cui, 1998). C'est une technique de mesure de la pression négative de l'eau sous tension, analogue, dans son principe, à celle des pressions positives. Il est cependant nécessaire d'utiliser une pierre poreuse en céramique fine, qui doit rester saturée à tous les niveaux de succion appliqués, et qui doit assurer la continuité de l'eau entre le sol non saturé et le tube qui doit rester rempli d'eau. La parfaite saturation de la pierre céramique par l'eau désaérée est une condition essentielle au bon fonctionnement d'un tensiomètre. Dans cette technique, la succion maximale que l'on peut mesurer dépend de la pression négative maximale que peut supporter la pierre céramique, car au-delà de cette gamme, la pierre risque de se désaturer. Dans nos essais, nous utilisons une pierre céramique d'une capacité de -50 kPa. Cette pression est largement suffisante pour étudier les caractéristiques de rétention d'eau d'un sable.

2.3.4.2 Matériels et procédure d'essai

La Figure 2-5 présente le dispositif d'essai. Celui-ci est composé d'une cellule œdométrique (70 mm de diamètre et 37 mm de hauteur), d'une pierre céramique d'une capacité de -50 kPa au séchage, et d'un tube d'eau gradué (diamètre 7 mm) relié à un réservoir d'eau désaérée. Le dispositif est placé dans une salle climatisée à 20°C, et durant tout l'essai, l'éprouvette est couverte par un film de cellophane qui empêche l'évaporation d'eau.

La technique de mesure tensiométrique de la succion consiste à augmenter par palier la succion régnant au sein de l'éprouvette et à mesurer les variations de la teneur en eau correspondantes. Le niveau de l'eau dans le tube gradué est plus bas que l'éprouvette afin d'appliquer une succion dans le sol. Il en résulte, après l'équilibre hydrique (environ 30 minutes pour les sables étudiés), une variation du niveau d'eau dans le tube gradué. Comme la section du tube gradué est relativement petite, on peut négliger la quantité d'eau évaporée pendant l'équilibre hydrique. La lecture de la variation du niveau d'eau dans le tube permet de calculer le volume d'eau échangé entre le sol et le tube. En appliquant plusieurs niveaux de succions

successifs, on peut obtenir les courbes de rétention d'eau pour les chemins d'humidification et de séchage. Le tube est gradué avec une résolution de 1 mm, la précision de la mesure de volume d'eau dans le tube (diamètre 7 mm) est donc d'environ 40 mm^3 , ce qui est négligeable en comparaison du volume poreux de l'éprouvette de sol (environ 57000 mm^3).

A partir de la courbe de rétention d'eau (courbe de séchage) et en appliquant la loi de Young-Laplace (équation 2-1), qui permet d'exprimer la succion en fonction du rayon d'accès aux pores, on peut évaluer la distribution de la taille des pores.

$$s = u_a - u_w = \frac{4\sigma_s \cos \theta}{d_p} \quad (2-1)$$

où s est la succion, d_p est le diamètre d'accès des pores, u_a et u_w sont respectivement les pressions d'air et d'eau, σ_s est la tension de surface eau-air, θ est l'angle de raccordement entre le ménisque et le solide qui dépend de la propriété de la surface, le mouvement du ménisque, la viscosité (Decker et al. 1999; Espinoza and Santamarina, 2010; Lourenço et al., 2012). $\cos \theta \approx 1$ est couramment utilisé dans la littérature pour évaluer la distribution de la taille des pores (Mitchell and Soga, 2005; Hao et al., 2007; Innocentini and Pandolfelli, 2001).

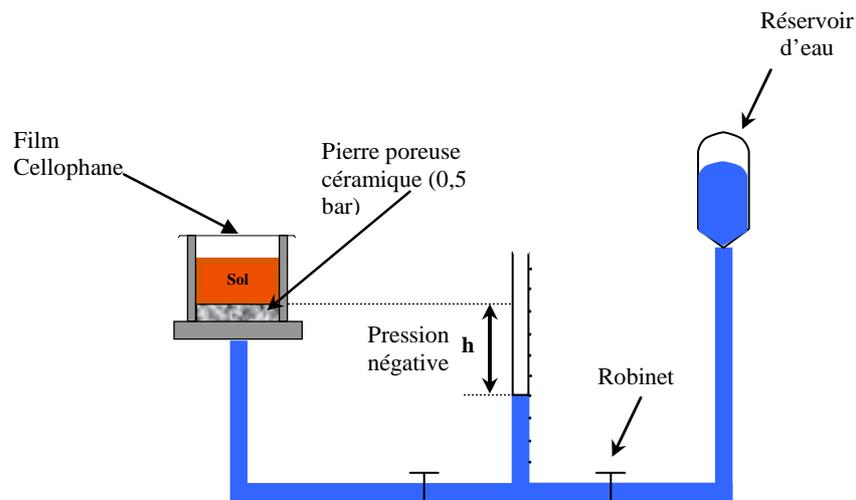


Figure 2-5 – Schéma de principe de la méthode tensiométrique de mesure de la succion

2.3.4.3 Distribution de la taille d'accès aux pores des matériaux étudiés

Une étude paramétrique a été réalisée afin d'étudier l'effet des paramètres tels que ; la taille et forme des grains, l'indice de densité et l'étalement de la courbe granulométrique sur la distribution de la taille d'accès aux pores.

La distribution de la taille d'accès aux pores est évaluée à partir des courbes de rétention d'eau. La Figure 2-6 présente les courbes de rétention d'eau (humidification – séchage) d'une éprouvette de sable NE34 préparée à un indice de densité de 0,90. Différentes propriétés typiques de rétention des sols non saturés peuvent être observées sur ces courbes. On remarque

que la courbe correspondante au chemin de séchage se situe au-dessus de celle correspondant au chemin de humidification, ce qui met en évidence un phénomène d'hystérésis. Cette hystérésis est typique des milieux poreux constitués de pores de tailles variables interconnectés en parallèle ou en série. Dans le cas d'une connexion en parallèle, lors du séchage, lorsque la succion correspond à la vidange d'un grand pore, le petit pore qui est en parallèle reste saturé, ce qui conduit à une teneur en eau plus élevée ; lors de l'humidification, la teneur en eau à la même succion est plus faible du fait que le petit pore est vide.

La Figure 2-7 présente un résultat typique de la distribution de la taille des pores pour le sable de Fontainebleau NE34 avec un indice de densité de 0,90. La courbe montre une distribution uniforme de taille des pores, variant entre 35 et 110 μm avec un diamètre moyen de 54 μm . En comparant celle-ci avec la courbe granulométrique, ce résultat met en évidence que l'uniformité de la courbe granulométrique correspond à une bonne uniformité de la courbe de distribution de la taille des pores.

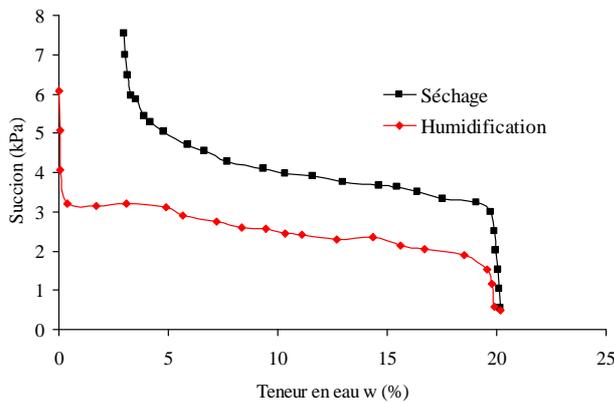


Figure 2-6 – Courbes de rétention du sable de Fontainebleau NEI

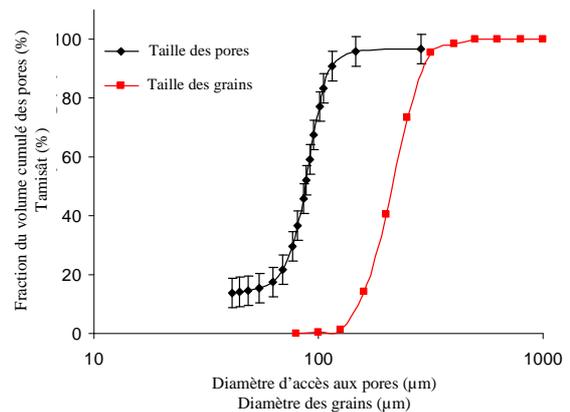


Figure 2-7 – Distribution de la taille d'accès aux pores et de la taille des grains du sable de Fontainebleau NEI ($I_D = 0,90$)

Effet de la taille des grains

La Figure 2-8 présente une comparaison entre la distribution de la taille des pores pour trois sables ayant des diamètres moyens des grains différents. La Figure 2-8-a présente les distributions partielles et la Figure 2-8-b présente les distributions cumulées. Les courbes montrent que la taille médiane et la taille maximale des pores augmentent avec l'augmentation de la taille des grains. Pour une augmentation de d_{50} de 104 à 320 μm , la taille médiane des pores augmente de 50 à 115 μm . De plus, on observe une distribution de taille de pores plus étalée pour des sables ayant un diamètre de grains plus grand.

Effet de la forme des grains

La Figure 2-9 présente une comparaison entre la distribution de la taille des pores de NE34 (grains arrondis) et HN34 (grains anguleux). Comme on l'a observé sur la Figure 2-2-a, les courbes granulométriques des deux sables sont similaires. La comparaison des distributions de la taille des pores montre une légère différence malgré la différence de la porosité des sables. Le sable HN34 ayant des grains anguleux a une porosité plus grande (42%) que le sable NE34 (38%), mais les distributions de la taille des pores sont assez similaires et ne sont pas beaucoup influencées par la forme des grains.

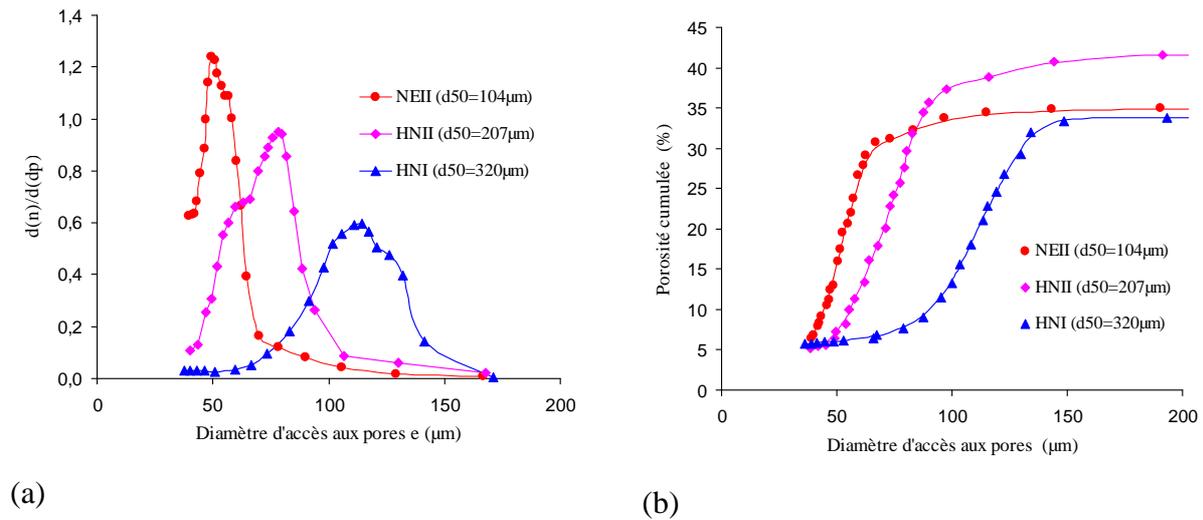


Figure 2-8 – Effet de la taille des grains sur la distribution de la taille d'accès aux pores

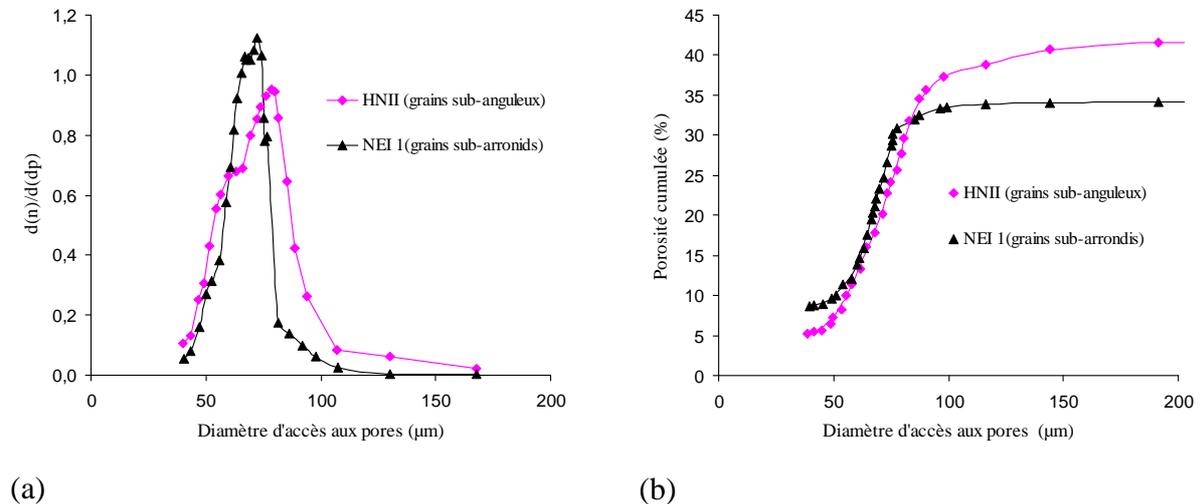


Figure 2-9 – Effet de la forme des grains sur la distribution de la taille d'accès aux pores

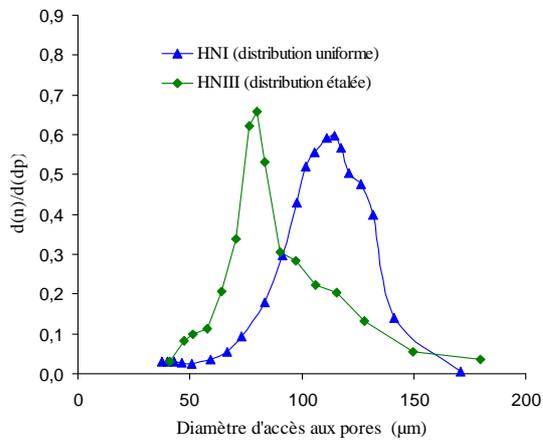
Effet de l'étalement de courbe granulométrique

Comme on l'a montré sur la Figure 2-2 et dans le Tableau 2-1, les sables HN31 et HNM (ou respectivement HNI et HNIII) ont le même d_{50} et la même forme de grains, tandis que la courbe granulométrique du sable HNM est plus étalée que celle du sable HN31 (coefficient

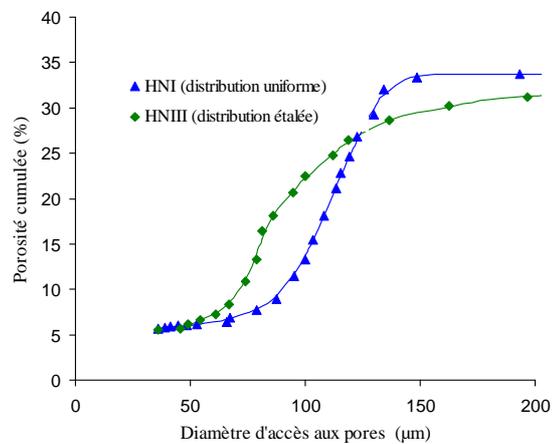
d'uniformité égal à 1,28 pour HN31 et 2,25 pour HNM). La comparaison des distributions de la taille des pores, présentée sur la Figure 2-10, montre une taille médiane de pores plus grande pour le sable HNI (granulométrie uniforme). Une granulométrie uniforme donne également une porosité plus grande.

Effet de l'indice de densité

La Figure 2-11 présente une comparaison entre la distribution de la taille des pores pour le sable de Fontainebleau à trois indices de densité différents (0,50, 0,70 et 0,90). Le résultat montre une très bonne cohérence entre la taille des pores et l'état de densité. Plus le sable est lâche et plus la taille médiane des pores est grande. La distribution partielle est également plus étalée pour des densités plus faibles.

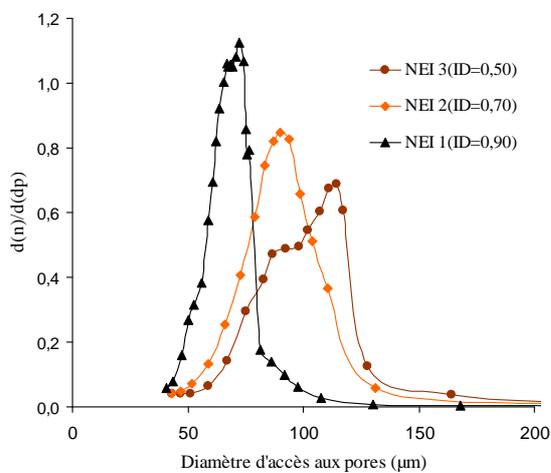


(a)

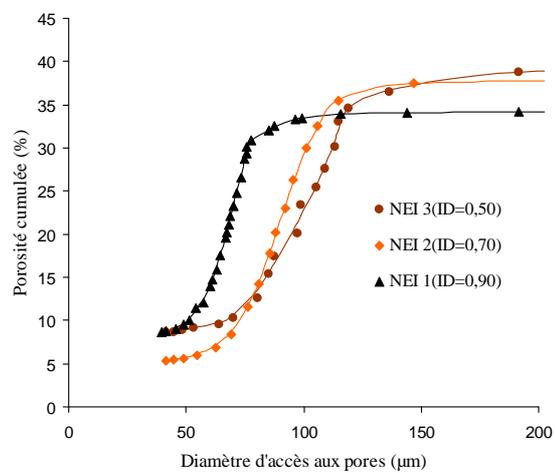


(b)

Figure 2-10 – Effet de l'étalement de la courbe granulométrique sur la distribution de la taille d'accès aux pores



(a)



(b)

Figure 2-11 – Effet de l'indice de densité du sable sur la distribution de la taille d'accès aux pores

2.3.5 Porosimétrie au mercure

La porosimétrie au mercure (Figure 2-12) permet de mesurer la porosité et la distribution de la taille d'accès aux pores des matériaux consolidés. La porosimétrie au mercure repose sur le caractère non-mouillant du mercure. L'essai est réalisé dans un milieu poreux sous vide, en appliquant des paliers de pression croissants pour atteindre les pores les plus petits. Si on assimile ce milieu poreux à un ensemble de tubes capillaires, on relie la pression d'entrée du mercure au rayon d'un capillaire par la loi de Jurin présentée dans l'équation (2.1), tel que d_p est le diamètre d'accès des pores, σ_s est la tension superficielle du mercure, θ est l'angle de contact du mercure et de la paroi du tube capillaire. La manipulation consiste à immerger sous vide dans un bain de mercure un échantillon déshydraté. On augmente alors la pression par étapes, en mesurant le volume de mercure introduit à chaque étape. L'appareil est programmé pour donner directement le volume poreux ou la porosité en fonction de la pression ou du diamètre d'entrée aux pores correspondant.

Dans cette recherche, nous avons utilisé la porosimétrie au mercure sur des échantillons, prélevés dans les éprouvettes près du point d'injection en fin d'essai. Cette technique a été utilisée lorsqu'il était difficile de prélever des échantillons de taille adaptée pour mettre en œuvre la technique « tensiométrique », et également lorsqu'il était possible d'avoir des échantillons suffisamment consolidés grâce aux particules collées sur les grains de sable formant ainsi un milieu assez cohérent.



Figure 2-12 – Dispositif de porosimétrie au mercure du Laboratoire Navier

2.4 Dispositifs et protocoles expérimentaux pour les essais d'injection en cellule, en colonne et en chambre d'étalonnage

Afin d'étudier le processus de transport et de dépôt des particules solides dans un milieu granulaire, trois types de dispositifs sont utilisés : La cellule d'injection et la colonne d'injection qui permettent de réaliser des injections unidimensionnelles, et la chambre d'étalonnage qui permet de réaliser des injections radiales bidimensionnelles afin de simuler des conditions similaires à celles des puits pétroliers.

2.4.1 Dispositif d'injection en cellule

2.4.1.1 Description du dispositif

La cellule d'injection est similaire à une cellule triaxiale classique. Les embases inférieure et supérieure sont de forme conique d'angle 45° (Figure 2-13). Cette forme permet d'avoir un écoulement vertical ascendant sur toute la surface de l'éprouvette. Chaque embase est équipée d'un disque poreux spécial. Chaque disque est constitué d'une grille perforée sur laquelle un tamis est installé. La grille a une épaisseur de 0,5 cm avec des perçages régulièrement espacés de 3 mm de diamètre. Cette grille a une porosité surfacique de 0,50. Elle possède une rigidité suffisante pour ne pas se déformer lors des sollicitations. Le tamis a une épaisseur de 0,15 mm et une maille de 80 μm . Ce tamis retient les grains de sable de l'éprouvette (dont la taille est supérieure à 80 μm), mais laisse passer les particules en suspension qui ont des dimensions beaucoup plus petites que la maille du tamis.

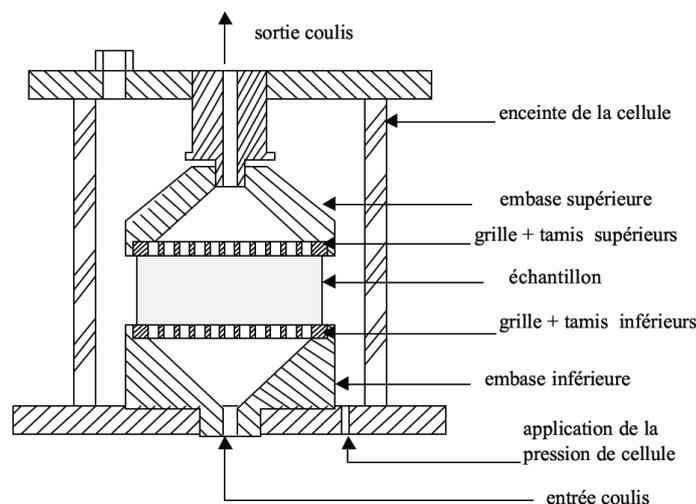


Figure 2-13 – Schéma de principe de la cellule d'injection (Saada et al., 2006)

La cellule est placée sur une balance Sartorius de type LP820P ayant une capacité de 8,2 kg et une précision de 0,01g. Cette dernière permet de mesurer la variation de la masse de la cellule en cours d'essai. La pression de confinement de la cellule et la pression d'injection sont mesurées à l'aide de capteurs de pression du type P9081-0002 (capacité de 1,5 MPa avec une précision de l'ordre de 1 kPa). Le débit d'injection est imposé par une pompe péristaltique équipée d'un afficheur indiquant la valeur du débit imposé. Le débit est également mesuré par un débitmètre (d'une gamme de 0 à 500 ml/min avec une précision de l'ordre de 0,1 cm³/s) installé à l'entrée de l'éprouvette. La concentration de l'effluent est mesurée grâce à un turbidimètre (gamme de 0 à 5000 NTU avec une précision de 0,1 NTU) préalablement étalonné.

La mesure de la turbidité permet, après un étalonnage préalable du turbidimètre, de déduire la concentration des particules fines en suspension dans l'effluent. La turbidité est définie comme l'expression de la diffusion et de l'absorption (par opposition à la transmission) de la lumière au travers d'un échantillon. Le taux de lumière diffusée et absorbée est proportionnel à la concentration en particules dans la solution. Plusieurs étalonnages de l'appareil ont été réalisés pour trois types de particules fines de différentes tailles médianes (3, 6 et 12 µm). La Figure 2-14 présente les courbes d'étalonnage du turbidimètre pour les différentes particules fines utilisées. La relation entre la concentration et la turbidité pour les différents types de fines utilisés est linéaire. On remarque une forte influence de la granulométrie des fines sur la position de la courbe d'étalonnage.

Les deux capteurs de pression, la balance, le débitmètre et le turbidimètre sont reliés à un micro-ordinateur via une carte d'acquisition et un multimètre (HP35970A). Un programme développé sous le logiciel d'acquisition Labview permet d'enregistrer l'ensemble des mesures et de les visualiser en temps réel (Figure 2-15 et Figure 2-16).

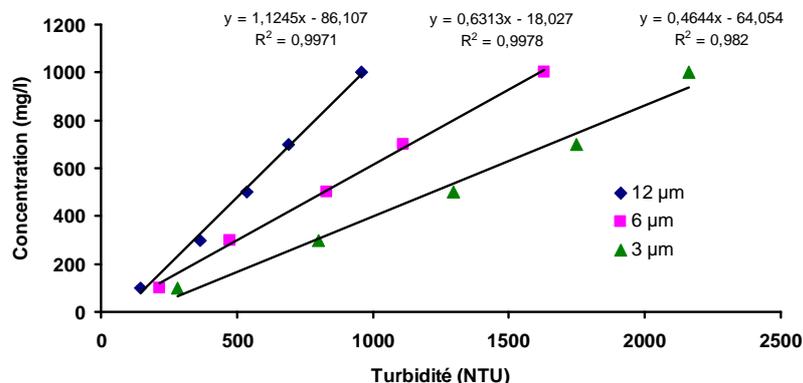


Figure 2-14 – Courbes d'étalonnage du turbidimètre pour différentes tailles de particules utilisées

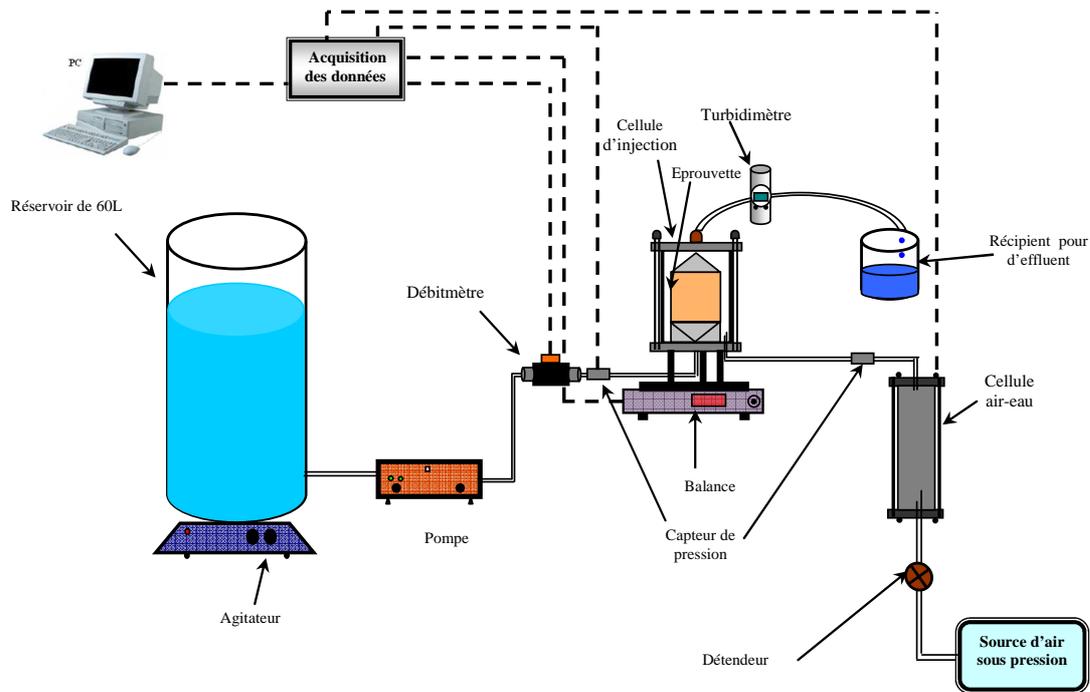


Figure 2-15 – Schéma fonctionnel du dispositif d'injection en cellule

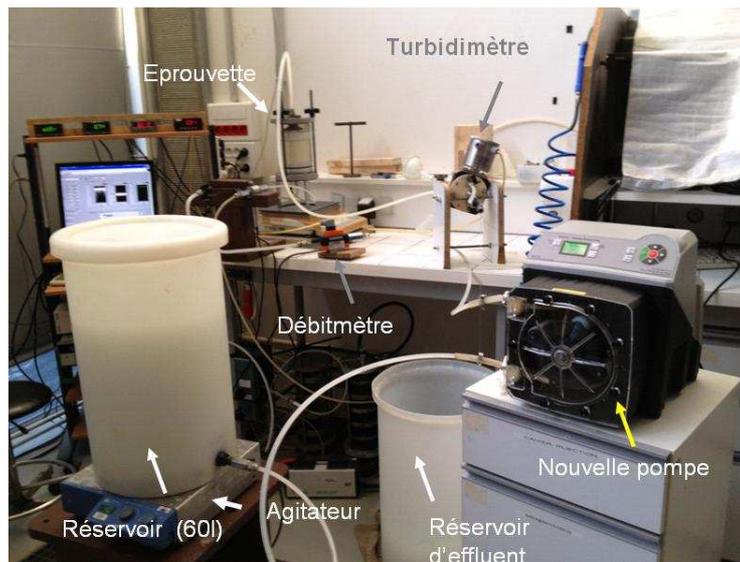


Figure 2-16 – Vue du dispositif d'injection en cellule

2.4.1.2 Procédure de l'essai

La réalisation de l'essai d'injection en cellule comporte six étapes principales à savoir la mise en place de l'éprouvette, sa saturation à l'eau désaérée, la mesure de la perméabilité initiale, la préparation et injection de la suspension et finalement le démontage de la manip.

Montage de l'éprouvette

Au début de chaque essai, on commence par installer et monter les différentes connexions, les deux capteurs de pression, le débitmètre, le turbidimètre, l'embase inférieure et le tamis.

Ensuite, on vient mettre en place une membrane en latex d'épaisseur 0,3 mm que l'on fixe avec un joint torique sur l'embase inférieure. Puis, on positionne le moule cylindrique de formage en deux parties sur lequel on rabat la membrane. On applique un vide entre la paroi du moule et la membrane afin de plaquer cette dernière contre le moule. On procède à la mise en place du sable par compactage à sec de quatre couches de 2 cm d'épaisseur chacune. Lorsque le moule est rempli, on met en place le tamis et l'embase supérieure sur laquelle on vient rabattre la membrane qui sera fixée à l'aide d'un joint torique. Le démoulage de l'éprouvette est effectué en appliquant un vide de -20 kPa. Une fois le moule enlevé, on peut augmenter la dépression dans l'éprouvette (ceci en respectant le fait que la valeur de la dépression ne doit jamais dépasser celle de la pression de consolidation qu'on souhaite appliquer à l'éprouvette). Après cela, on vérifie l'absence de fuite au sein de l'éprouvette.

À l'aide d'une bandelette de papier millimétré, on détermine le volume de l'éprouvette à partir des mesures de la hauteur de l'éprouvette en trois points disposés à 120°, et de la circonférence en haut, en bas et au milieu de l'éprouvette. Ensuite, on place l'enceinte de la cellule sur l'embase inférieure et on solidarise en serrant les trois tirants. On connecte la cellule à une arrivée d'eau afin de la remplir la cellule d'eau. Ensuite, on connecte la cellule air-eau (voir Figure 2-15) au robinet de la cellule (pour la pression de confinement), puis on ouvre le robinet de drainage inférieur, par incréments de 10 kPa et on augmente la pression de confinement par incréments de 20 kPa.

Saturation à l'eau de l'éprouvette

Cette phase comporte en deux étapes. La première consiste à faire circuler à travers l'éprouvette du dioxyde de carbone (CO₂) sous une pression de 15 kPa pendant 15 minutes. L'objectif est de chasser l'air présent dans l'éprouvette (non soluble dans l'eau) et le remplacer par le CO₂ (très soluble dans l'eau). La deuxième phase consiste à faire circuler par gravité environ 5 litres d'eau désaérée. La bonne saturation est vérifiée par la stabilisation de la pression d'injection et de la masse de l'éprouvette.

Mesure de la perméabilité initiale de l'éprouvette

Après avoir vérifié la saturation de l'éprouvette, on procède à une mesure de sa perméabilité initiale, en injectant de l'eau à débit contrôlé à l'aide d'une pompe d'injection. En connaissant la pression d'injection donnée par le capteur de pression et à l'aide de la loi de Darcy on peut déduire la perméabilité initiale k_0 de l'éprouvette.

Préparation et injection de la suspension

Lors de la préparation de la suspension, la masse de particules est déterminée selon la concentration souhaitée. On remplit le réservoir de 200 litres et on verse la masse correspondante de particules. Un malaxeur est installé ensuite dans le réservoir afin de maintenir un mélange homogène durant tout l'essai. Si l'essai nécessite plus de 200 litres de mélange, on prépare de petits volumes de mélange de 15 litres qui sont bien agités au préalable et versés dans le grand réservoir.

Avant de démarrer l'injection, tous les tuyaux de connexion doivent être saturés. L'acquisition des données et l'injection sont lancées simultanément. Le programme d'acquisition permet d'enregistrer et de visualiser en temps réel la pression de cellule, la pression d'injection, le débit d'injection, la masse de la cellule et la concentration du fluide à la sortie.

Démontage du dispositif et nettoyage des pièces

Quand la pression d'injection atteint la pression de cellule, l'essai doit être arrêté afin de ne pas liquéfier l'éprouvette. On procède ensuite au démontage et au nettoyage des différentes pièces et connexions qui ont été au contact de la suspension.

2.4.2 Dispositif d'injection en colonne

2.4.2.1 Description de la colonne

La Figure 2-17 présente un schéma du dispositif d'injection en colonne. Celui-ci est équipé d'un bâti qui permet de réaliser la pluviation du sable et de supporter le réservoir à sable. Le bâti est fabriqué de telle sorte que le réservoir de sable sur la traverse puisse être dégagé à la fin de la pluviation.

Le tube utilisé pour la réalisation de la colonne est en plexiglas, d'un diamètre intérieur de 8 cm, d'une épaisseur de 1 cm et d'une hauteur de 113 cm. Ce tube comporte cinq perçages espacés de 20 cm sur lesquels on installe des capteurs de pression (Figure 2-18). Le tube est équipé à ses extrémités d'embases qui se serrent sur celui-ci grâce à trois tiges filetées. Ces embases comportent des joints toriques qui assurent l'étanchéité avec le tube. Elles sont également équipées de robinets qui sont connectés avec les tuyaux d'entrée et de sortie du fluide. A noter qu'un espace de 0,5 cm est prévu en haute et en base de la colonne pour ajuster les embases inférieure et supérieure par serrage des tiges filetées (Figure 2-18).

2.4.2.2 Description du bâti d'essai

Le bâti d'essai est constitué d'un plateau inférieur équipé de deux colonnes et d'une traverse en partie haute, réglable en hauteur, qui permet de supporter le réservoir à sable. Cette traverse peut se déplacer en rotation, après mise en place du sable, pour dégager la partie supérieure de la colonne de sable. Le plateau inférieur est équipé d'une balance de 60 kg de capacité et de 1 g de précision, sur laquelle est positionnée la colonne, sur un support adapté.

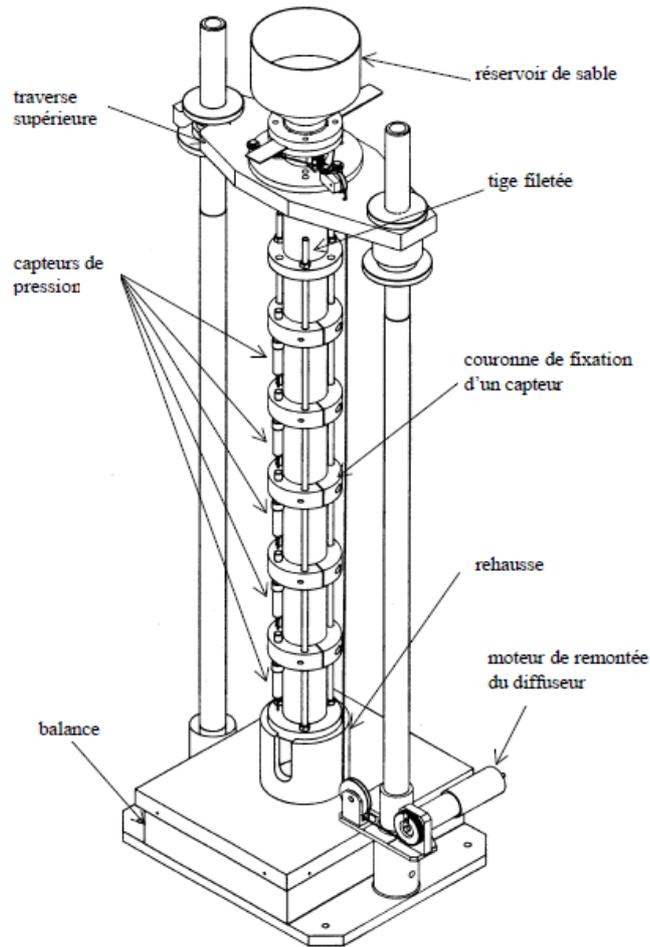


Figure 2-17 – Schéma du dispositif d'injection en colonne (Dupla et al., 2004)

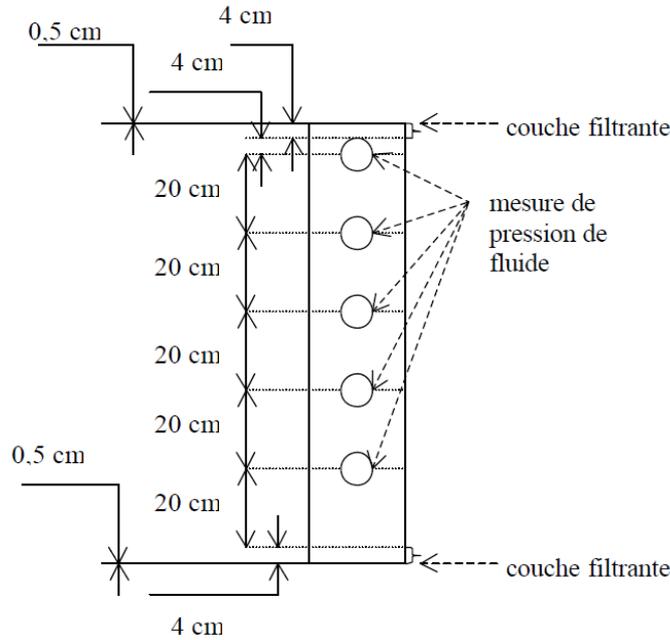


Figure 2-18 – Emplacement des capteurs de mesures sur la colonne en plexiglas (Dupla et al., 2004)

2.4.2.3 Acquisition des données et éléments de contrôle de l'essai

Le dispositif d'injection en colonne comporte un réservoir pour le mélange (eau + particules), une pompe péristaltique qui permet de garder le débit constant même si la pression d'injection augmente, une balance pour suivre l'évolution de la masse déposée, un débitmètre installé à l'entrée de la colonne, un turbidimètre installé à la sortie de la colonne pour mesurer la concentration en particules dans le fluide sortant, un capteur de pression à l'entrée de la colonne ainsi que cinq capteurs de pression positionnés le long de la colonne d'injection. L'acquisition des données est réalisée grâce à la carte d'acquisition (pour les mesures de masse) et un multimètre connecté à un micro-ordinateur. Un logiciel d'acquisition et de traitement de données (LabView) permet d'afficher en temps réel à l'écran les différents paramètres mesurés en fonction du temps au cours de l'essai. La Figure 2-19 présente un schéma fonctionnel de l'expérimentation d'injection de colonne.

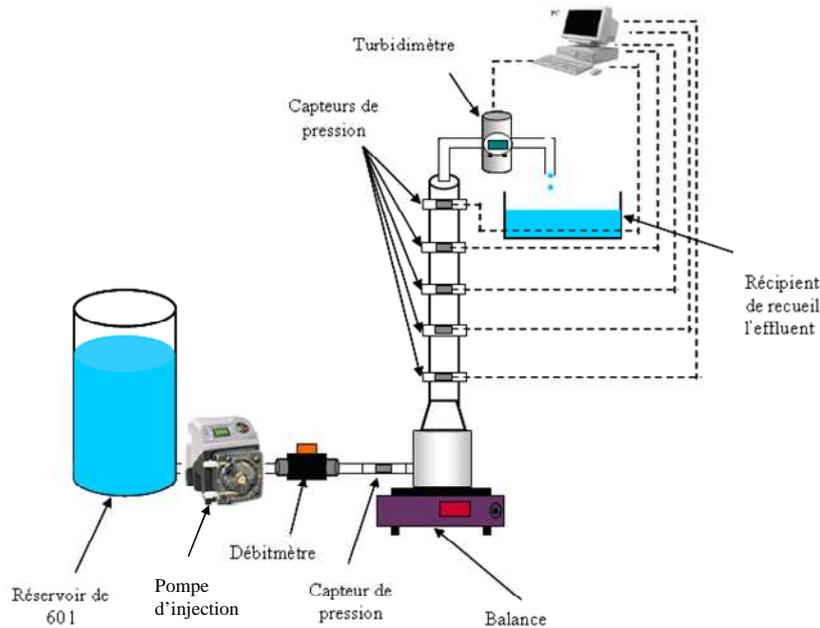


Figure 2-19– Schéma fonctionnel du dispositif d'injection en colonne

2.4.3 Procédure d'essai

2.4.3.1 Préparation de la colonne à densité contrôlée par pluviation à sec

La pluviation à sec est la méthode de reconstitution d'éprouvette en laboratoire qui peut être considérée comme la plus proche du processus de déposition naturelle. L'homogénéité des éprouvettes peut être contrôlée par différentes techniques : (injection de résine (Clayton et al., 1994; Kuo et Frost, 1996), tomodynamométrie (Thomson et Wong, 2008)). Hu et al. (2006) ont pu observer avec la technique d'Imagerie par Résonance Magnétique (IRM), que les éprouvettes réalisées par pluviation à sec sont uniformes, aussi bien dans la direction verticale que radiale.

Dans la technique de pluviation, le sable est mis en écoulement à partir d'un réservoir dont le fond est composé d'une grille d'une certaine ouverture. La densité voulue est atteinte en contrôlant la hauteur de pluviation (Vaid et Negussey, 1984) et l'intensité de déposition (Miura et Toki, 1982). La hauteur de pluviation est la distance verticale entre la surface inférieure du diffuseur du dispositif de pluviation et la surface du sable déjà déposé. Selon Kolbuszewski (1948), Vaid et Negussey (1984), Rad et Tumay (1987), Levacher et al. (1994), Dupla et al. 2003, Benahmed et al. (2004), la densité augmente avec la hauteur de pluviation pour atteindre un palier maximal. Afin de garder une hauteur de pluviation constante, il est nécessaire de relever constamment le diffuseur pendant la reconstitution du massif.

L'intensité de déposition est la masse de sable qui tombe sur une unité de surface par unité de temps. Elle est contrôlée par l'ouverture de la grille retenant le sable dans le réservoir. Pour

une même hauteur de pluviation, la densité de l'éprouvette augmente quand l'intensité de déposition diminue, c'est-à-dire quand l'ouverture de la grille diminue (Kolbuszewski, 1948; Miura et Toki, 1982; Vaid et Negussey, 1984; Rad et Tumay, 1987; Levacher et al, 1994; Benahmed, 2001).

On peut également noter qu'à surface d'ouverture égale, le débit de sable sortant peut varier en fonction du diamètre d'ouverture des trous de la grille : il est plus faible pour de petits diamètres. Lagioia et al. (2006) attribuent ce phénomène à l'effet de voûte entre les grains de sable.

2.4.3.2 Préparation de la colonne et mise en place du mélange à injecter

On procède dans un premier temps à la fixation de l'embase inférieure et des trois tiges filetées sur la colonne sur laquelle sont installés les cinq capteurs de pression. L'ensemble est placé sur le support en partie basse du bâti et au-dessus de la balance de 60 kg. Ensuite, les connexions des capteurs sont réalisées afin de permettre l'acquisition des données relatives aux pressions.

Un tamis est placé sur l'embase inférieure au niveau de l'orifice pour protéger celui-ci pour qu'il ne soit pas bouché par les grains de sable. Par la suite, deux couches de gravier de 2 cm chacune sont mises sur le tamis (voir Figure 2-22-a). Elles servent à la fois de zone de diffusion de la suspension (eau + particules) et à empêcher les grains de sable les plus fins de venir boucher l'orifice d'arrivée du fluide. La balance de 60 kg est par la suite tarée afin de mesurer la masse du matériau utilisée pour reconstituer la colonne de sable.

La mise en place du sable est réalisée grâce à la technique de pluviation. Le dispositif de pluviation de sable utilisé dans cette étude a été développé dans le cadre des travaux de recherche menés en partenariat avec la Fédération Nationale des Travaux Publics (FNTP) (Dupla et al., 2004). Le principe du processus de pluviation est schématisé sur la Figure 2-20. Le réservoir à sable est rempli avec une quantité supérieure à celle déterminée pour la constitution de la colonne, et ce afin d'assurer une alimentation continue en matériau sur toute la hauteur de la colonne. Le fond du réservoir est composé d'une grille percée de trous uniformément répartis. Le corps cylindrique permet l'écoulement du sable venant du réservoir vers un diffuseur (Figure 2-21). Ce dernier est constitué d'un double tamis. Le premier, dans la partie supérieure permet de casser les jets de sable venant du réservoir et le second permet de le diffuser sous forme d'une pluie uniforme sur l'ensemble de la surface. La vitesse de remontée dépend du débit de sable sortant du réservoir et est déterminée lors d'une phase préliminaire d'étalonnage. On ouvre ensuite la grille du réservoir à sable tout en démarrant le moteur qui fait remonter le diffuseur. La colonne de sable est remplie progressivement par pluviation tout en

maintenant constante la hauteur de pluviation (voir Figure 2-22-b). A la fin du remplissage de la colonne, on dégage la traverse supérieure et on aplanit la surface du sable. On réalise une pesée permettant d'obtenir la masse exacte du matériau mis en place dans la colonne. Ensuite, on met deux couches de gravier de 2 cm chacune et on met un tamis sur ces deux couches. Ces couches de gravier permettent, comme pour celles placées à l'entrée, d'empêcher les grains de sable de venir bloquer l'orifice de sortie situé dans l'embase supérieure. Enfin, on fixe l'embase supérieure de la colonne aux trois tiges filetées.

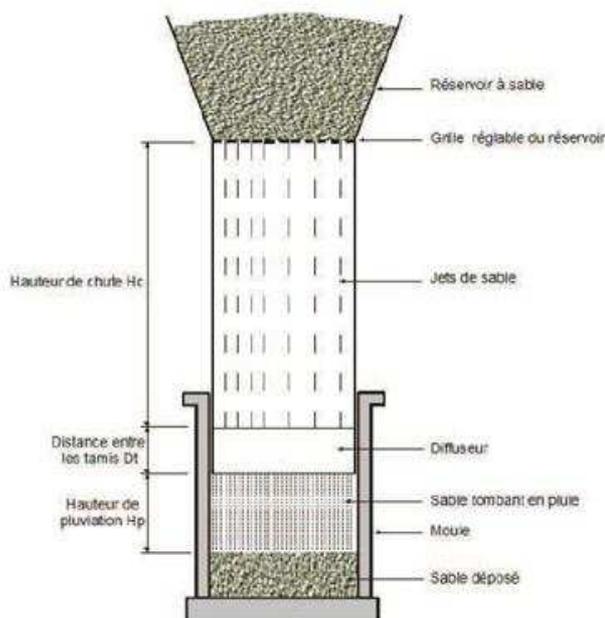


Figure 2-20 - Schéma de principe du processus de pluviation avec diffuseur (Benahmed, 2001)

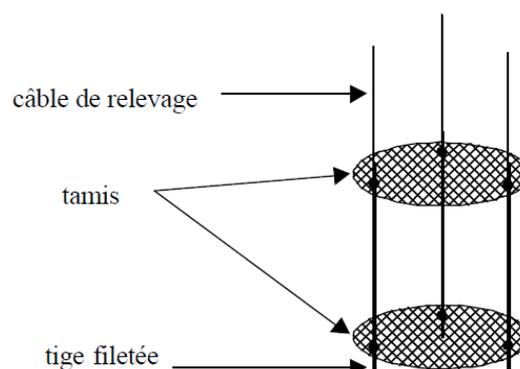


Figure 2-21 – Schéma de principe du diffuseur (Dupla et al., 2004)

Saturation de la colonne

La procédure est identique à celle décrite dans la partie 2.4.1.2.2. La Figure 2-22-c présente une vue du dispositif lors de la phase de saturation. Pendant cette phase, la masse de l'ensemble augmente jusqu'à la saturation totale de la colonne, pour laquelle on observe une stabilisation de la masse de la colonne.

Injection de l'eau propre et mesure de la perméabilité initiale

Après avoir saturé la colonne, on commence à injecter de l'eau propre à débit constant à l'aide de la pompe. Cette phase permet également de s'assurer du bon fonctionnement des différents capteurs et de mesurer la perméabilité initiale de la colonne.

Préparation du mélange à injecter

La préparation de la suspension pour réaliser un essai d'injection sur ce dispositif est similaire à celle mise en œuvre pour le dispositif d'injection en cellule décrit dans la section 2.4.1.2.4. Une fois le mélange réalisé, on procède à l'injection de la suspension à débit constant à l'aide de la pompe. Dix grandeurs sont mesurées et enregistrées au cours de l'essai : le débit, la masse filtrée, la pression d'entrée, les cinq pressions le long de la colonne et la turbidité du fluide à la sortie de la colonne.



(a) mise en place des couches de gravier

(b) mise en place du sable par pluviométrie

(c) saturation de la colonne à l'eau

Figure 2-22 – Procédures de montage de la colonne

Démontage du dispositif et nettoyage des pièces

Quand la pression d'injection atteint une pression d'environ 300 kPa, l'essai doit être arrêté. Lors du démontage de la colonne, des échantillons pris à différents endroits le long de la colonne sont mis à l'étuve afin de quantifier la quantité de particules présente dans chaque échantillon par une simple analyse granulométrique. On mesure ainsi le profil de la masse filtrée le long de la colonne. On procède ensuite au démontage.

2.4.4 Dispositif d'injection en chambre d'étalonnage

2.4.4.1 Description du dispositif d'injection radiale

Le mot *étalonnage* vient du fait que ce type de dispositif a été, à la base, développé pour étalonner les sondes d'essais *in situ*, telles que les pénétromètres. La chambre d'étalonnage a été développée au sein de l'équipe Géotechnique du laboratoire Navier (CERMES) dans le cadre d'une collaboration datant de 1989 entre l'université de Clarkson (Potsdam, USA, Prof. A.B. Huang), l'Université de la Louisiane (LSU, Baton Rouge, USA, Prof. M. Tumay) et le

CERMES (J. Canou). D'abord utilisé dans le cadre de la thèse de Dupla (1995) pour une recherche consacrée à l'application du pressiomètre cyclique à l'évaluation du risque de liquéfaction des sables, le dispositif a été ensuite progressivement complété pour étudier le comportement des pieux et micropieux dans le cadre des thèses de Francis (1997), De Gennaro (1999), Le Kouby (2003) et plus récemment de Weinstein (2008), Tali (2011) et Muhammed (thèse en cours). Il a aussi été utilisé pour étudier les mécanismes de vibrofonçage des pieux (thèse de Le Thiet, 2005).

Dans le cadre de la présente recherche, l'objectif du dispositif est de s'approcher au mieux des conditions de puits en générant un écoulement radial d'une suspension faiblement concentrée. Afin d'atteindre cet objectif, différents développements ont été réalisés par rapport à la configuration existante du dispositif. Ces développements permettent de simuler l'injection radiale de la suspension, à partir d'un forage central crépiné, à travers un massif de sable cylindrique confiné, initialement saturé en eau, avec un drainage périphérique et une récupération de la suspension à la sortie du massif par un collecteur équipé d'un turbidimètre.

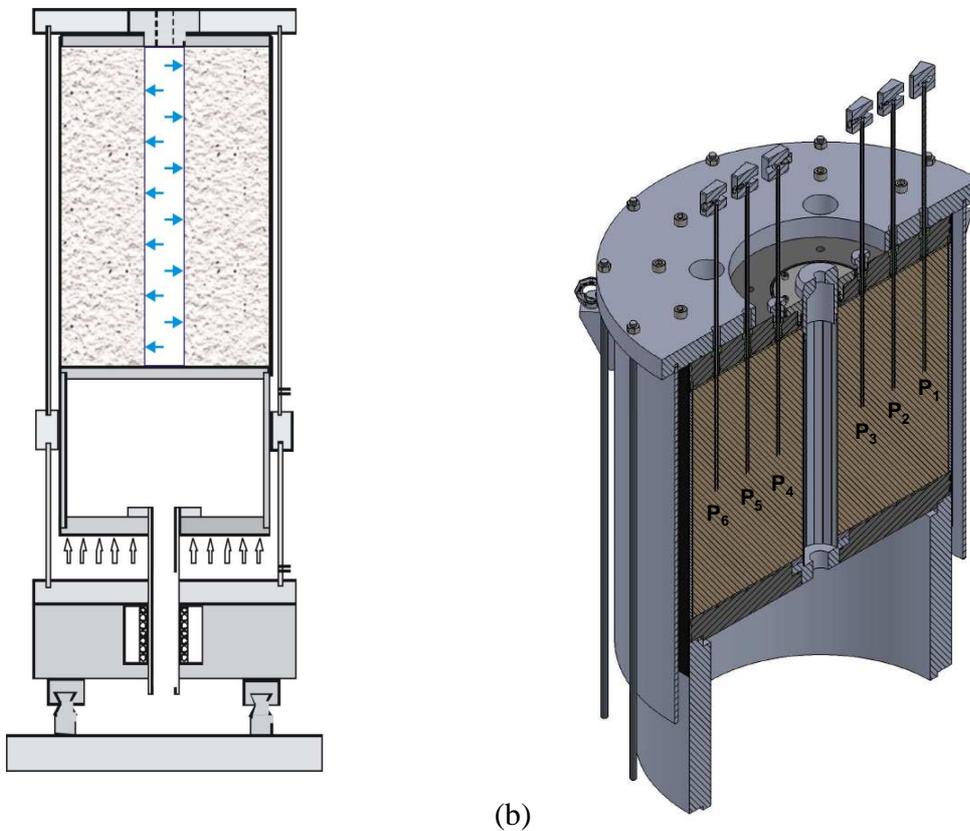
Le dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage permet de reconstituer, par pluviation (Bekki et al., 2013) ou par compactage de couches successives (présente étude), des massifs de sable de 524 mm de diamètre et de 700 mm de haut. Cette hauteur a été modifiée dans le cadre de ce travail (hauteur de 400 mm du massif) afin de favoriser l'écoulement radial et de minimiser les effets de gravité. Le dispositif d'essai est constitué par les éléments principaux suivants :

- un piston inférieur, qui permet l'application de la contrainte verticale ;
- une enceinte de confinement métallique pour l'application de la contrainte radiale;
- tube crépiné central fixé sur l'embase inférieure ;
- une embase supérieure et un couvercle.

L'application de la contrainte verticale se fait par la mise en pression de l'eau se trouvant dans la partie inférieure du piston, à l'aide d'une cellule air-eau (contrôle de la pression d'air par détendeur). La Figure 2-23 présente deux schémas (coupe schématique et vue en 3D) du dispositif d'essai. Le massif de sable est également équipé de tubes cylindriques installés dans le massif à mi-hauteur sur différents diamètres pour la mesure des pressions interstitielles (Figure 2-23-b).

Le massif de sable est reconstitué autour du tube crépiné. La Figure 2-24 présente une vue montrant la façon dont la crépine centrale est positionnée. Le tube crépiné utilisé dans la présente étude est le même que celui utilisé dans les puits pétroliers. Cette crépine a un diamètre de 60 mm et elle assure une longueur d'injection de 400 mm. Elle est recouverte par

un tamis de 80 μm afin d'empêcher les grains de sable de venir boucher ses trous. Le massif de sable est confiné dans une membrane en néoprène, une grille et un tamis de 80 μm . Ces deux derniers constituent le système de drainage périphérique du massif qui est destiné à récolter, en partie haute du massif, la suspension injectée (voir Figure 2-26). Le rôle du tamis de 80 μm est d'empêcher les grains de sable du massif de sortir tout en laissant passer les particules en suspension. Le massif de sable est surmonté d'une embase supérieure. Celle-ci comporte un trou central dans lequel est ajustée la partie supérieure de la crépine et 8 sorties d'eau (4 sorties destinées à la saturation du massif et 4 sorties destinées au drainage périphérique ; voir la Figure 2-27). Enfin le couvercle supérieur permet de solidariser l'ensemble à l'aide des tirants (Figure 2-28).



(a)

(b)

Figure 2-23 – Schéma du dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage après développement :

(a) coupe schématique ; (b) coupe 3D du dispositif



Figure 2-24 – Vue de la crépine centrale ajustée sur l'embase inférieure du manip

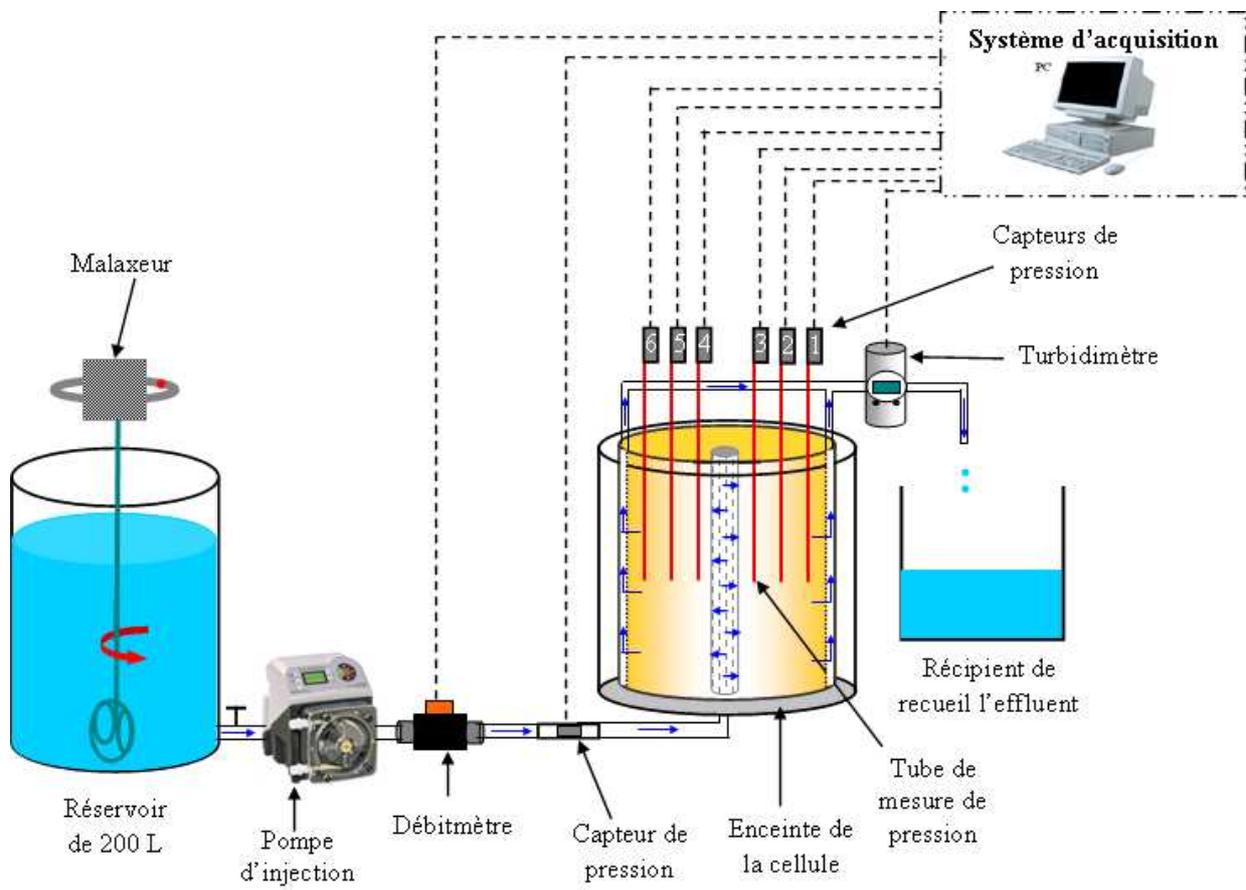


Figure 2-25 – Schéma fonctionnel du dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage

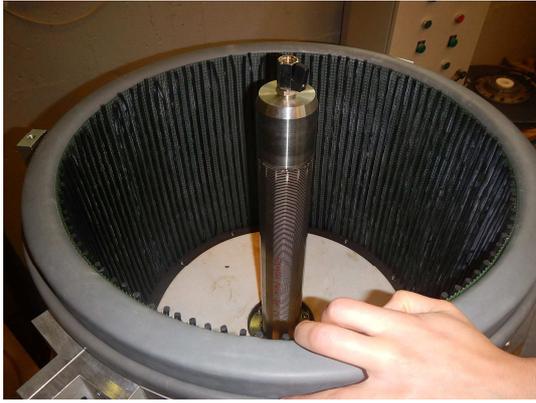


Figure 2-26 – Vue du système de drainage périphérique



Figure 2-27 – Vue de l'embase supérieure mise en place sur le massif

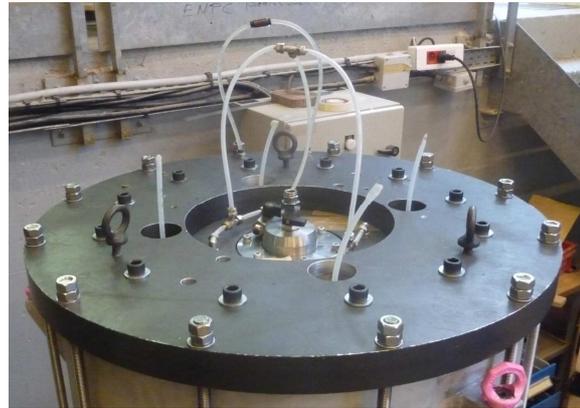


Figure 2-28 – Vue du couvercle de la chambre d'étalonnage installé sur l'enceinte de confinement

2.4.4.2 Procédure d'essai

La Figure 2-28 présente les principales étapes de montage pour la réalisation de l'essai d'injection radiale. On procède tout d'abord à l'installation de l'embase inférieure sur le piston puis on met en place et on fixe la crépine sur cette embase (Figure 2-29-a). Ensuite on met en place la membrane de confinement latéral et le moule de formage puis, on plaque cette membrane contre le moule par application du vide entre la membrane et le moule (Figure 2-29-b). Lorsque la membrane est bien plaquée sur le moule, on met en place le système de drainage périphérique (Figure 2-29-c) permettant de réserver un volume annulaire suffisant pour l'écoulement/drainage du liquide (collecteur en partie haute), sur lequel on vient plaquer un tamis fin de $80\ \mu\text{m}$, qui empêche les grains de sable d'être entraînés mais qui laisse passer les particules en suspension. On procède ensuite à la mise en place du sable autour de la crépine par compactage à sec de dix couches de 4 cm d'épaisseur chacune (Figure 2-29-d) ; la masse de sable utilisée pour obtenir un indice de densité de 0,90 est de 116 kg. Lorsque le massif a été reconstitué, on met en place l'embase supérieure sur laquelle on vient rabattre la membrane qui sera maintenue à l'aide de deux joints toriques (Figure 2-29-e). Le démoulage du massif est

effectué en appliquant un vide de -90 kPa (Figure 2-29-f). Une fois le moule enlevé, on peut augmenter la dépression dans l'éprouvette (ceci en respectant le fait que la valeur de la dépression ne doit jamais dépasser celle de la pression de consolidation qu'on souhaite appliquer à l'éprouvette). A la fin de cette étape, on vérifie l'absence de fuite au sein du massif. La présence d'une fuite est repérée par une baisse du vide à l'intérieur du massif. En cas de fuite, on applique une pâte de silicone au niveau des embases, qui sont des zones potentiellement sensibles. Ensuite, on place le couvercle sur la rehausse mise sur l'embase inférieure et on solidarise le tout à l'aide des douze tiges (Figure 2-29-h et Figure 2-29-i). On connecte la cellule à une arrivée d'eau afin de remplir l'espace entre l'enceinte et le massif, puis on applique simultanément la pression de confinement, la pression verticale dans le piston et on ouvre le robinet de drainage inférieur, par incrément de 20 kPa. Ensuite, on procède au fonçage des six tubes de mesure de la pression interstitielle, répartis sur différents diamètres à mi-hauteur du massif. Ces tubes sont équipés, en partie haute, par des capteurs de pression ((Figure 2-29-j). Un septième capteur de pression est installé près du point d'injection afin de mesurer la pression d'injection.

La procédure de saturation du massif est similaire à celle utilisée pour les dispositifs d'injection en colonne et en cellule. On procède tout d'abord à une circulation de dioxyde de carbone (CO₂) sous 30 kPa de pression pendant 15 minutes, suivie d'une circulation d'eau désaérée (quantité correspondant à environ trois fois le volume poreux du massif).

Après la saturation du massif on procède à l'injection de l'eau claire à débit constant afin de vérifier le bon fonctionnement du dispositif et de mesurer la perméabilité initiale du massif. Ensuite, on commence l'injection de la suspension préparée de la même façon que pour les autres essais d'injection décrits ci-dessus. L'injection est arrêtée quand la pression d'injection atteint la pression de confinement.



a – mise en place de la crépine



b – mise en place de la membrane de confinement latéral



c – mise en place du dispositif de drainage périphérique



d – mise en place du massif de sable



e – mise en place de l'embase supérieure



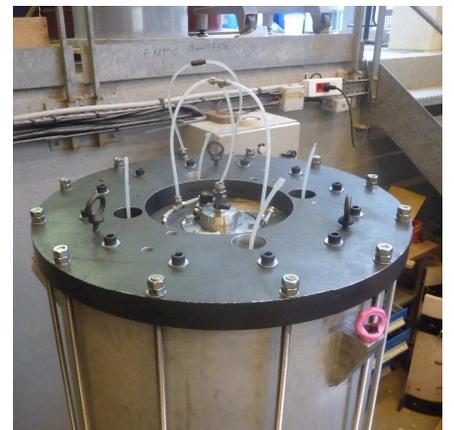
f - application du vide dans le massif et démoulage



g – vue du massif monté, sous vide



h – mise en place de l'enceinte de confinement latéral



i – mise en place du couvercle de la chambre d'étalonnage



j – installation des capteurs de pression interstitielle

Figure 2-29 – Procédure de montage pour la réalisation d'un essai d'injection radiale en chambre d'étalonnage

2.5 Conclusions

Le présent chapitre présente les caractéristiques des matériaux étudiés, ainsi que les techniques et les procédures expérimentales adoptées dans cette étude. Dans ce chapitre, nous avons mis en œuvre une technique expérimentale pour l'évaluation de la distribution de la taille d'accès aux pores d'un matériau granulaire (sable). Cette technique est basée sur l'évaluation des courbes de rétention d'eau par une méthode appelée « tensiométrique » et l'application de la loi Young-Laplace qui permet d'exprimer la succion en fonction du rayon d'accès aux pores. L'étude a porté sur l'influence de paramètres tels que la forme et la taille des grains, l'état de densité, l'étalement de la courbe granulométrie. Les tailles des pores varient généralement entre 30 μm et 150 μm . Les résultats montrent une augmentation de la taille médiane et de la taille maximale des pores avec l'augmentation de la taille des grains. Un effet similaire est également observé pour la diminution de l'indice de densité du sable de 0,90 à 0,50 qui résulte en une augmentation de la taille médiane des pores. La forme des grains, angulaire ou arrondie, n'a pas d'influence significative sur la distribution de la taille des pores. Cependant les résultats montrent une porosité plus grande et une taille médiane des pores légèrement plus grande pour le sable ayant des grains anguleux. L'étude de l'effet de l'étalement de la courbe granulométrique montre qu'une granulométrie uniforme donne une taille médiane des pores significativement plus grande par rapport à une granulométrie étalée. Une granulométrie uniforme donne également une porosité plus grande.

Dans le prochain chapitre, nous présentons l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus sur les dispositifs d'injection en colonne, en cellule et en chambre d'étalonnage, ainsi que l'analyse et les interprétations de ces résultats.

CHAPITRE 3. PRESENTATION ET ANALYSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

Sommaire

3.1	Introduction	72
3.2	Programme expérimental	72
3.3	Présentation et analyse des résultats expérimentaux d'injection	75
3.3.1	Résultats typique d'un essai en colonne d'injection	75
3.3.2	Résultats typique d'un essai d'injection en cellule	84
3.3.2.1	Phase d'injection d'eau propre	84
3.3.2.2	Phase d'injection de la suspension	86
3.3.2.3	Phase d'injection d'eau propre après colmatage	88
3.3.2.4	Evolution de la perméabilité pendant les trois phases.....	90
3.3.2.5	Evolution de la distribution de la taille d'accès aux pores.....	91
3.3.3	Etude paramétrique	92
3.3.3.1	Effet de la concentration en particules du fluide injecté	92
3.3.3.2	Effet du débit d'injection.....	99
3.3.3.3	Effet de la taille des particules injectées	102
3.3.3.4	Effet de la taille d'accès aux pores.....	105
3.3.3.5	Influence de la rugosité de la surface des grains	107
3.3.3.6	Effet de la contrainte de confinement	108
3.3.4	Essai d'injection radiale en chambre d'étalonnage	110
3.3.4.1	Analyse des résultats de l'essai d'injection.....	110
3.3.4.2	Analyse du massif après essai	112
3.4	Conclusions	116

3.1 Introduction

Parmi les points essentiels abordés dans les études expérimentales publiées sur le phénomène de colmatage d'un milieu poreux soumis à l'injection d'une suspension, on peut citer d'une part les effets liés aux caractéristiques du milieu poreux (i.e. taille des grains, densité), ou de la suspension (i.e. taille des particules, concentration), et d'autre part les effets liés aux conditions hydrauliques (i.e. vitesse ou débit d'injection, injection à débit ou à pression contrôlée). Ces études ont permis de mieux comprendre le phénomène de transport et de dépôt des particules et son effet sur la réduction de la perméabilité du milieu (Eylander 1988 ; Moghadasi et al. 2004 ; Wong et Mettananda, 2009). Cependant, le nombre d'études reste très limité, en particulier en ce qui concerne l'hétérogénéité du phénomène de transport et de dépôt notamment le processus de formation du cake à la surface du milieu ainsi que l'effet des paramètres qui contribuent à cette formation.

Le but de ce chapitre est de présenter l'étude expérimentale réalisée sur le processus de transport et de dépôt des particules solides d'une suspension injectée dans des éprouvettes de sable reconstituées. En particulier, on s'intéresse à l'hétérogénéité de ce processus, et à l'effet de certains paramètres sur le phénomène de colmatage et la diminution de la perméabilité du milieu. Dans ce chapitre nous présentons les résultats expérimentaux de différents essais réalisés sur différents dispositifs tels que la cellule d'injection, la colonne d'injection, et le dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage.

3.2 Programme expérimental

Le programme expérimental a été défini afin d'étudier l'influence de certains paramètres significatifs sur le processus de transport et de dépôt des particules solides dans un milieu poreux. Nous nous intéressons plus particulièrement aux effets de :

- la concentration en particules du fluide injecté ;
- le débit d'injection ;
- la taille des particules injectées ;
- la taille médiane des accès aux pores de la matrice granulaire ;
- la rugosité des grains ;
- la contrainte de confinement.

Deux dispositifs d'injection unidimensionnelles ont été utilisés à savoir la colonne d'injection et la cellule d'injection. L'étude expérimentale sur la colonne d'injection a pour but d'étudier l'hétérogénéité du processus via les profils de pression et de masse déposée le long de

la colonne. Le principal intérêt d'utiliser le dispositif d'injection en cellule est que pour ce dispositif les éprouvettes ($D = 8 \text{ cm}$, $H = 8 \text{ cm}$) représentent la zone d'entrée de la colonne, et les essais permettent une meilleure compréhension de ce qui se passe dans cette zone. Le deuxième avantage d'utiliser cette cellule est que la préparation des éprouvettes est plus facile, car plus courte que pour celles réalisées sur le dispositif d'injection en colonne, ce qui permet de réaliser des études paramétriques plus complètes.

Il existe d'autres paramètres significatifs sur le phénomène étudié comme l'étendue granulométrique. Dans cette étude on s'intéresse à une granulométrie uniforme donc c'est un paramètre qui est ignoré de notre champ d'observation. Dans ce travail nous avons testé deux coupures de sable de Fontainebleau (NE34 et NE0,1/0,16) et une coupure de sable d'Hostun (HN31) qui correspondent à trois tailles moyennes de pores (47, 75, 115 μm) (voir Figure 2-8). Nous avons choisi trois tailles de particules (3, 6 et 12 μm) (voir Figure 2-3). Les trois types de sables étudiés ont des distributions granulométriques uniformes. Dans

Tous les essais d'injection sont réalisés à débit constant (comme c'est généralement le cas lors de l'injection de l'eau de production dans le réservoir). Le choix de ce débit est basé sur la gamme des vitesses d'injection utilisées dans la technique PWRI, qui est souvent entre 1 et 100 m/j. Les concentrations en particules testées dans nos essais sont relativement élevées (0,01 à 2 g/l) comparées aux concentrations de l'eau de production qui sont généralement relativement faibles (<0,1 g/l). Dans ce programme expérimental, toutes les éprouvettes de sable ont été réalisées à un indice de densité $I_D = 0,90$ défini par :

$$I_D = \frac{e_{\max} - e}{e_{\max} - e_{\min}} \quad 3-1$$

Cette valeur de l'indice de densité correspond à un état dense de la matrice sableuse.

Le Tableau 3-1 présente les caractéristiques des essais réalisés sur le dispositif d'injection en colonne et le Tableau 3-2 présente les caractéristiques des essais réalisés sur le dispositif d'injection en cellule.

Tableau 3-1 – Caractéristiques des essais réalisés sur la colonne d'injection

Essai	D_{g50} (μm)	D_p (μm)	d_p (μm)	Débit (cm^3/s)	Vitesse (cm/s)	Vitesse (m/j)	Concentration (g/l)
N1	206	75	6	4,0	0,079	68,5	0,2
N2	206	75	6	4,0	0,079	68,5	0,5
N3	206	75	6	4,0	0,079	68,5	0,7
N4	206	75	6	4,0	0,079	68,5	1,0
N5	206	75	6	1,4	0,027	23,5	1,0
N6	206	75	6	8,0	0,159	137,5	1,0
N7	206	75	6	4,0	0,079	68,5	0,05
N8	206	75	6	4,0	0,079	68,5	0,03
N9	206	75	6	4,0	0,079	68,5	0,01

N: Test ; D_{g50} = diamètre moyen des grains ; D_p = diamètre moyen des accès aux pores ; d_p = diamètre moyen des particules injectées.

Dans cette étude, nous avons également réalisé un essai d'injection radiale en chambre d'étalonnage. L'objectif de cet essai est de s'approcher des conditions réelles existant en puits. Cet essai a été réalisé dans un massif de sable (Fontainebleau NE34) cylindrique confiné, dans lequel nous avons généré un écoulement radial à partir d'un forage central crépiné. Le massif de sable est reconstitué par compactage de dix couches ayant un indice de densité de 0,90 (soit une masse de sable de 116,9 kg). La suspension injectée contient des particules d'une taille moyenne de $12 \mu\text{m}$ avec une concentration en particules de 1 g/l. Cette concentration relativement élevée a été choisie afin d'accélérer le processus de colmatage. Le débit d'injection imposé dans cet essai est de $15 \text{ cm}^3/\text{s}$. Ce débit est équivalent à un débit de $1 \text{ cm}^3/\text{s}$ sur les dispositifs d'injection en cellule et en colonne (rapport de 15 par rapport à la surface d'injection du dispositif d'injection radiale ($S_{\text{inj}} = 753,6 \text{ cm}^2$) et celle du dispositif d'injection unidimensionnelle ($S_{\text{inj}} = 50,24 \text{ cm}^2$)).

Tableau 3-2 - Caractéristiques des essais réalisés sur la cellule d'injection

N°	Sable	D_{g50} (μm)	D_p (μm)	σ'_c (kPa)	d_p (μm)	Débit (cm^3/s)	Vitesse (m/j)	Concentration (g/l)
NE1	NE34	206	75	110	6	1,37	23,5	1,00
NE2	NE34	206	75	110	3	1,37	23,5	1,00
NE3	NE0,1/0,16	104	47	110	3	1,37	23,5	1,00
NE4	NE34	206	75	300	12	1,37	23,5	1,00
NE5	NE34	206	75	300	3	1,37	23,5	1,00
NE6	NE34	206	75	300	6	1,37	23,5	1,00
NE 7	NE34	206	75	300	3	1,37	23,5	0,50
NE 8	NE34	206	75	300	3	1,37	23,5	2,00
NE 9	HN31	320	115	110	3	1,37	23,5	1,00
NE10	NE34	206	75	300	6	3,0	51,5	0,10
NE11	NE34	206	75	300	6	4,0	68,5	0,10
NE12	NE34	206	75	300	6	7,0	102,9	0,10
NE13	NE34	206	75	300	6	8,0	137,5	0,10
NE14	NE34	206	75	300	6	10,0	171,6	0,10
NE15	NE34	206	75	300	6	12,0	205,9	0,10
NE16	NE34	206	75	300	6	4,0	68,5	0,10
NE17	NE34	206	75	300	6	4,0	68,5	0,07
NE18	NE34	206	75	300	6	4,0	68,5	0,05
NE19	NE34	206	75	300	6	4,0	68,5	0,03
NE20	NE34	206	75	300	6	4,0	68,5	0,01
NE21	BV	206	-	300	6	4,0	68,5	0,10

NE: Test ; D_{g50} = diamètre moyen des grains ; D_p = diamètre moyen des accès aux pores ; σ'_c = contrainte de consolidation isotrope ; d_p = diamètre moyen des particules injectées ;

3.3 Présentation et analyse des résultats expérimentaux

3.3.1 Résultat typique d'un essai en colonne d'injection

Dans ce paragraphe nous présentons en détail les résultats d'un essai typique (N1) réalisé sur le dispositif d'injection en colonne. Le principe de l'essai consiste à injecter, à débit constant ($4 \text{ cm}^3/\text{s}$) un fluide faiblement chargé ($C = 0,2 \text{ g/l}$) en particules solides ($6 \mu\text{m}$ de diamètre) à travers la colonne contenant le sable saturé. Une comparaison entre les distributions des dimensions des particules injectées, des accès aux pores et des grains de sable est présentée sur

la Figure 3-1. Cette figure permet d'avoir une idée sur les rapports entre ces grandeurs et plus particulièrement sur le rapport entre la taille des particules injectées et la taille d'accès aux pores. La colonne de sable a été préparée selon la procédure présentée dans la section 2.4.3. Avant la phase de l'injection de la suspension, une phase d'injection d'eau propre est réalisée. Cette phase a pour objectif de vérifier le bon fonctionnement du dispositif et de mesurer la perméabilité initiale de la colonne de sable qui, dans cet essai, est égale à $1,1 \times 10^{-4}$ m/s.

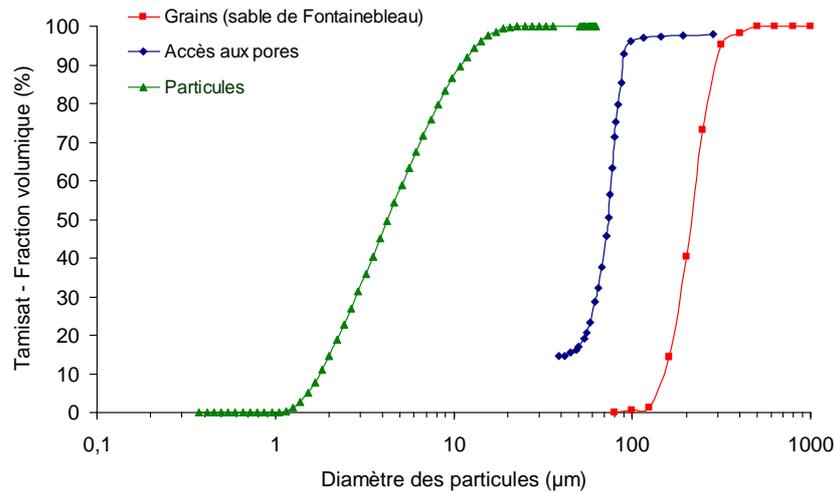


Figure 3-1 – Courbes granulométriques du sable de Fontainebleau et des particules injectées et distribution de la taille d'accès aux pores pour un indice de densité du sable $I_D = 0,90$

Les résultats de la phase d'injection de la suspension sont présentés sur la Figure 3-2 et la Figure 3-9. La Figure 3-2-a présente l'évolution des pressions enregistrées sur les cinq capteurs (le capteur à l'entrée de la colonne et les quatre capteurs le long de la colonne), en fonction de la masse de particules injectées. Cette dernière est obtenue à partir du produit entre le volume de fluide injecté et sa concentration en particules. Cette figure montre une légère augmentation des pressions jusqu'à une masse injectée d'environ 35 g, suivie par une augmentation significative de la pression d'entrée P_0 . La Figure 3-2-b présente un zoom sur l'évolution des pressions enregistrées par les quatre capteurs installés le long de la colonne. Cette figure ne montre pas de variations significatives des pressions pendant toute la durée de l'essai à l'exception du capteur P_1 installé à une distance de 20 cm du point d'entrée qui monte d'environ 30 kPa durant l'essai. Cela peut s'expliquer par un dépôt important à l'entrée de la colonne qui s'accroît après environ 12 heures d'injection. Ce dépôt diminue en s'éloignant du point d'entrée de fluide. Ceci est confirmé par l'observation d'un cake interne formé à l'entrée de la colonne en fin d'essai (Figure 3-3).

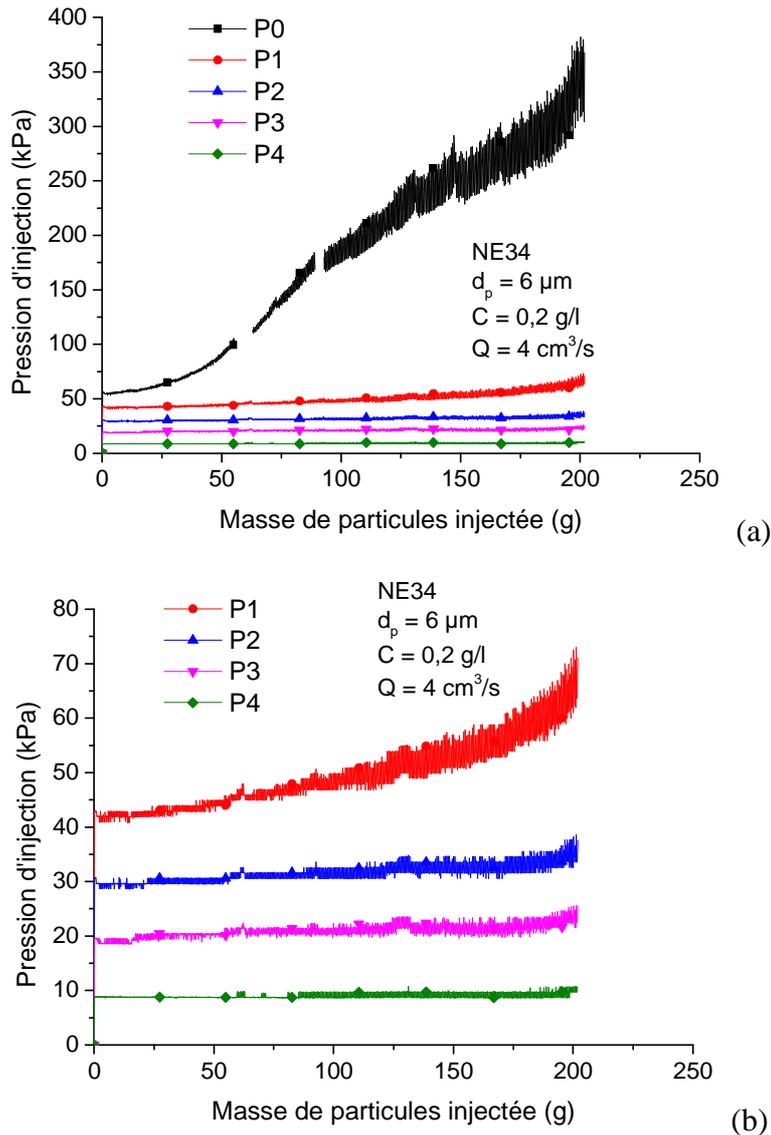


Figure 3-2 - Résultats typiques d'un essai (N1) réalisé sur le dispositif d'injection en colonne : (a) pression d'injection et pressions mesurées le long de la colonne ; (b) évolution des pressions le long de la colonne.

(essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

Ce cake interne a été observé au microscope électronique à balayage (MEB) sur un échantillon prélevé après essai (Figure 3-4). Sur ces images, on observe que les particules filtrées s'agglomèrent formant des ponts entre les grains de sable ou se déposent dans les irrégularités de la surface des grains. Ces observations sont similaires à celles de Todd et al. (1990) sur un échantillon de grès de Clashach après un essai d'injection de particules en suspension de $3 \mu\text{m}$ de diamètre avec une concentration de 10 ppm.

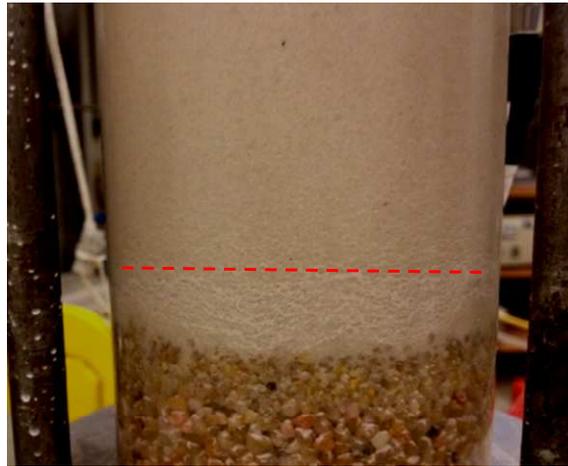


Figure 3-3 – Formation d'un cake interne de quelques millimètres après injection (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

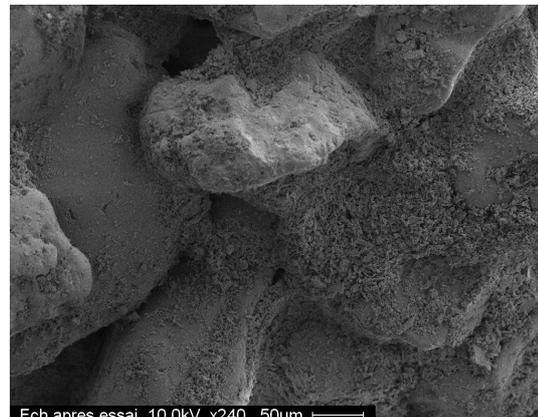
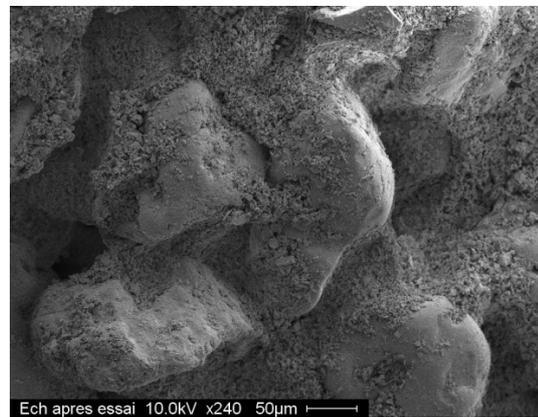
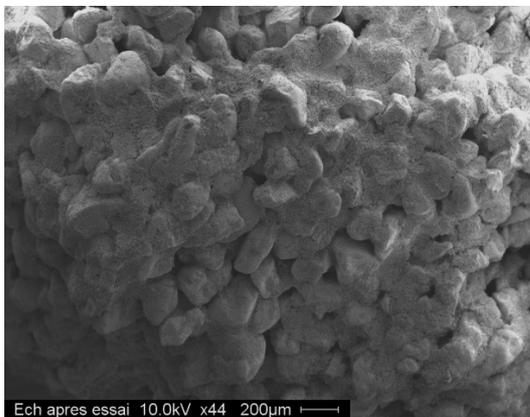


Figure 3-4 - Analyse du cake interne formé au cours de l'injection des particules - Observations au microscope électronique à balayage (MEB) sur le même échantillon à différents grossissements. (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

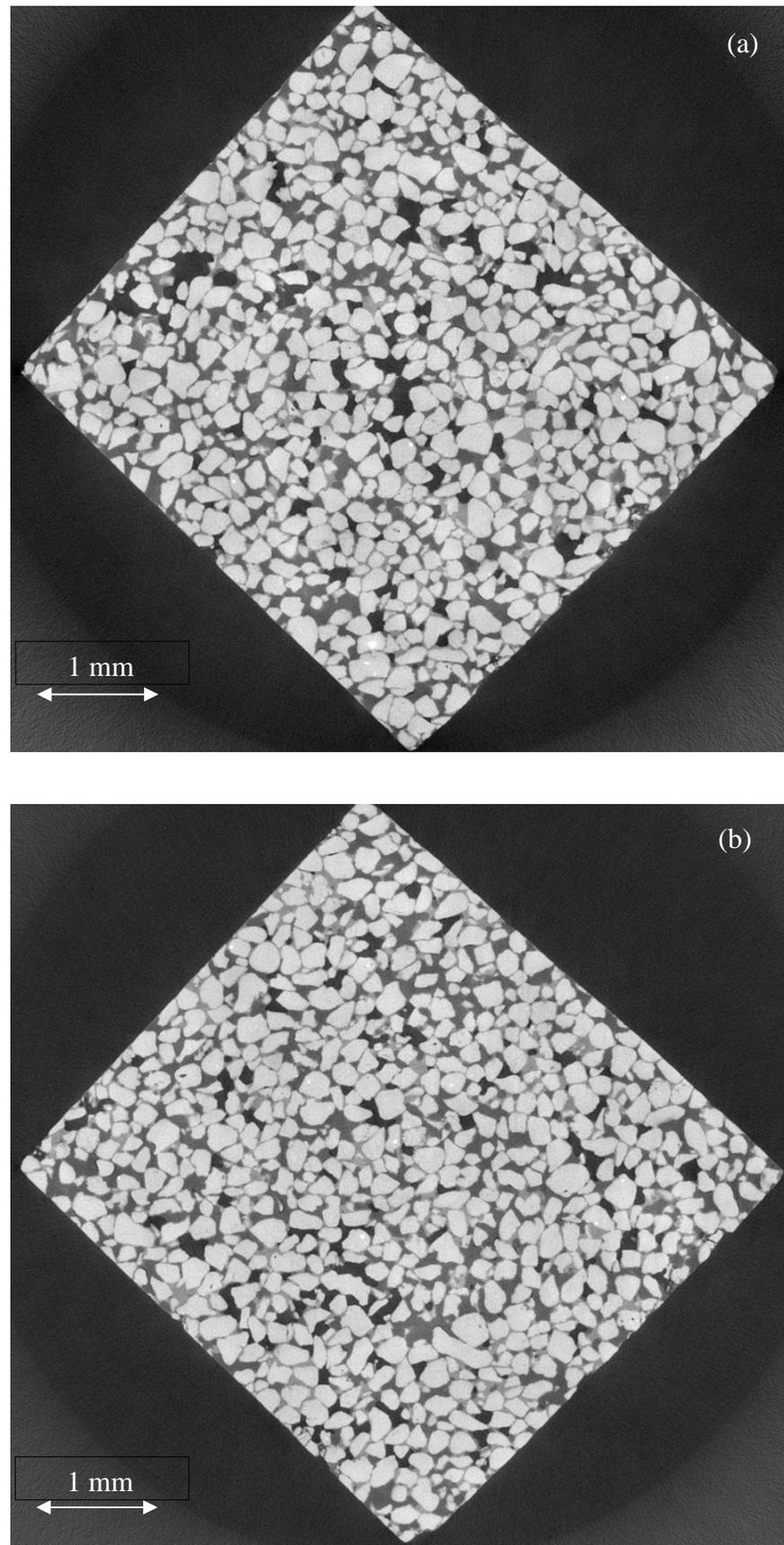


Figure 3-5 – Images d'un scan à la microtomographie d'un échantillon de cake interne, d'une forme parallélépipède ($2\text{cm}\times 0,5\text{cm}\times 0,5\text{cm}$), formé au cours de l'essai (essai N1 ; NE34, $d_p = 6\ \mu\text{m}$, $C = 0,2\ \text{g/l}$, $Q = 4\ \text{cm}^3/\text{s}$)

Un échantillon de cake, préalablement injecté d'une résine, d'une forme parallélépipède de 2 cm de longueur et de 0,5 cm de côté, a été observé au microtomographe à rayons X. La Figure 3-5 présente deux images obtenues. Sur ces images les grains de sable ont une couleur blanche, les zones grises foncées représentent la résine, les zones grises claires représentent les particules déposées et les zones noires représentent les pores du milieu. Les pores qui ne sont pas remplis sont les pores ayant une plus grande taille. L'analyse de ce type d'images peut nous donner une estimation de la taille des pores et de la porosité surfacique du milieu.

La Figure 3-6 présente l'histogramme de niveaux de gris dans l'image 3-5-a, évalué à l'aide d'un logiciel d'analyse d'image (ImageJ). Rappelons que les niveaux de gris varient entre 0 et 255, avec 0 pour les points noirs et 255 pour les points blancs. L'histogramme présente quatre pics dont celui le plus à droite de la courbe peut être attribué aux grains solides (éléments les plus clairs sur l'image). On peut également attribuer le pic le plus à gauche aux pores non-remplis par les particules solides qui représentent les zones les plus sombres de l'image et le deuxième pic à gauche peut être attribué aux pores remplis par la résine. En choisissant, de façon approximative, les limites de niveaux de gris 76, 133 et 174 respectivement pour la zone des pores non-remplis, la zone des pores remplis par la résine et celle des grains solides, on peut calculer les fractions de la superficie de l'image correspondant à ces zones. Les résultats, présentés sur la Figure 3-6 montrent que les pores non-remplis occupent 6% de l'image. Les pores remplis par la résine occupent 21,5% de l'image et les pores remplis par le dépôt des particules occupent 11,5% de l'image. La somme de ces trois parties, égale à 39%, est proche de la porosité initiale du sable, environ 37%. Cette analyse montre qu'environ 29% ($11,5/39$) du volume poreux du sable est rempli par les particules déposées, ce qui représente un état de colmatage avancé. Ceci est compatible avec l'augmentation rapide de la pression d'injection dans la phase finale des essais réalisés.

Une évaluation de la taille d'accès aux pores de ce cake interne a été réalisée par la technique de porosimétrie au mercure. On observe clairement deux familles de pores sur la courbe de distribution de la taille des pores présentée sur la Figure 3-7, mettant en évidence la formation d'un milieu à double porosité. La première famille de pores est composée par les grains et les particules solides déposées (diamètre moyen de $49\ \mu\text{m}$) et la deuxième famille correspond aux particules solides seulement (diamètre moyen de $0,8\ \mu\text{m}$). Ce résultat met en évidence une diminution de la porosité de 37% (porosité initiale) à 31%, ainsi qu'une diminution significative de la taille moyenne des pores (de $75\ \mu\text{m}$ à $49\ \mu\text{m}$). Des observations similaires ont été également rapportées dans les travaux de thèse de Benosman (2011).

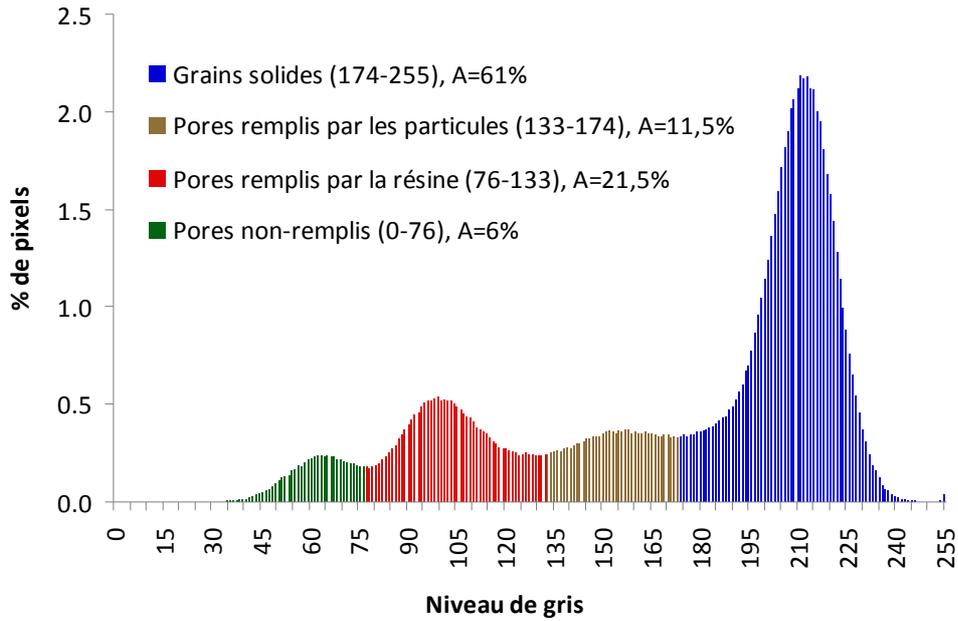


Figure 3-6 – Histogramme de niveaux de gris dans l'image 3-5-a
 (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

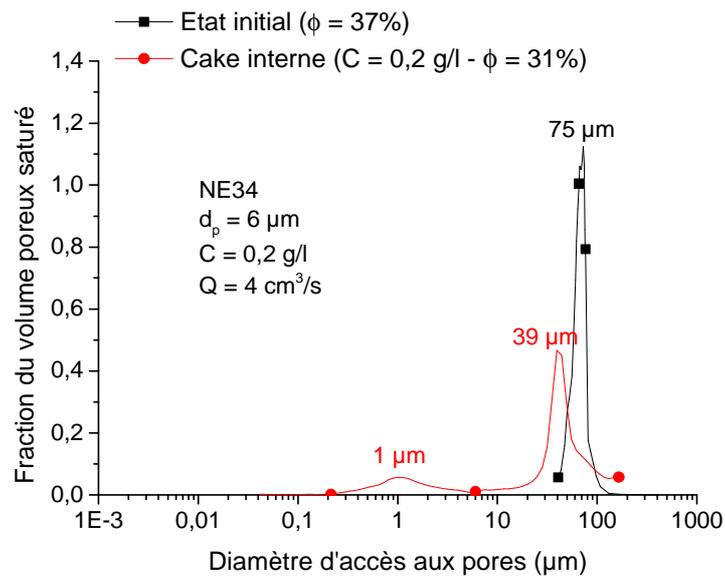


Figure 3-7 - Distribution de la taille d'accès aux pores du cake.
 (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

La Figure 3-8 présente l'évolution de la masse filtrée au cours de l'essai, mesurée à partir de la balance et comparée à celle déduite de la mesure du turbidimètre. Cette dernière est calculée à partir de la différence entre la concentration entrante et la concentration sortante, et par une simple intégrale sur toute la colonne. La masse de particules filtrée présente une augmentation linéaire sur toute la durée de l'essai. Notons ici que cette évolution ne permet pas d'évaluer l'hétérogénéité de dépôt étant donné qu'elle intègre toute la colonne de sable.

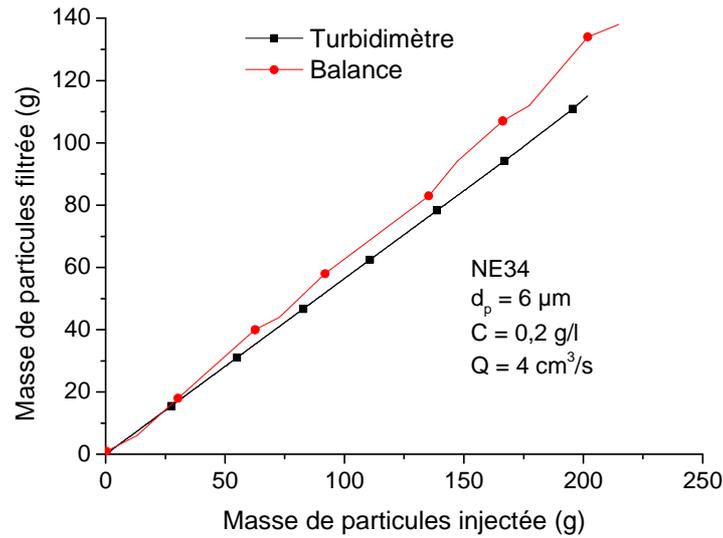
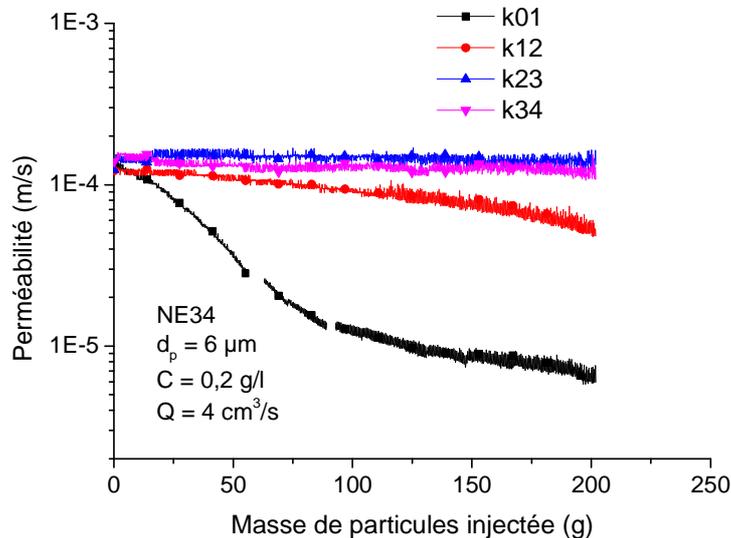


Figure 3-8 - Evolution de la masse filtrée (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)



(b)

Figure 3-9 - Evolution de la perméabilité des différentes tranches de la colonne (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

La Figure 3-9 présente l'évolution de la perméabilité pour les différentes tranches de la colonne au cours de l'injection de la suspension. Les perméabilités sont calculées à partir des pressions mesurées entre deux capteurs successifs (0-1, 1-2, 2-3 et 3-4) et à l'aide de la loi de Darcy. On observe une diminution significative de la perméabilité de la première tranche ce qui met en évidence un dépôt hétérogène concentré à l'entrée de la colonne. Une quantification par tamisage de la masse déposée sur les différentes tranches de la colonne en fin d'essai (Figure 3-10) a été réalisée afin de comparer le profil de la masse déposée à celui de la pression d'injection. Cette comparaison est présentée sur la Figure 3-11. Le profil de la masse filtrée montre un dépôt très important à l'entrée de la colonne et par conséquent une pression

d'injection plus élevée. On peut donc conclure qu'on a une très bonne cohérence entre les évolutions de la masse filtrée et celle de la pression d'injection.

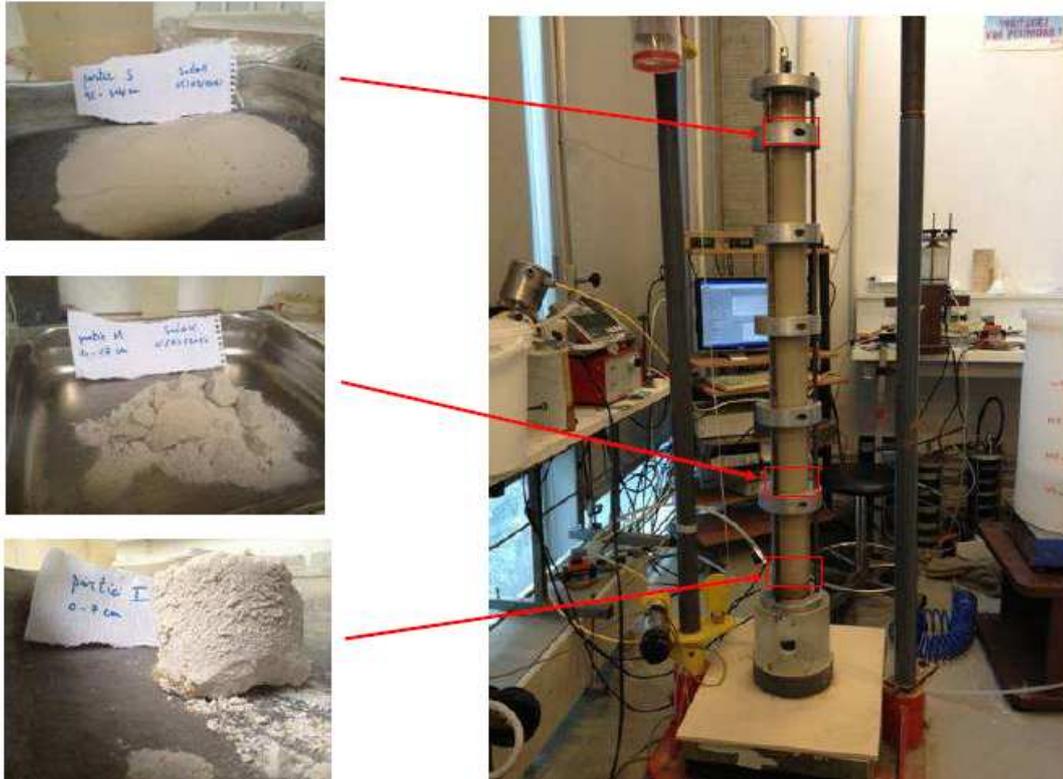


Figure 3-10 – Vues des échantillons prélevés à différents niveaux de la colonne après séchage à l'étuve (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

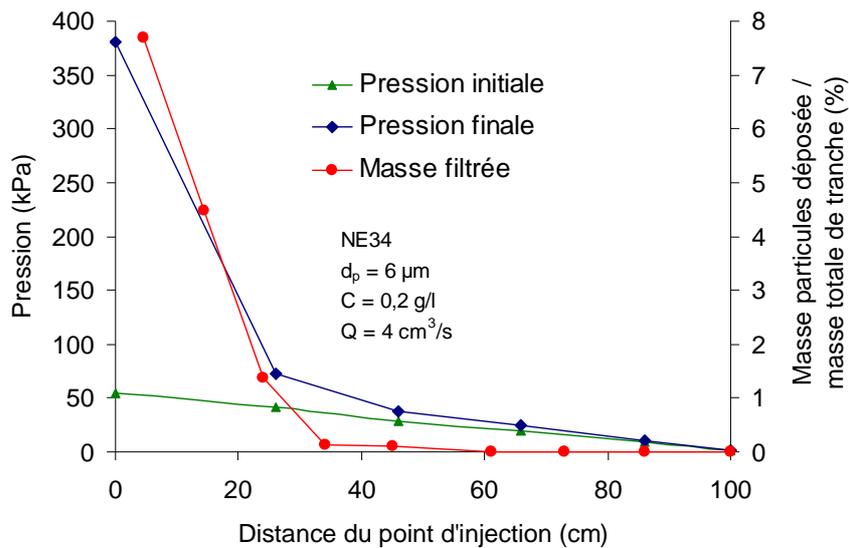


Figure 3-11 - Profils de la pression de fluide le long de la colonne (initiale et finale) et profil de masse de particules déposée en fin d'essai (essai N1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,2 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.2 Résultat typique d'un essai en cellule d'injection

Dans ce paragraphe nous présentons les résultats typiques d'un essai (NE1) réalisé dans le dispositif d'injection en cellule. Cet essai a été réalisé sur une éprouvette de sable de Fontainebleau (NE34) avec un débit d'injection de $1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$ et une concentration en particules ($d_p = 6 \mu\text{m}$) de 1 g/l . Cet essai comporte trois phases : la phase d'injection d'eau claire, phase d'injection de la suspension (i.e. colmatage) et la phase d'injection, à nouveau de l'eau claire (i.e. dé-colmatage).

3.3.2.1 Phase d'injection d'eau claire

Cette phase consiste à injecter de l'eau sans particules à débit constant ($1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$) (Figure 3-12) à travers l'éprouvette de sable de Fontainebleau (NE34), en utilisant une pompe d'injection permettant d'injecter à débit constant, afin de vérifier le bon fonctionnement des dispositifs (la balance, les capteurs de pression, le débitmètre et le turbidimètre). Les résultats de cette phase sont présentés sur la Figure 3-13. Les résultats montrent une légère fluctuation de la pression d'injection, due aux pulsations de la pompe d'injection, autour d'une valeur de $2,4 \text{ kPa}$ (Figure 3-13-a). On observe également une faible variation de la masse de la cellule autour de zéro, ce qui correspond bien à une phase d'injection d'eau (pas de particules) (Figure 3-13-b). La courbe de turbidité reste également stable autour d'une valeur correspondant à celle de l'eau (35 NTU , cf. Figure 2-14) pendant toute la phase (Figure 3-13-c). Cette phase permet également de mesurer la perméabilité initiale de l'éprouvette, qui est pour cet essai égale à $8,3 \times 10^{-5} \text{ m/s}$.

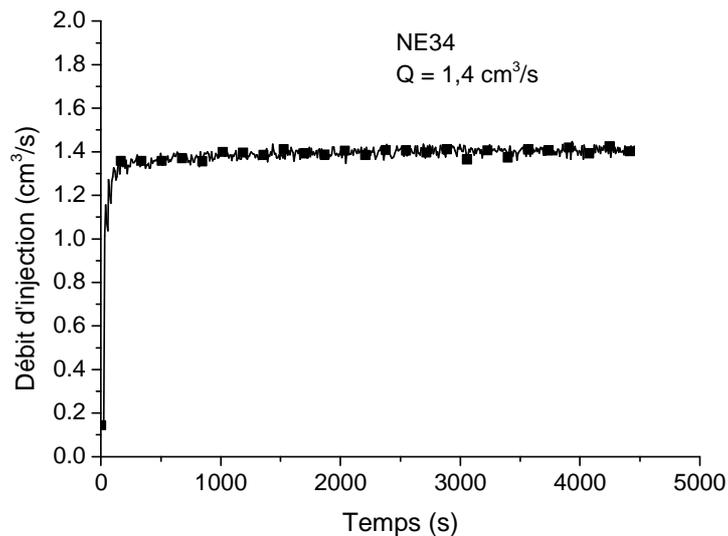


Figure 3-12 – Variation du débit d'injection durant la phase (1) d'injection de l'eau claire en cellule d'injection (essai NE1) (Cellule d'injection)

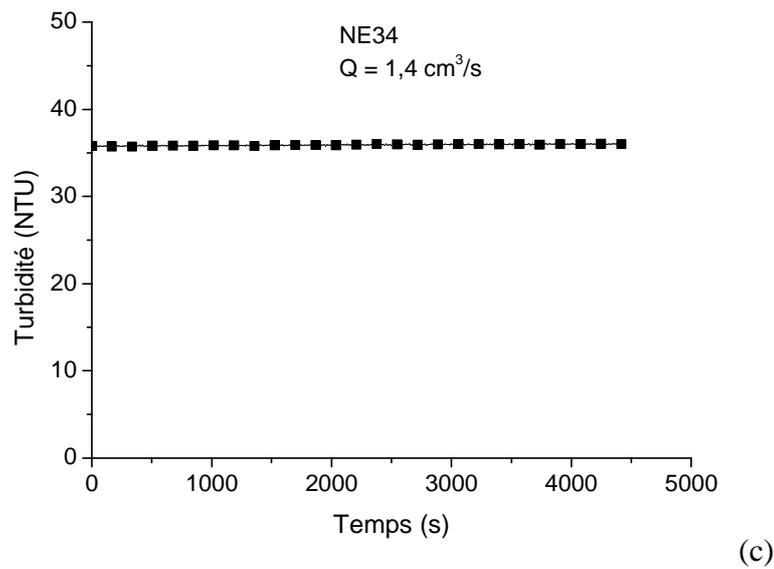
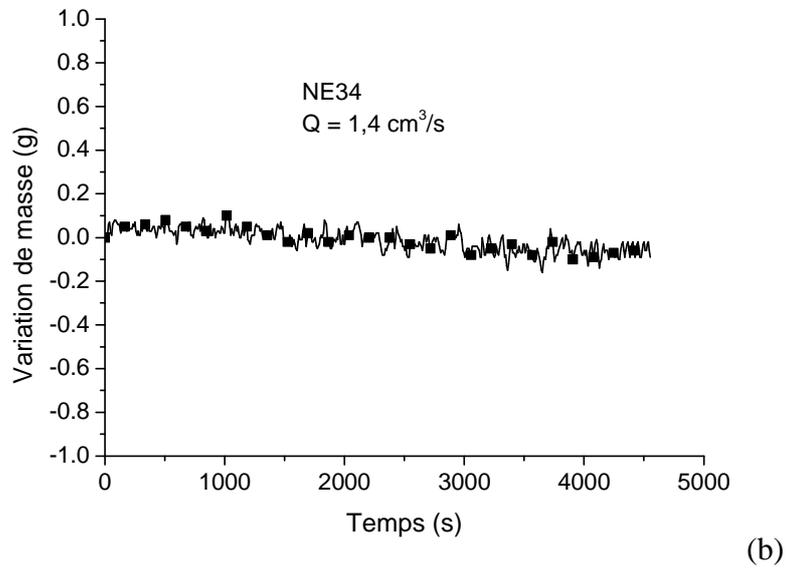
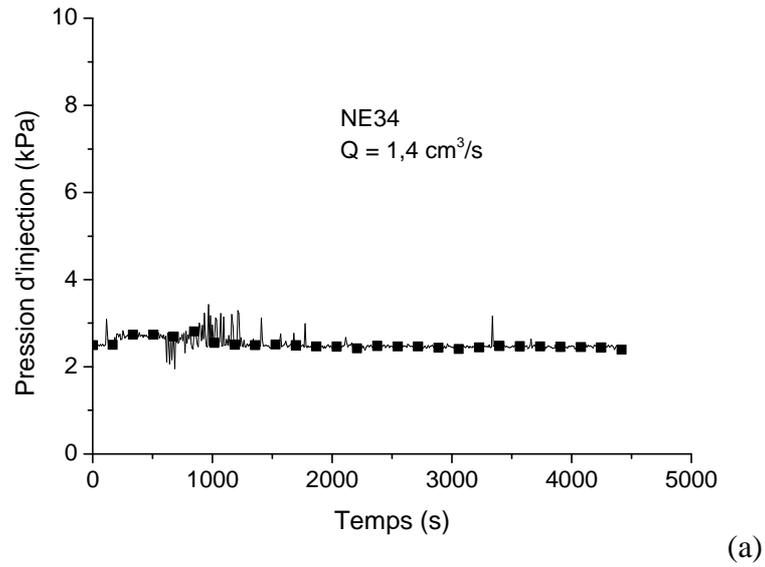


Figure 3-13 - Injection d'eau propre (phase 1) (NE1 ; NE34, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$) : (a) évolution de la pression d'injection ; (b) évolution de la masse de la cellule ; (c) évolution de la concentration de fluide sortant

3.3.2.2 Phase d'injection de la suspension

Cette phase consiste à injecter à débit constant ($1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$), à travers l'éprouvette un mélange d'eau chargée en particules avec une concentration de 1 g/l , maintenue constante durant l'injection. En imposant un débit constant durant l'essai (Figure 3-14), nous évitons le dépôt et le relargage de particules dû uniquement à des changements brutaux de débit de type « impulsion ».

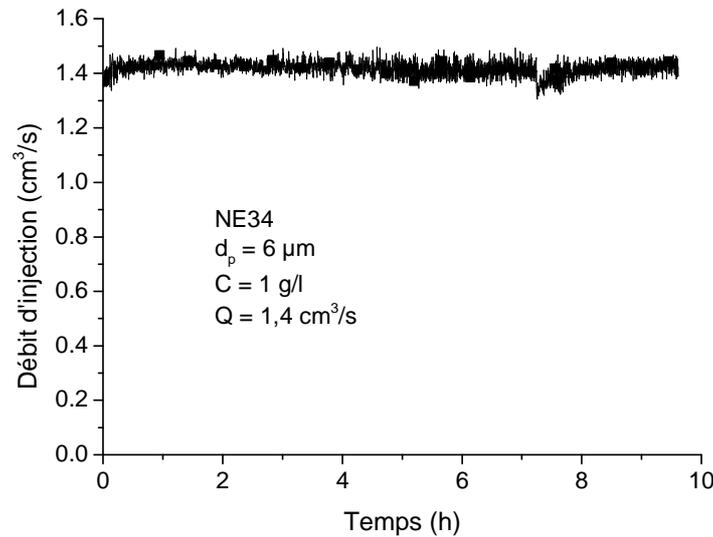


Figure 3-14 – Evolution du débit d'injection au cours de la phase 2 (NE1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

L'essai est arrêté quand la pression d'injection atteint la pression de confinement appliquée à l'éprouvette afin d'étudier toute instabilité par effondrement et/ou liquéfaction de l'éprouvette qui modifieraient la structure du milieu poreux. Les résultats concernant cette phase sont présentés sur la Figure 3-15. Il s'agit de la variation de la pression d'injection (Figure 3-15-a), de la masse filtrée (Figure 3-15-b), et le rapport entre les concentrations à la sortie et initiale (Figure 3-15-c) en fonction de la masse de particules injectée. La réponse en terme de pression d'injection (Figure 3-15-a) montre une valeur stable de la pression suivie par une augmentation significative jusqu'à atteindre la pression de confinement. La stabilisation initiale traduit le fait qu'on filtre les particules de façon relativement homogène le long de l'éprouvette. Cette phase correspond à une faible diminution de la perméabilité. Ce processus se poursuit et tend vers un colmatage à l'entrée de l'éprouvette, qui correspond à l'augmentation rapide de la pression d'injection. En revanche, la réponse en termes de masse filtrée (Figure 3-15-b) présente une croissance dès le début de l'injection. On rappelle que cette masse filtrée est mesurée sur la totalité de l'éprouvette.

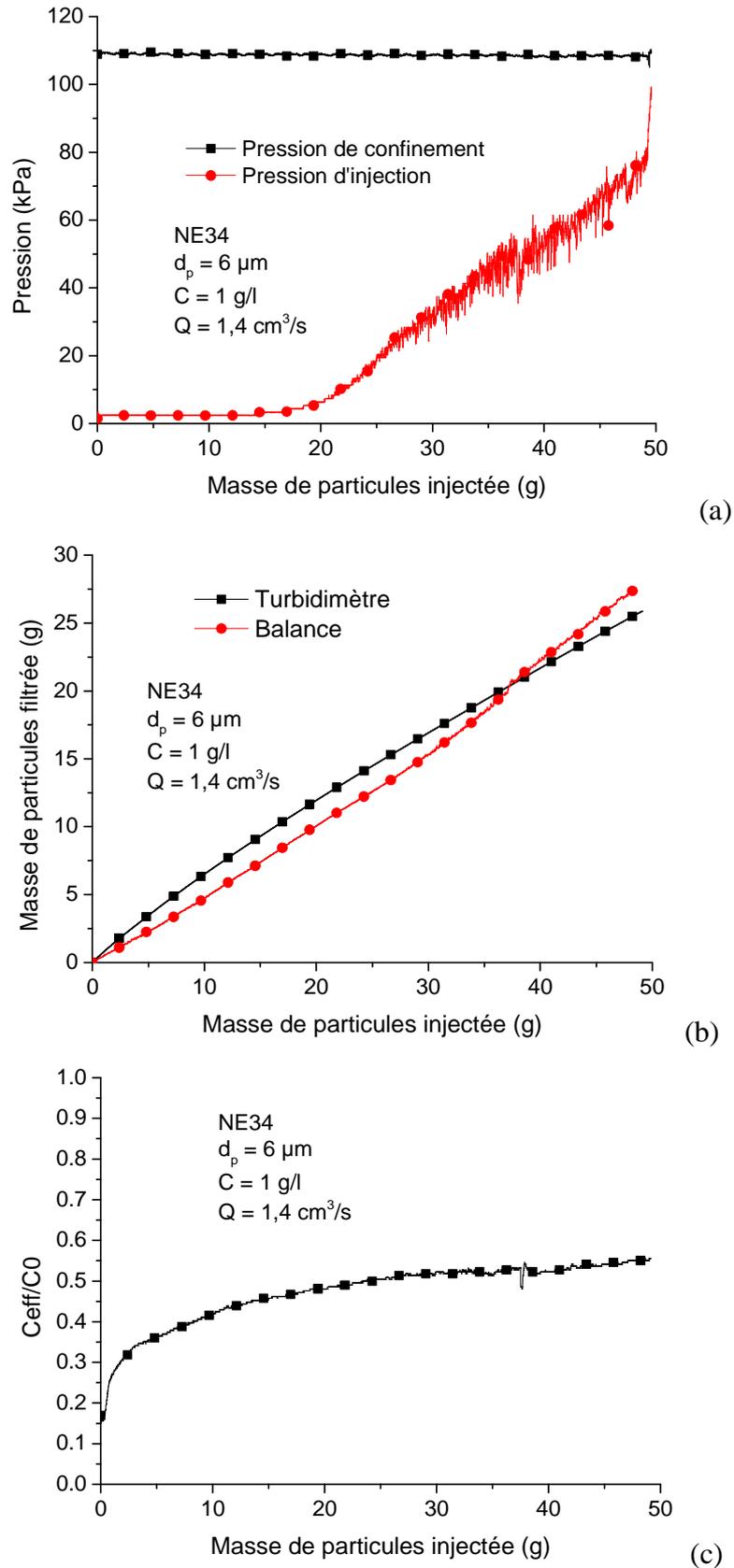


Figure 3-15 – Injection de la suspension (phase 2) : (a) évolution de la pression d’injection ; (b) évolution de la masse de particules filtrée ; (c) évolution de la concentration de fluide sortant (essai NE1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

Le suivi de l'effluent à la sortie de l'éprouvette à l'aide du turbidimètre permet d'obtenir la courbe de restitution des particules en suspension (Figure 3-15-c). Cette courbe montre une filtration d'environ 50% des particules injectée. Dans les essais à faible débit d'injection, la courbe de restitution prend certain temps au début de l'essai pour arriver à la concentration de fluide sortant. Cela est dû à un artefact de mesure donnée par le turbidimètre. En intégrant la courbe de restitution, on peut trouver la courbe de la masse filtrée (Figure 3-15-b). On remarque que les deux courbes sont proches ce qui démontre la bonne précision des mesures.

A partir de la courbe de la pression d'injection et à l'aide de la loi de Darcy, on peut tracer la courbe d'évolution de la perméabilité moyenne de l'éprouvette au cours de l'injection. Cette évolution est présentée sur la Figure 3-16. Cette figure montre une diminution de plus d'un ordre de grandeur de la perméabilité du milieu après injection de la suspension au cours de l'essai (10 heures d'injection).

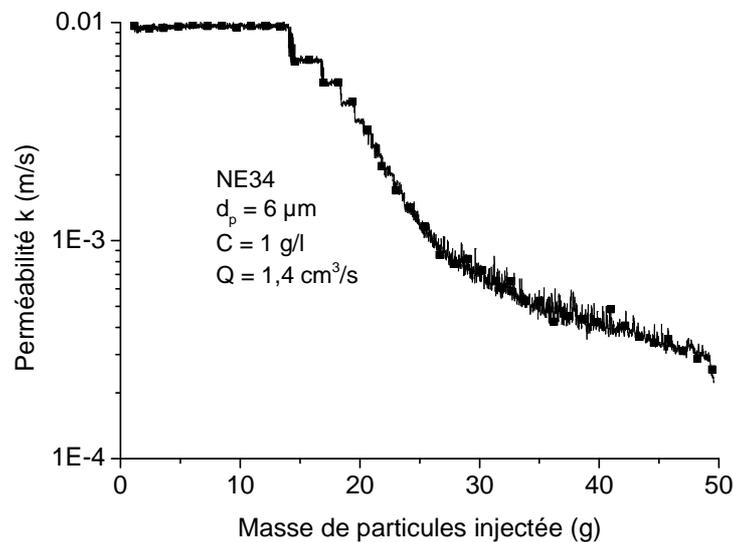


Figure 3-16 – Variation de la perméabilité pendant l'injection de la suspension (NE1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.2.3 Phase d'injection d'eau claire après colmatage

L'utilisation, à la fois, de l'eau de production et de l'eau claire est l'une des techniques utilisées par les ingénieurs de réservoir pour éviter le blocage de l'écoulement en ré-entraînant les particules déposées. De la même façon, on a injecté de l'eau claire après avoir atteint l'état de colmatage de l'éprouvette de l'essai NE1. Les résultats de la phase 3 sont présentés sur la Figure 3-17. L'injection se fait avec le même débit que celui utilisé dans les deux phases précédentes (Figure 3-17-c).

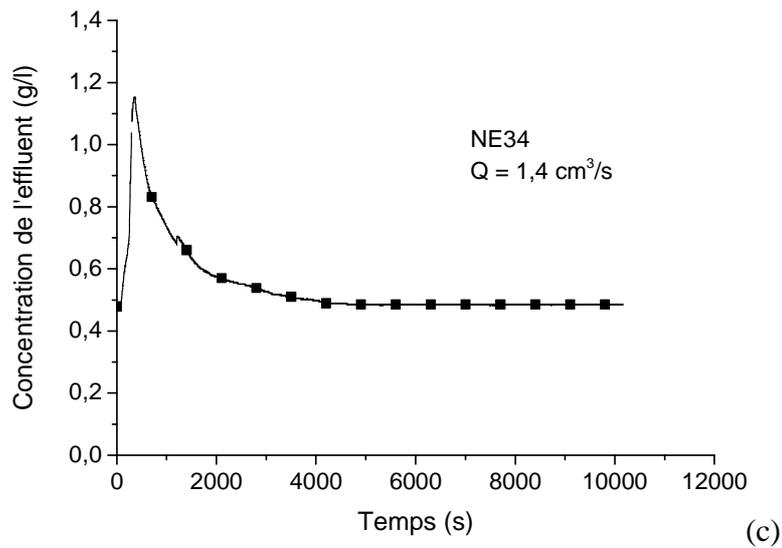
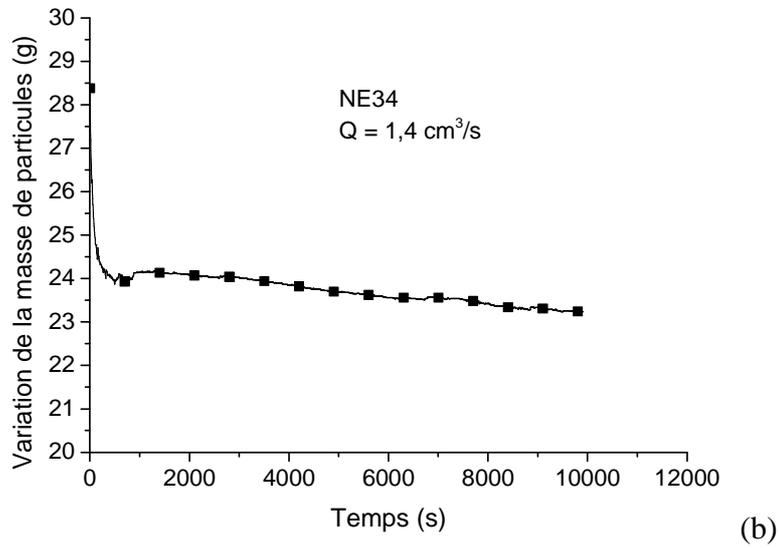
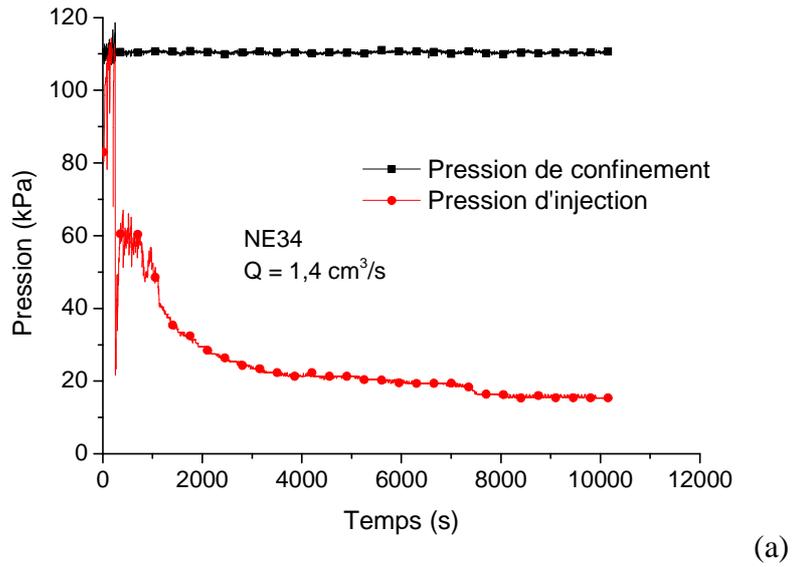


Figure 3-17 – Injection d’eau claire après colmatage (phase 3) : (a) évolution de la pression d’injection ; (b) évolution de la masse de particules filtrée ; (c) évolution de la concentration de fluide sortant (NE1 ; NE34, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

La variation de la pression d'injection (Figure 3-17-a) montre une diminution très rapide accompagnée par une diminution de la masse filtrée d'environ 5 grammes. Cette évolution s'explique par un relargage (entraînement) des particules déposées. On peut le vérifier aisément à la sortie par l'augmentation de la concentration en particules de l'effluent (Figure 3-17-d). Après ces variations rapides de la pression d'injection et de la masse filtrée, ces deux paramètres ne varient que faiblement par la suite.

3.3.2.4 Evolution de la perméabilité pendant les trois phases

On présente sur la Figure 3-18 une comparaison entre la perméabilité initiale de l'éprouvette, celle après colmatage et celle après injection de l'eau claire (dé-colmatage). Tout d'abord, en comparant la perméabilité à l'état initial avec la perméabilité après colmatage, on trouve que l'injection de la suspension (eau+particules) a réduit la perméabilité d'un ordre de grandeur (facteur 40). Ensuite, on observe que l'injection de l'eau claire après colmatage ne permet pas de retrouver la perméabilité initiale mais de regagner cependant un facteur 6 par rapport à l'état colmaté.

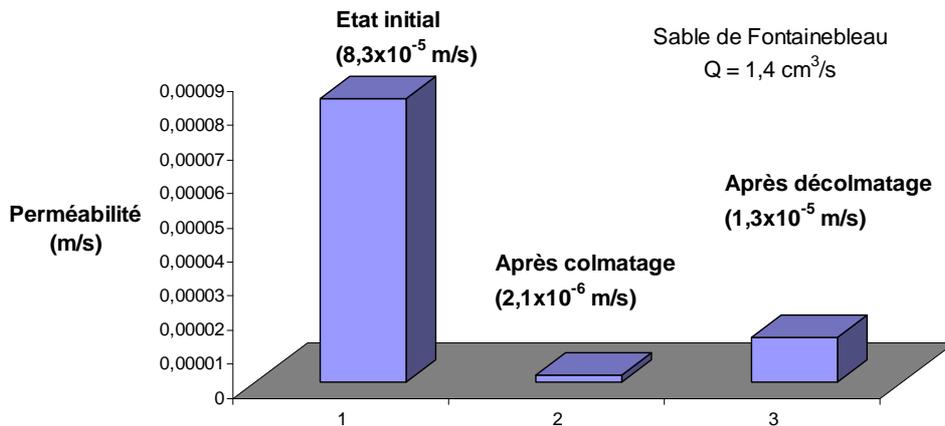


Figure 3-18 – Evolution de la perméabilité après les trois phases successives de l'essai (NE1 ; NE34, $d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.2.5 Evolution de la distribution de la taille d'accès aux pores

A la fin de l'essai NE4, un échantillon de 7 cm de diamètre et de 2,6 cm de longueur (Figure 3-19) a été prélevé pour effectuer un essai dit « tensiométrique » afin de mesurer la distribution de la taille d'accès aux pores après colmatage. Cette distribution a été comparée avec celle correspondant à l'état initial (avant colmatage) sur la Figure 3-20. Les résultats montrent une réduction de la taille moyenne des accès aux pores (de 75 μm à 40 μm), ainsi qu'une réduction de la porosité de 6%.



Figure 3-19 – Echantillon prélevé en bas de l'éprouvette pour évaluer sa distribution de la taille d'accès aux pores (essai NE4 ; NE34, $d_p = 12 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

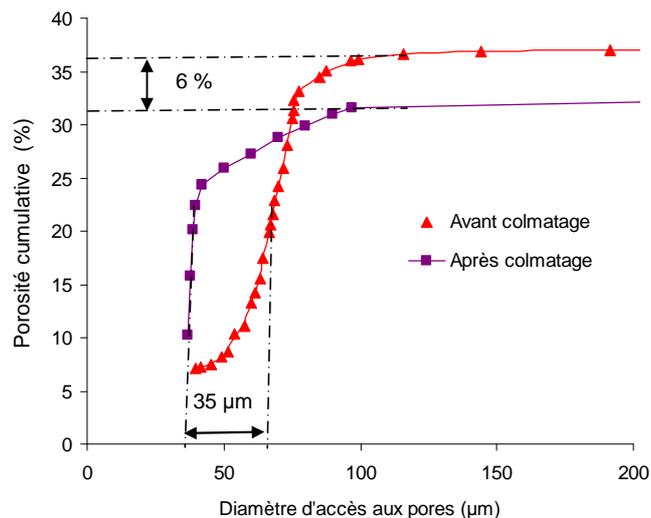


Figure 3-20 – Evolution de la distribution de la taille d'accès aux pores (NE4 ; NE34, $d_p = 12 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.3 Etude paramétrique

Ce travail expérimental vise à étudier l'effet des paramètres influençant le processus de transport et de dépôt des particules dans un milieu poreux saturé, tels que la concentration en particules, le débit d'injection, la taille des particules injectées, la taille des pores du milieu, la rugosité de la surface des grains et la contrainte de confinement. Dans la présentation des résultats expérimentaux, nous ne présenterons pas systématiquement l'évolution de la concentration d'effluent et l'évolution de la masse filtrée pour tous les essais. La mesure de ces deux paramètres est parfois difficile plus particulièrement pour les essais réalisés avec une faible concentration. Ceci est lié à la précision de la balance et du turbidimètre dans le cas d'une faible masse injectée et/ou retenue dans une longue durée.

3.3.3.1 Influence de la concentration en particules du fluide injecté

La concentration en particules de l'eau de production dans les réservoirs pétroliers est généralement très faible. Malgré cette faible concentration, on peut arriver à des états de colmatage très avancés après un certain temps d'injection, d'où l'importance de l'étude de ce paramètre.

Les recherches antérieures sur le phénomène de colmatage d'un milieu poreux ont montré que la concentration est un des facteurs prépondérants intervenant dans l'évolution de la perméabilité du milieu. En effet, les concentrations importantes font chuter plus rapidement la perméabilité (Todd et al., 1990 ; Moghadasi et al., 2004). Une plus forte concentration favorisera davantage la formation d'un cake à l'entrée du milieu. Dans ce paragraphe, nous étudions l'effet de ce paramètre en séparant les « faibles concentrations » et les « fortes concentrations ». Cette classification a été faite en se basant sur les résultats expérimentaux qui montrent deux tendances différentes en terme de vitesse de colmatage pour les faibles et les fortes concentrations séparée par une concentration de transition. Cette concentration de transition est de l'ordre de 0,2 g/l pour les essais réalisés sur la colonne d'injection et 0,3 g/l pour ceux réalisés sur la cellule d'injection.

a- Cas des concentrations relativement élevées

Trois essais à différentes concentrations (0,5g/l, 1g/l et 2g/l) ont été réalisés sur le dispositif d'injection en cellule. Ces essais ont été réalisés en utilisant des particules de 3 μm de taille moyenne et un débit d'injection de 1,4 cm^3/s . Les résultats sont présentés sur la Figure 3-21. La concentration a un effet significatif sur le transport et le dépôt des particules. En effet, on observe sur la courbe de la pression d'injection en fonction de la masse des particules injectées,

une augmentation plus rapide, en termes de masse injectée, de la pression ainsi qu'une prise de masse plus importante pour l'essai réalisé avec une concentration plus élevée. Cela peut s'expliquer par le nombre plus important de particules qui passent en même temps à travers l'espace poreux, ce qui peut causer un blocage.

Afin de confirmer cet effet, nous avons réalisé quatre essais avec différentes concentrations (0,2 g/l, 0,5 g/l, 0,7 g/l et 1 g/l) sur le dispositif d'injection en colonne. Les résultats de ces essais, en termes de pression d'injection et de perméabilité k_{01} de la première tranche de la colonne, sont présentés sur la Figure 3-22. Étant donné que la filtration se fait dans les premiers centimètres de la colonne, nous nous limiterons à une comparaison des pressions enregistrées par le premier capteur (P_0). Ces résultats sont conformes à ceux obtenus sur le dispositif d'injection en cellule. En effet, on observe sur la courbe de la pression d'injection une augmentation plus rapide et par conséquent une diminution de perméabilité plus marquée pour les concentrations les plus élevées. Ces résultats montrent que, pour un même nombre de particules injectées, la diminution de la perméabilité dans la première tranche est plus accentuée pour les essais à plus forte concentration. La Figure 3-23 présente deux vues du bas de la colonne à la fin des deux essais N1 (0,2 g/l) et N4 (1 g/l). On met en évidence un dépôt plus marqué et plus concentré en bas de la colonne (zone d'injection) pour l'essai correspondant à la plus forte concentration (1 g/l).

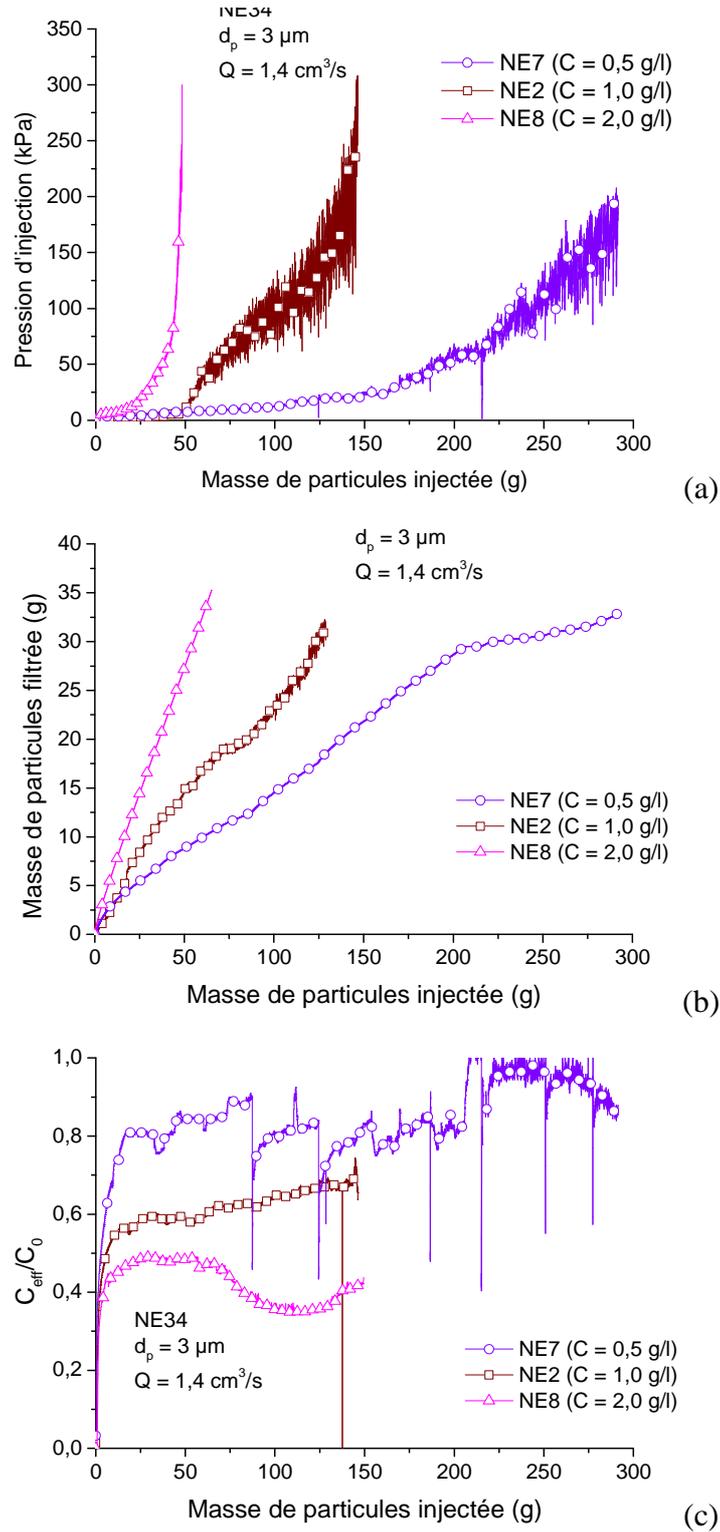


Figure 3-21 – Effet de la concentration en particules du fluide injecté : (a) évolution de pression d’injection ; (b) évolution de la masse filtrée ; (c) évolution de la concentration de l’effluent

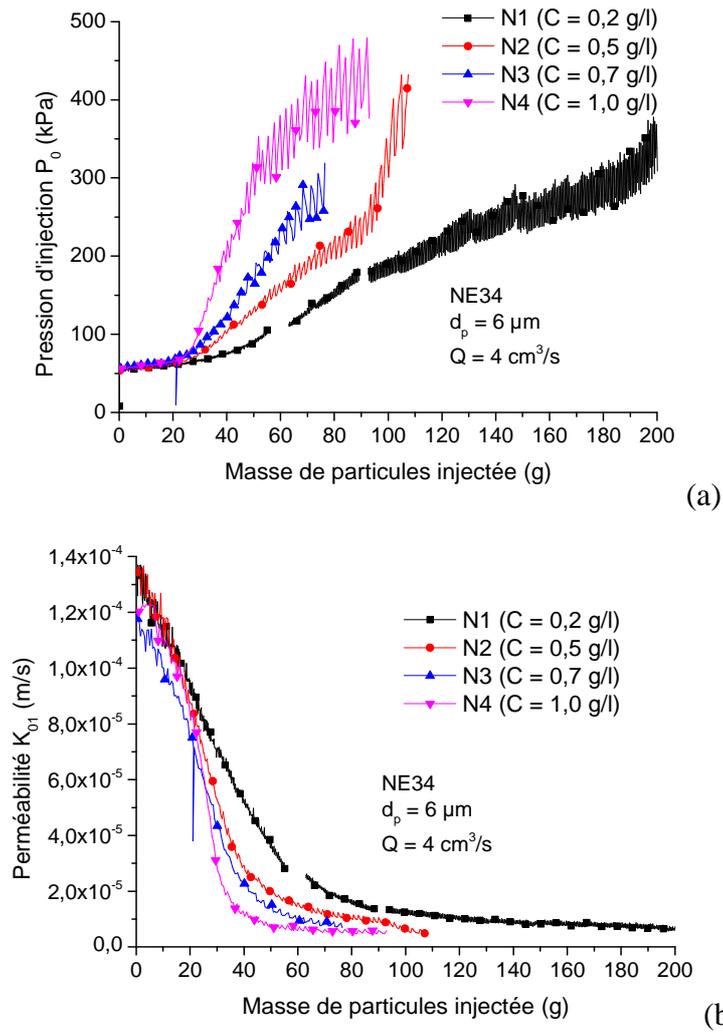


Figure 3-22 - Influence de la concentration en particules du fluide injecté : (a) évolution de la pression d'injection mesurée à l'entrée de la colonne ; (b) évolution de la perméabilité de la première tranche

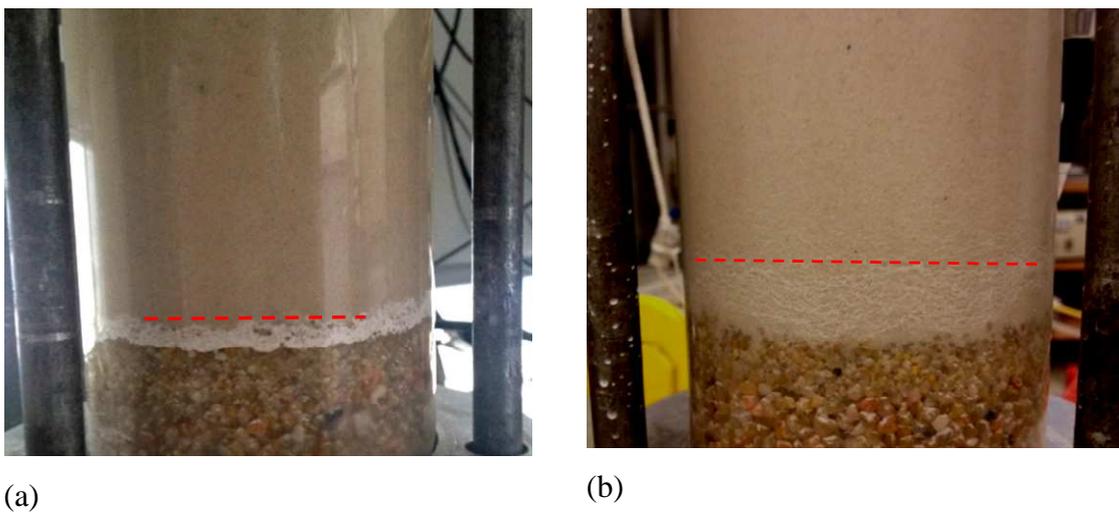


Figure 3-23 – Photos des cakes formés sur les essais : (a) N4 (C = 1,0 g/l) ; (b) N1 (C = 0,2 g/l)

b- Cas des concentrations relativement faibles

La réalisation d'essais sur la cellule d'injection pour des faibles concentrations en utilisant des particules de 3 μm de diamètre avec un faible débit peut durer plusieurs jours. Pour essayer de réduire ce temps, nous avons choisi d'utiliser des particules de 6 μm de diamètre, mais avec un plus fort débit de 4 cm^3/s au lieu de 1,4 cm^3/s (cas des essais à fortes concentrations). La réponse en termes de pression d'injection pour les essais réalisés à 0,01, 0,03, 0,05, 0,1 et 0,3 g/l de concentration sont présentés sur la Figure 3-24. On peut remarquer que, contrairement aux résultats précédents, le colmatage pour les faibles concentrations est plus rapide en fonction de masse de particules injectées. Pour interpréter ce résultat, il faut avoir une idée sur la nature du dépôt que nous pouvons rencontrer dans ces essais à faibles concentrations. En effet, le débit de particules dans nos expériences est relativement faible, ce qui permet aux particules, lors de leur dépôt, de former un cake interne et/ou externe relativement dense.

Quand l'intensité de dépôt est faible (i.e. concentration faible), chaque particule a le temps de prendre la position la plus stable, l'empilement se fait d'une manière ordonnée, ce qui conduit à la formation d'une structure assez dense (Miura et Toki, 1982). Dans le cas où la concentration est relativement forte, les particules arrivent brutalement et rapidement l'une après l'autre pour se déposer, ce qui crée un certain désordre dans la structure déposée et augmente la porosité entre les particules, d'où une structure moins dense. Cela est similaire au processus de préparation des éprouvettes de sable par la technique de pluviation (Dupla et al., 2003 ; Benahmed et al., 2006).

Afin de vérifier l'effet des faibles concentrations observé dans les essais réalisés sur la cellule d'injection, nous avons réalisé trois essais avec un débit d'injection de 4 cm^3/s et différentes concentrations en particules (0,01g/l, 0,03 g/l, 0,05 g/l et 0,2 g/l) sur la colonne d'injection. Les résultats en termes de pression d'injection enregistrée sur le premier capteur ainsi que l'évolution de la perméabilité de la première tranche sont présentés sur la Figure 3-25. On peut observer que l'augmentation de la pression, en termes de masse injectée, est plus rapide pour les essais caractérisés par une concentration plus faible ce qui confirme la tendance observée dans les essais d'injection en cellule pour les faibles concentrations.

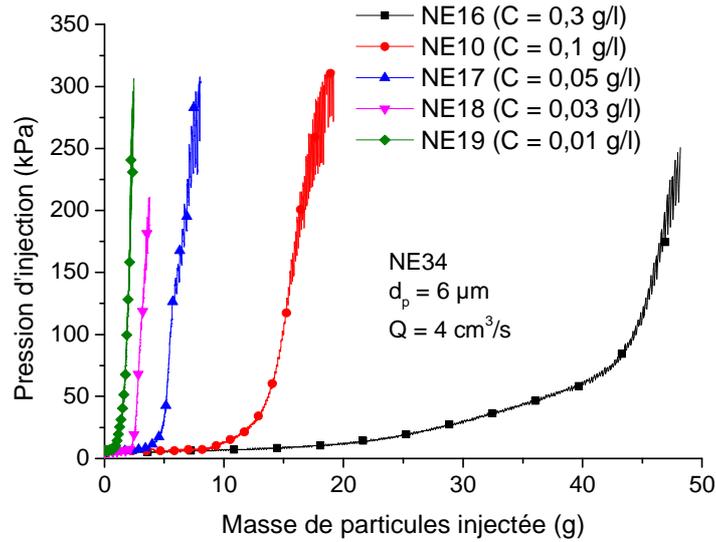
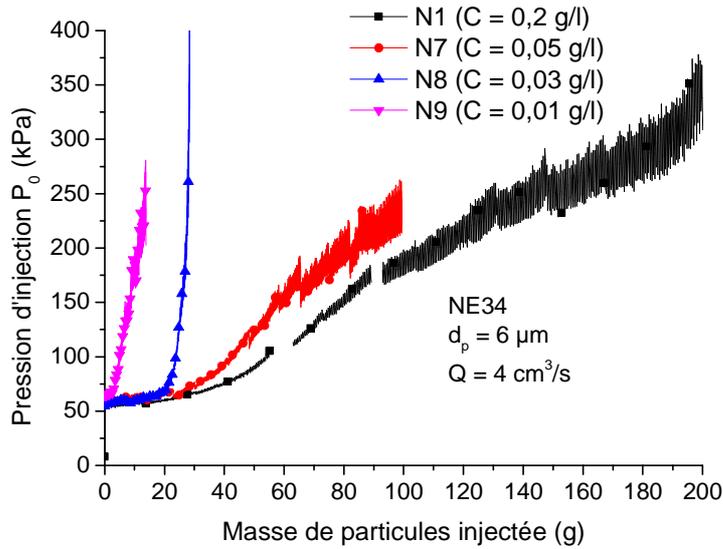
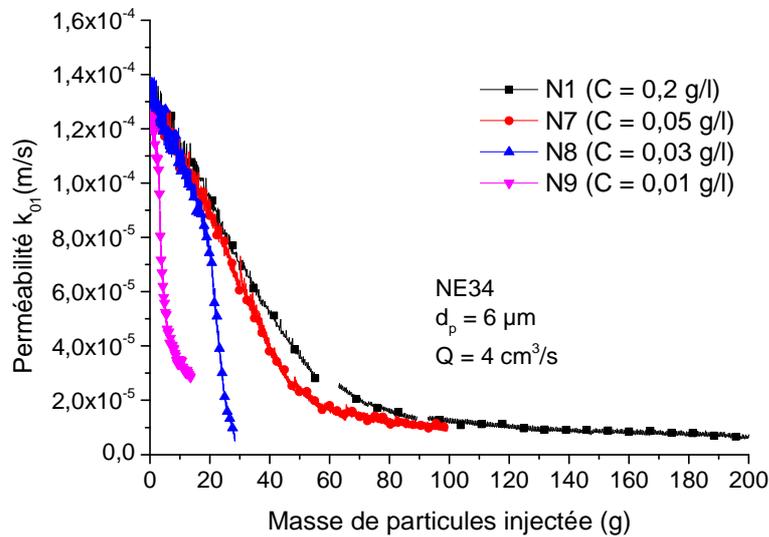


Figure 3-24 – Effet des faibles concentrations sur le phénomène de colmatage

Afin de corroborer l'interprétation donnée ci-dessus sur l'effet des faibles concentrations sur le processus de colmatage, nous avons réalisé des mesures de la distribution de la taille d'accès aux pores par porosimétrie au mercure sur deux échantillons prélevés dans les cakes à l'entrée des colonnes N7 (0,05 g/l) et N1 (0,2 g/l). Les résultats de ces mesures sont présentés sur la Figure 3-26. Les résultats montrent une porosité et une taille médiane d'accès aux pores (pour les deux familles de pore) plus faibles pour le cake formé lors de l'essai réalisé à faible concentration. La diminution de la taille médiane de la famille des petits pores met également en évidence la formation d'une structure plus dense pour le cake formé pendant l'essai réalisé à plus faible concentration. Nous aborderons dans le chapitre 4 le problème de la modélisation des cakes externe et interne qui permet d'expliquer plus précisément ce résultat.



(a)



(b)

Figure 3-25 – Influence des faibles concentrations sur le processus de colmatage et d’endommagement du milieu poreux : (a) évolution de la pression d’injection enregistrée sur le premier capteur (P_0) ; (b) évolution de la perméabilité de la première tranche de la colonne

La Figure 3-27 résume l’effet de la concentration en particules sur la vitesse de colmatage de milieu pour tous les essais réalisés sur la colonne d’injection à différentes concentrations. La masse de particules injectée nécessaire pour atteindre 200 kPa de pression d’injection (m_{200}) est présentée en fonction de la concentration en particules. Une valeur plus élevée de m_{200} correspond à une vitesse de colmatage plus faible. On peut observer que la vitesse de colmatage diminue pour l’augmentation de la concentration jusqu’à une valeur de la concentration de 0,2 g/l. Au-delà cette valeur, la vitesse de colmatage augmente.

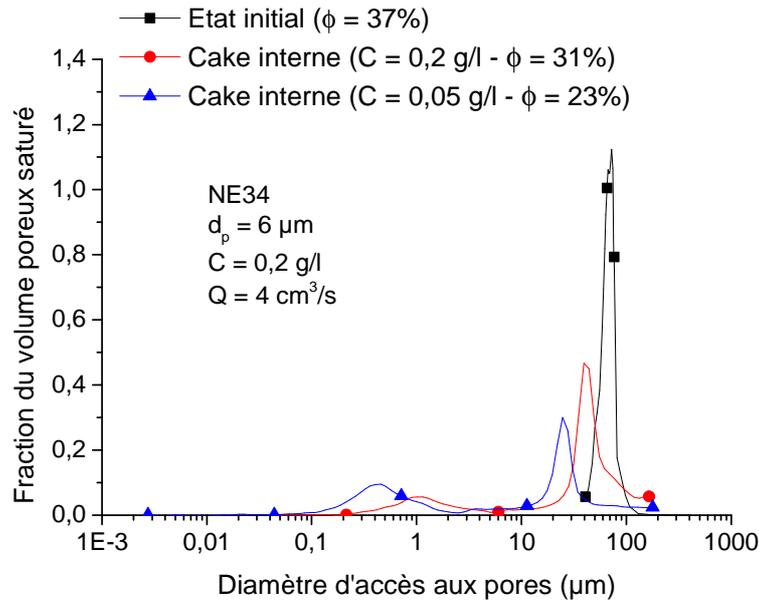


Figure 3-26 – Mesures porosimétriques réalisés sur les deux cakes formés lors des deux essais N7 (0,05 g/l) et N1 (0,2 g/l)

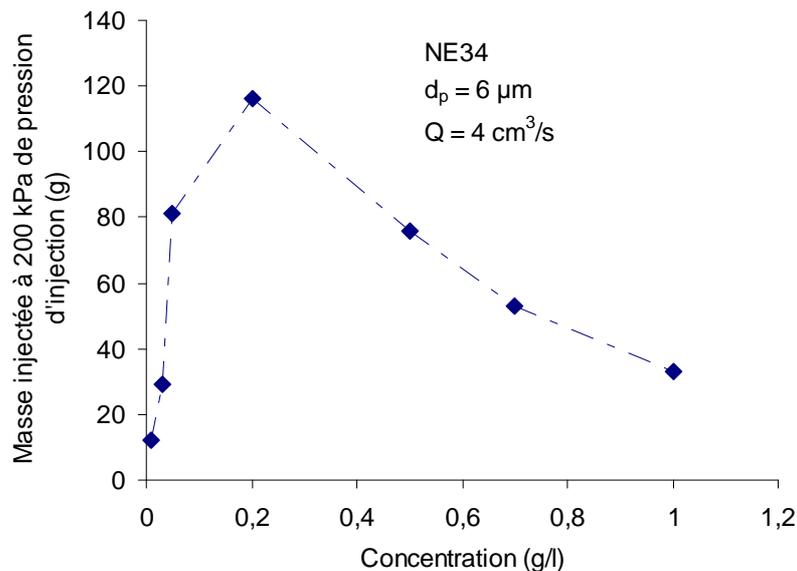


Figure 3-27 - Effet de la concentration sur la masse de particules injectée nécessaire pour atteindre 200 kPa de pression d'injection (essais réalisés en colonne d'injection)

3.3.3.2 Influence du débit d'injection

Le débit d'injection est également un paramètre clé dans le processus de transport et de dépôt des particules solides notamment dans la technique PWRI. La précision de l'influence de ce paramètre n'est pas intuitive, car son augmentation peut conduire à deux conséquences ayant des effets totalement opposés. En effet, l'augmentation de la vitesse des particules peut faciliter leurs pénétration et/ou réentraînement dans le milieu, mais parallèlement cela accroît le nombre

de particules injectées par unité de temps ce qui peut accélérer le blocage du milieu, comme cela est illustré sur la Figure 3-28. Ces conséquences sont reliées aux débits massiques des particules (i.e., concentration \times débit volumique).

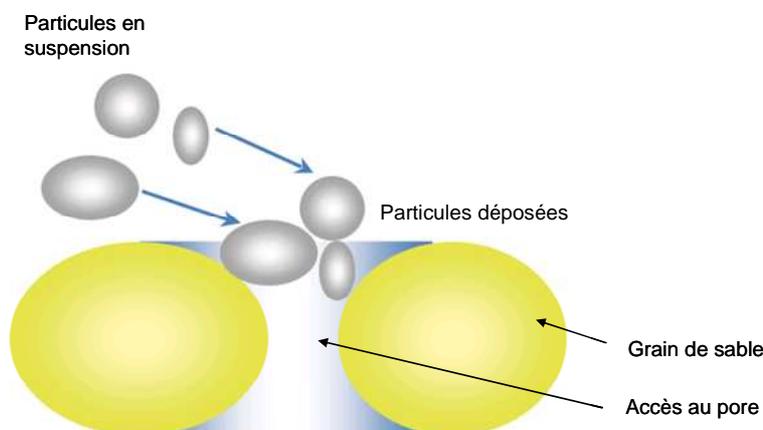


Figure 3-28 – Blocage d'accès aux pores dû à la pénétration de plusieurs particules au même temps

Afin d'étudier l'influence du débit d'injection sur le colmatage de la matrice sableuse, nous avons réalisé deux séries d'essais. La première série est réalisée avec une concentration de 0,1g/l (faible concentration) et la deuxième série est réalisée avec une concentration de 1 g/l (forte concentration). Dans la première série, six essais à différents débits d'injection (3, 4, 7, 8, 10 et 12 cm³/s) ont été réalisés. L'évolution de la pression d'injection en fonction de la masse de particules injectées pour ces essais est présentée sur la Figure 3-29. Nous remarquons que, le colmatage est plus facile en injectant moins de nombre de particules pour les plus faibles débits. Ce résultat n'est pas intuitif. Deux mécanismes sont en concurrence dans le phénomène de filtration dans un milieu poreux : le dépôt et le relargage des particules. Pour des faibles débits d'injection, les particules fines viennent se déposer dans les accès aux pores et/ou dans les pores. Quand on augmente le débit, et pour une certaine vitesse critique, certaines particules déjà déposées sont arrachées de l'endroit où elles étaient déposées, par l'écoulement qui devient plus fort (relargage). Cette vitesse (ou débit) critique dépend de l'interaction entre les grains et les particules. Ces dernières subissent des forces attractives, de faibles portés, ce qui les colle aux grains de sable. Cette vitesse critique de relargage correspond à un état pour lequel la force hydrodynamique exercée par le fluide devient plus grande que la force attractive exercée par les grains. Notons que cette vitesse dépend de chaque particule et de la manière dont elle est déposée. Quand le débit commence à augmenter, le mécanisme de relargage devient de plus en plus prépondérant. Les résultats de la Figure 3-29 sont en bon accord avec les travaux de Benosman (2011), Reddi et al. (2000) et Compère et al. (2000).

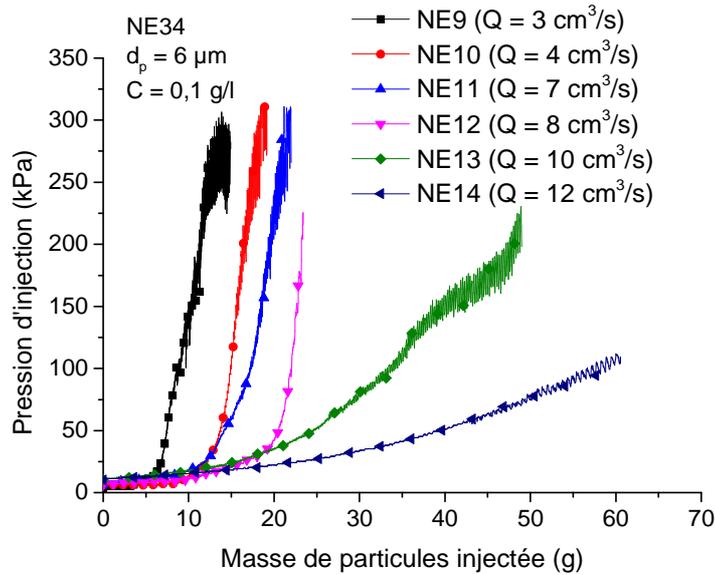


Figure 3-29 – Influence de débit d’injection sur le colmatage du milieu poreux – essais réalisés en cellule d’injection avec une concentration relativement faible (0,1 g/l)

Dans la deuxième série, trois essais à différents débits d’injection (1,4, 4 et 8 cm³/s) et avec une concentration en particules de 1 g/l ont été réalisés dans la cellule d’injection. Les résultats en termes de pression d’injection sont présentés sur la Figure 3-30. Contrairement à la tendance observée lors des essais réalisés avec de faibles concentrations, les résultats montrent une augmentation de pression (i.e, un colmatage) d’autant plus rapide, en termes de masse injectée, lorsque le débit d’injection est fort.

Afin de vérifier ces résultats, trois essais ont été réalisés sur la colonne d’injection avec les mêmes caractéristiques que celles de la deuxième série. L’évolution des pressions d’injection enregistrées par le capteur de pression (P_0) installé à l’entrée de la colonne (point d’injection) est présentée sur la Figure 3-31. Ces résultats confirment la tendance trouvée dans la deuxième série réalisée sur la cellule d’injection.

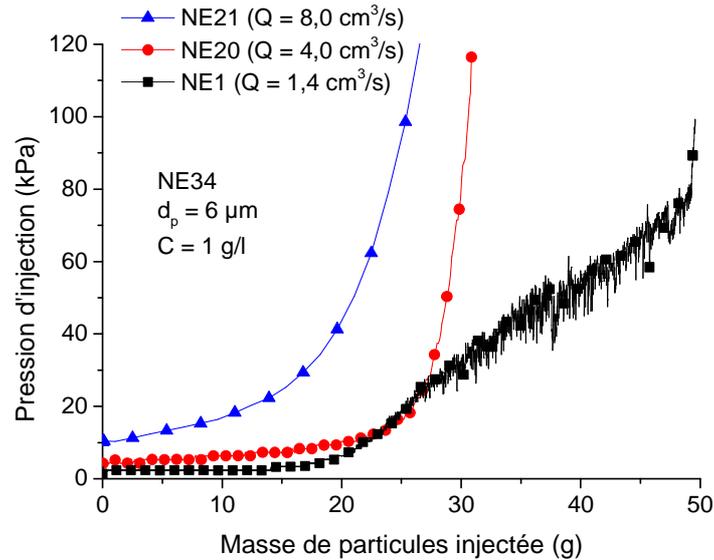


Figure 3-30 - Influence du débit d'injection sur le colmatage du milieu poreux – essais réalisés en cellule d'injection à une forte concentration (1 g/l)

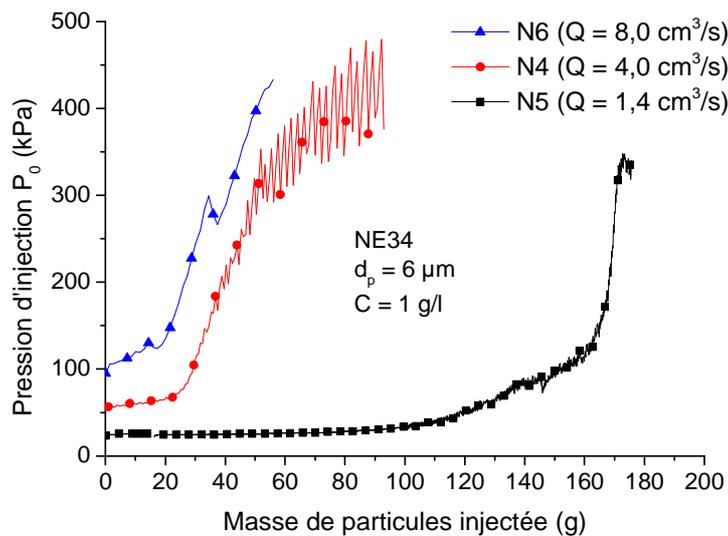


Figure 3-31 - Influence du débit d'injection sur le colmatage du milieu poreux – essais réalisés en colonne d'injection à une forte concentration (1 g/l)

3.3.3.3 Effet de la taille des particules injectées

Pour analyser l'influence de la taille des particules sur le processus de colmatage, trois essais ont été réalisés avec trois tailles différentes de particules injectées (3, 6 et 12 μm , Figure 2-3). Les résultats de ces essais sont présentés sur la Figure 3-32. Les résultats montrent une augmentation de la pression d'injection plus rapide pour les particules ayant une taille moyenne plus grande (Figure 3-32-a), qui s'accompagne d'une prise de masse plus importante (Figure 3-32-b). La Figure 3-32-c montre que plus la taille des particules est grande, plus la concentration de l'effluent est faible. Ce résultat est compatible avec les courbes de prise de masse. Pour une

meilleure compréhension de l'effet de la taille des particules, il serait intéressant d'analyser les résultats en terme de nombre de particules injectées N_p . Ce dernier peut être calculé en considérant que les particules ont une forme sphérique et à l'aide de la relation suivante :

$$N_p = \frac{m_p}{\rho_s V_p} \quad (3-2)$$

où m_p est la masse de particules injectée, ρ_s est la masse volumique des particules et V_p est le volume d'une particule. Les courbes donnant la pression d'injection en fonction du nombre de particules injectées N_p sont présentées en échelle logarithmique sur la Figure 3-33. On peut clairement observer que le nombre de particules injectées nécessaire pour atteindre le colmatage est plus faible pour une taille plus grande. Il est également intéressant de noter que, même avec les plus petites particules de 3 μm de diamètre, le colmatage est atteint. Connaissant la taille médiane de pore du milieu qui est égal à 75 μm (voir Figure 2-9) les trois essais correspondent à des rapports taille de particules / taille de pores de 0,04 – 0,12 et 0,16 respectivement pour les tailles de particules de 3 μm , 6 μm et 12 μm . Dans l'industrie pétrolière, il est généralement admis que le colmatage ne peut pas se produire pour un rapport taille de particules / taille de pores plus petit que $1/7 = 0,14$ (Barkman and Davidson, 1972 ; Oort et al., 1993). Toutefois, les résultats expérimentaux présentés ci-dessus montrent que même pour un rapport beaucoup plus petit, l'injection peut conduire à un colmatage du milieu. Il est clair que le temps d'injection ou le volume nécessaire pour atteindre cet état est plus élevé pour les faibles valeurs du rapport.

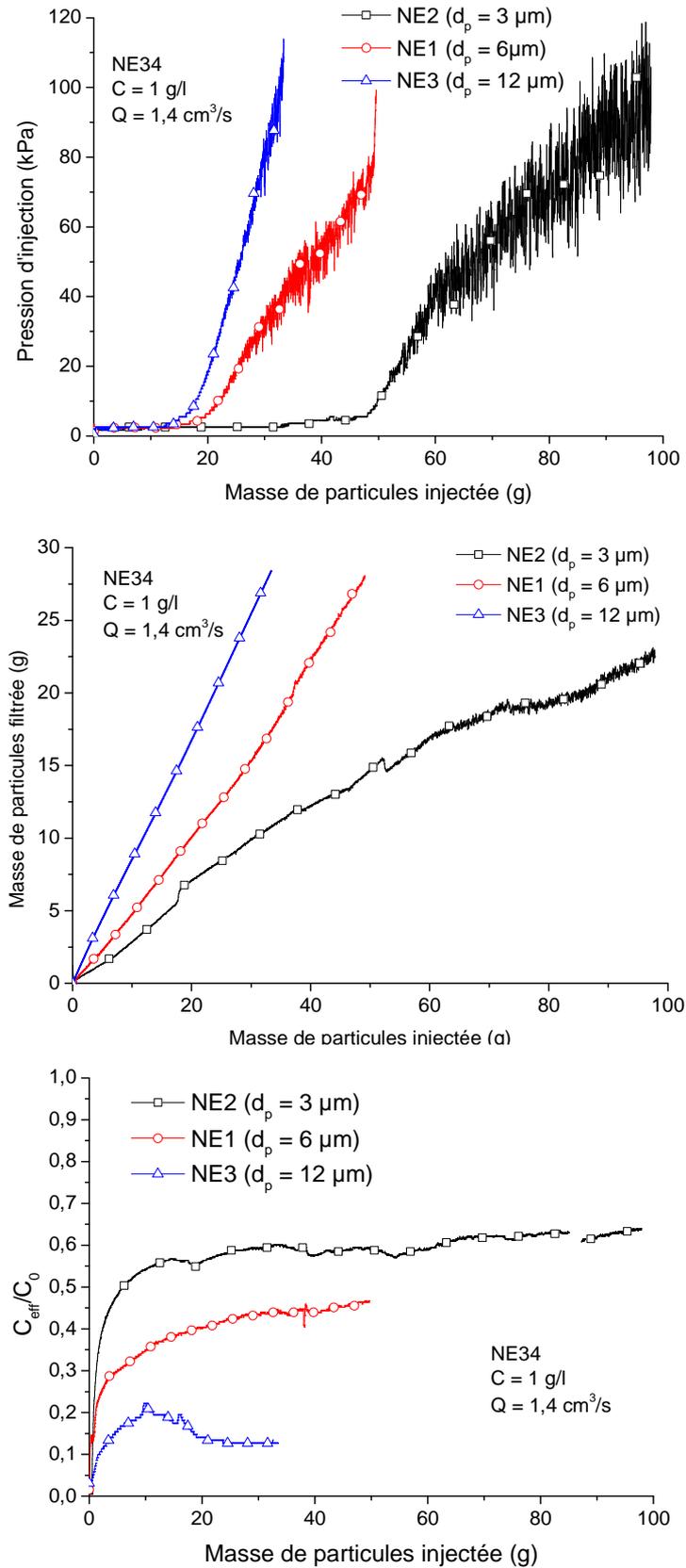


Figure 3-32 – Effet de la taille des particules : (a) variation de la pression d'injection ; (b) variation de la masse filtrée ; (c) variation de la concentration d'effluent

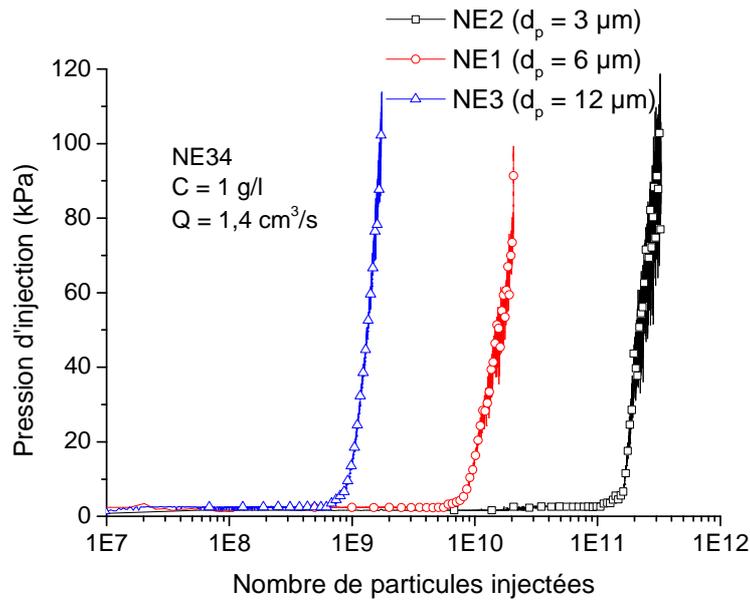


Figure 3-33 - Effet de la taille des particules - variation de la pression d'injection en fonction de nombre de particules injectées

3.3.3.4 Effet de la taille d'accès aux pores

La taille des pores est également un des paramètres les plus significatifs pour étudier le phénomène de transport et de dépôt des particules solides dans un milieu poreux. Nous avons réalisé trois essais dans lesquels nous avons testé deux coupures du sable de Fontainebleau (NE34 ($D_p = 75 \mu\text{m}$) et NE0,1/0,16 ($D_p = 47 \mu\text{m}$)) ont été testés, ainsi qu'une coupure de sable d'Hostun (HN31 ($D_p = 115 \mu\text{m}$)) (Voir Figure 2-8). Dans ces essais, la taille moyenne des particules injectées est égale à $3 \mu\text{m}$. Cela correspond au rapports taille de particules / taille de pores de 0,06 – 0,04 et 0,026 respectivement pour le sable de Fontainebleau NE0,1/0,16, le sable de Fontainebleau NE34 et le sable d'Hostun HN3. Tous ces rapports sont plus petits que le rapport empirique 1/7 mentionné ci-dessus.

Les résultats de ces essais sont présentés sur la Figure 3-34. L'allure générale des courbes est très similaire à celle des courbes précédentes. En effet, on constate qu'un diamètre moyen d'accès aux pores plus faible favorise la rétention des particules dans le milieu. Cela est mis en évidence à la fois en termes de prise de masse et de pression d'injection (pente plus élevée pour la courbe de masse filtrée et augmentation plus rapide de la pression d'injection pour le milieu ayant un diamètre d'accès aux pores plus faible).

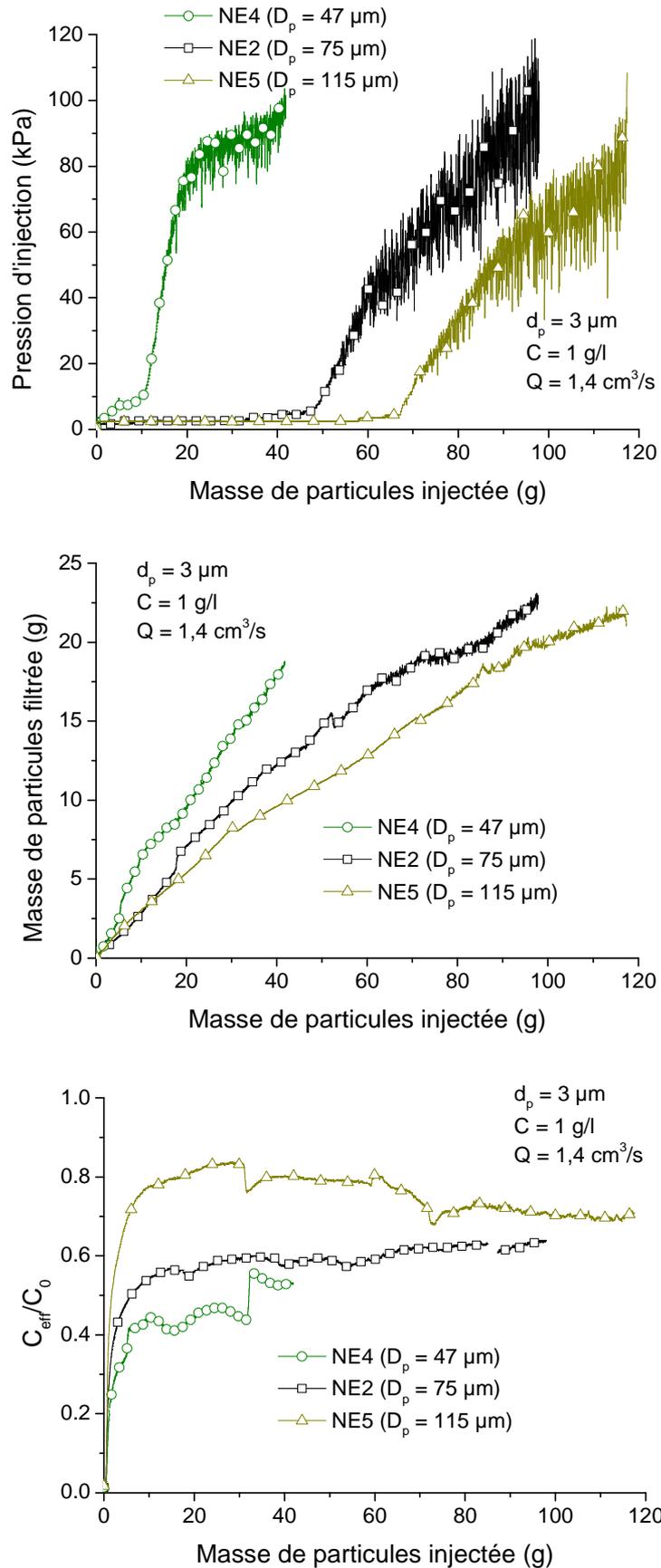


Figure 3-34 – Effet de la taille d'accès aux pores : (a) variation de la pression d'injection ; (b) variation de la masse filtrée ; (c) variation de la concentration d'effluent ($d_p = 3 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.3.5 Influence de la rugosité de la surface des grains

Dans la bibliographie, les essais réalisés par Auset et Keller (2006) sur des micro-modèles transparents montrent que la rugosité de la surface des collecteurs (grains) a une influence significative sur les interactions collecteur-particules en suspension. Ceci est dû probablement à l'effet de la rugosité de la surface des grains sur les forces hydrodynamiques modifiant ainsi les lignes d'écoulements. De plus, nous avons observé sur les photos de la Figure 3-4 qu'il y a des particules déposées entre les irrégularités des surfaces des grains d'où l'importance de ce paramètre.

Afin de mettre en évidence l'influence de la rugosité de la surface des grains (voir Figure 2-1-a), nous avons effectué deux essais sur deux matériaux différents ayant des courbes granulométriques quasi-identiques (Figure 2-2). Le premier est réalisé à partir du sable de Fontainebleau NE34 et le deuxième est réalisé avec des billes de verres ayant une rugosité négligeable par rapport à celle du sable de Fontainebleau. Les éprouvettes de billes de verre sont reconstituées de telle sorte que l'on ait la même granulométrie que celle du sable de Fontainebleau à partir des différentes coupures disponibles au laboratoire (voir Figure 2-2).

Les essais d'injection en cellule sont réalisés avec une concentration de 0,1 g/l et avec un débit d'injection de 4 cm³/s. La réponse en termes de pression est présentée sur la Figure 3-35. Les résultats montrent que la masse critique de particules injectées (la masse pour laquelle la pression d'injection augmente considérablement) est la même pour les deux milieux poreux. Cependant, on observe, lors de la deuxième partie de l'essai, que l'augmentation est plus faible pour les billes de verre. Cela indique que la rugosité implique un colmatage plus fort et plus rapide. Ceci est prévisible, vu que le mécanisme de dépôt est très important quand la rugosité de la surface de grains est importante. Ceci met bien en évidence l'importance de la rétention surfacique dans les mécanismes de dépôt.

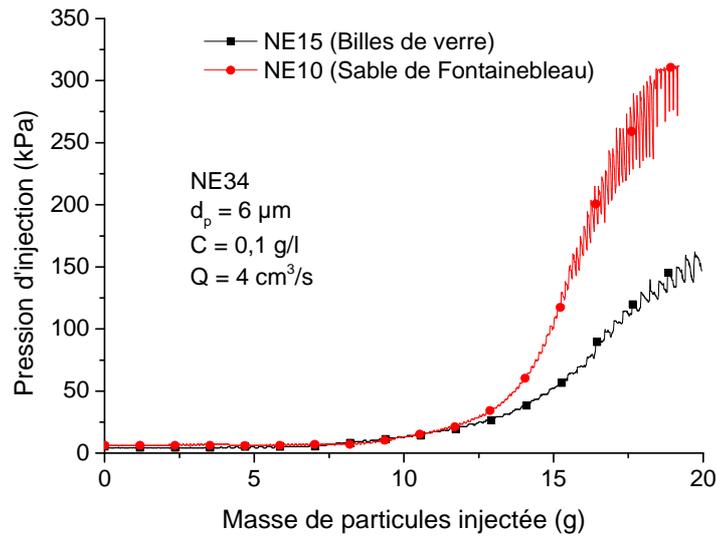


Figure 3-35 – Influence de la rugosité de la surface des grains sur le processus de filtration ($d_p = 6 \mu\text{m}$, $C = 0,1 \text{ g/l}$, $Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.3.6 Influence de la contrainte de confinement

D'après Saada (2003), la contrainte de confinement n'a pas un effet significatif sur la variation de l'indice des vides des éprouvettes denses de sable de Fontainebleau. Dans son étude, il a appliqué 800 kPa sur une éprouvette d'indice de densité 0,95, et il a obtenu une variation d'indice des vides de 0,02. Afin d'étudier l'effet de la contrainte de confinement sur le processus de colmatage, nous avons comparé deux essais réalisés sur deux éprouvettes consolidées à différentes contraintes de confinement (110 kPa et 300 kPa). Ces essais ont été réalisés avec une concentration de 1,0 g/l et un débit d'injection de 1,4 cm^3/s . Les résultats de ces deux essais sont présentés sur la Figure 3-36. Les résultats en termes de masse filtrée et en termes de concentration à la sortie (Figure 3-36-b et Figure 3-36-c) montrent que les évolutions de ces dernières sont assez similaires, en revanche on remarque une légère différence sur la réponse en termes de pression d'injection (Figure 3-36-a). La pression d'injection augmente plus rapidement en fin d'essai pour l'éprouvette soumise à la plus forte contrainte de confinement (300 kPa). Cela peut être attribué à une légère variation de l'indice des vides et par conséquent une réduction de la taille des pores qui favorise la rétention des particules.

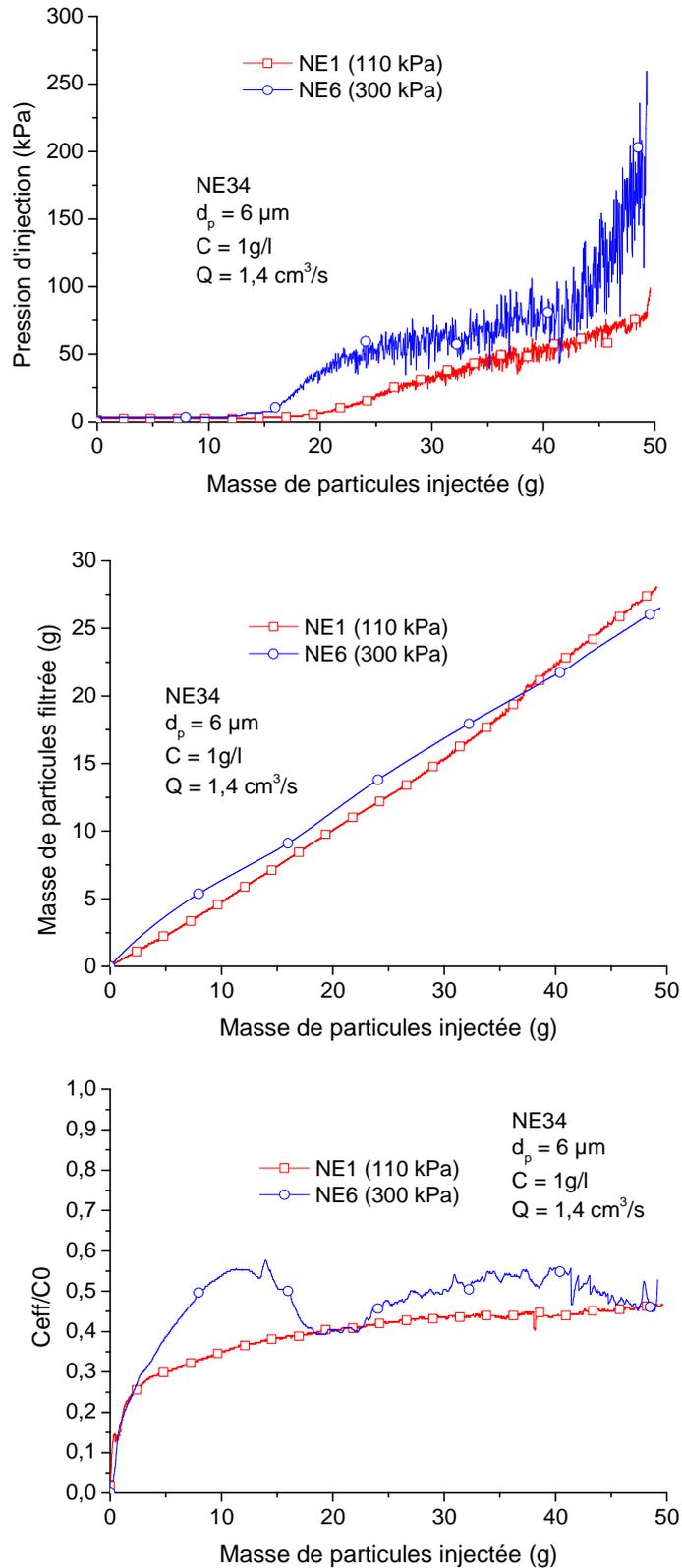


Figure 3-36 – Influence de la contrainte de confinement sur le processus de filtration : (a) variation de la pression d'injection ; (b) variation de la masse filtrée ; (c) variation de la concentration d'effluent (NE34, $d_p = 3 \mu\text{m}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $Q = 1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$)

3.3.4 Essai d'injection radiale en chambre d'étalonnage

3.3.4.1 Analyse des résultats de l'essai d'injection

Dans cet essai, le massif de sable est mis sous un état de contrainte isotrope de 177 kPa. La contrainte de confinement appliquée sur le massif représente une limite de la pression d'injection afin d'assurer la stabilité du massif. Notons que dans le cas d'une contrainte isotrope appliquée autour du massif, si la pression d'injection dépasse cette contrainte, une liquéfaction du massif peut avoir lieu. Cependant dans le cas d'une contrainte anisotrope et si la pression d'injection dépasse la contrainte minimale, il peut y avoir des fissurations dans la direction de la contrainte maximale appliquée sur le massif.

Le massif est initialement saturé puis, une phase d'injection d'eau claire est réalisée afin de s'assurer du bon fonctionnement du dispositif et de mesurer la perméabilité initiale du milieu. L'essai est réalisé sur le sable de Fontainebleau avec un indice de densité de 0.90 (masse de sable utilisée est de 116 kg). Le fluide injecté a une concentration en particules ($d_p = 12 \mu\text{m}$) de 1 g/l et il est injecté avec un débit de $15 \text{ cm}^3/\text{s}$ (équivalent à $1,0 \text{ cm}^3/\text{s}$ sur les essais en cellule et en colonne d'injection). La phase d'injection de la suspension dans cet essai a duré environ 85 heures (soit 5 m^3 de fluide injecté).

Les résultats de cet essai sont présentés sur la Figure 3-37 en termes des pressions mesurées par les six capteurs (P_0, P_2, P_3, P_4, P_5 et P_6). L'emplacement des ces capteurs dans le massif est indiqué sur la Figure 2-23-b. Pour cet essai nous ne présentons pas l'évolution du capteur P_1 étant donné que nous avons eu quelques difficultés pour le mettre en place dans le massif et que sa réponse n'a pas pu être enregistrée. Les fluctuations qui apparaissent sur les courbes de pression sont dues au bruit de mesure, et les petites chutes de pression sont dues à l'arrêt de l'injection lors des arrêts en fin de journée (le réservoir contenant la suspension se vide en 1h30 avec le débit utilisé). La Figure 3-37 montre une légère augmentation des pressions jusqu'à une masse de particules injectée d'environ 980 g (17 heures d'injection). Une augmentation significative de la pression d'entrée (P_0) est ensuite observée au-delà. Cela s'explique par un dépôt assez intense à l'entrée du massif autour de la crépine et qui s'accroît après environ 17 heures d'injection. L'évolution des pressions enregistrées par les capteurs installés au sein du massif montre une légère augmentation de pression interstitielle (d'environ 5 kPa) au cours de la durée totale de l'injection. Cette quasi-stabilité de la pression interstitielle au sein du massif (les premiers capteurs dans le massif, P_3 et P_4 , se situent à 5 cm de la crépine) montre que les particules se sont déposées autour de la crépine formant un cake interne et/ou externe. Ce cake ne pourra être observé que lors du démontage de l'essai.

La Figure 3-38-a présente l'évolution de la concentration du fluide sortant mesurée par le turbidimètre installé à la sortie du massif. Un zoom sur le début de la courbe est présenté sur la Figure 3-38-b. La courbe visible sur cette figure commence par une concentration du fluide sortant nulle puis augmente de façon significative pour une masse de particules injectée d'environ 30 g jusqu'à une concentration de 0,75 g/l. Cette masse correspond à un volume de fluide injecté égal au volume poreux du massif complet (volume poreux du massif $V_p = 30,1$ L). La variation globale de la concentration du fluide sortant présente une augmentation au début de l'essai jusqu'à une concentration de 0,75 g/l pour une masse injectée de 1700 g, puis elle diminue jusqu'à 0,6 g/l. Cette diminution correspond à l'augmentation de la pression d'injection mesurée par le premier capteur (P_0). Cela peut s'expliquer par un dépôt « homogène » d'environ 25% de la masse injectée dans tout le massif, puis ce dépôt augmente de 25% à 40% et s'accroît autour de la crépine. A partir de la courbe de turbidité, nous avons estimé la masse de particules filtrées pendant l'essai (Figure 3-39). Cette dernière est calculée à partir de fluide injecté et de la différence entre la concentration initiale (C_{inj}) et la concentration du fluide sortant (C_{eff}). Cette figure montre une filtration de 1700 g de particules sur 5000 g de particules injectées (soit un tiers).

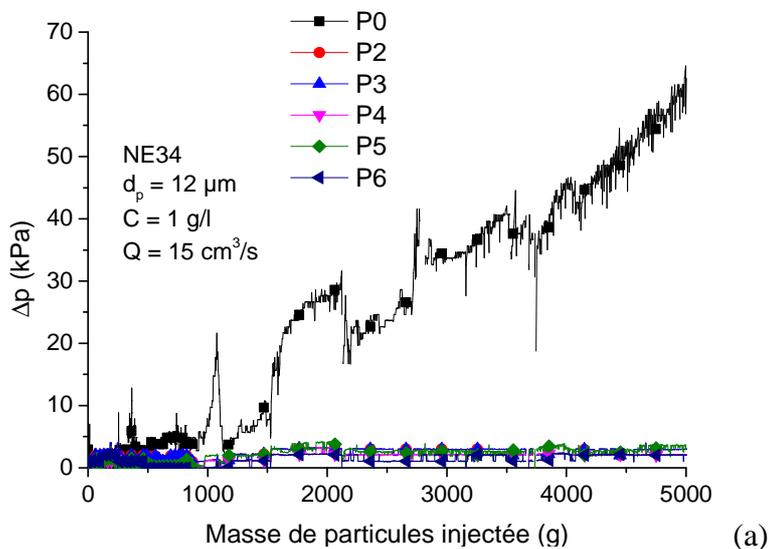


Figure 3-37- Evolutions des pressions mesurées par les différents capteurs ;
($Q = 15 \text{ cm}^3/\text{s}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $d_p = 12 \mu\text{m}$)

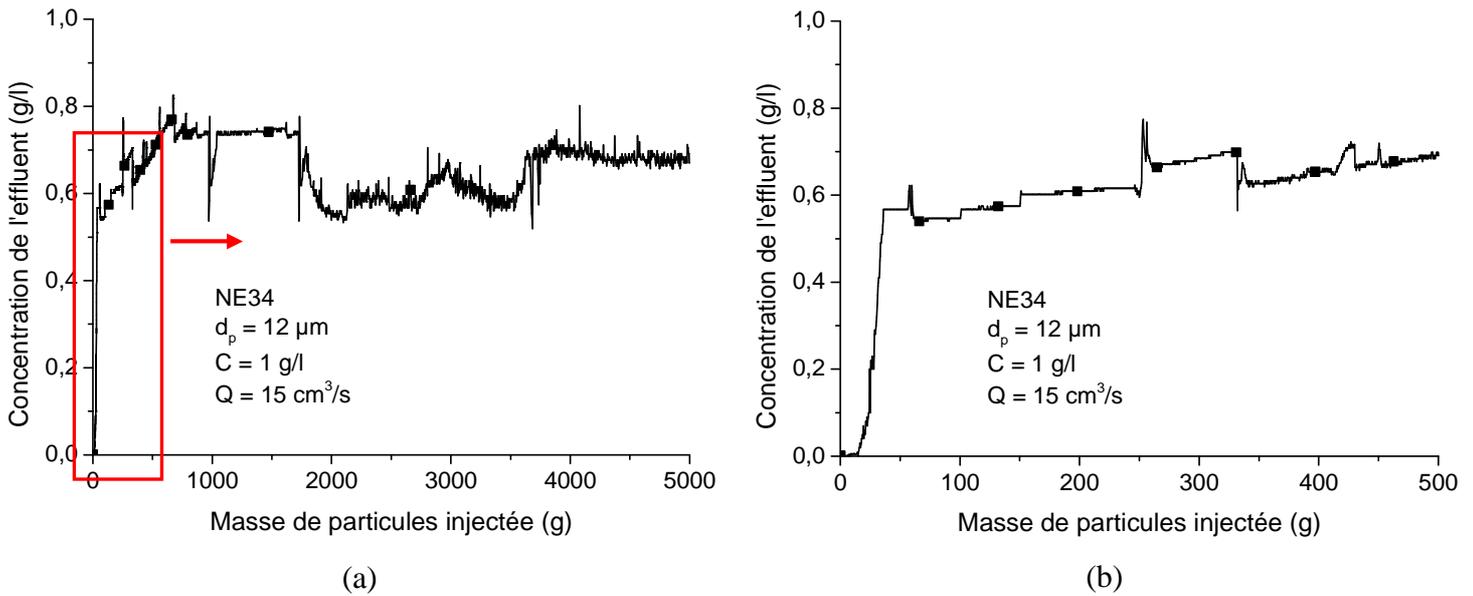


Figure 3-38 – Variation de la concentration du fluide sortant (l'effluent) ($Q = 15 \text{ cm}^3/\text{s}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $d_p = 12 \mu\text{m}$) : (a) variation toute la durée de l'essai ; (b) un zoom sur la partie initiale de la courbe

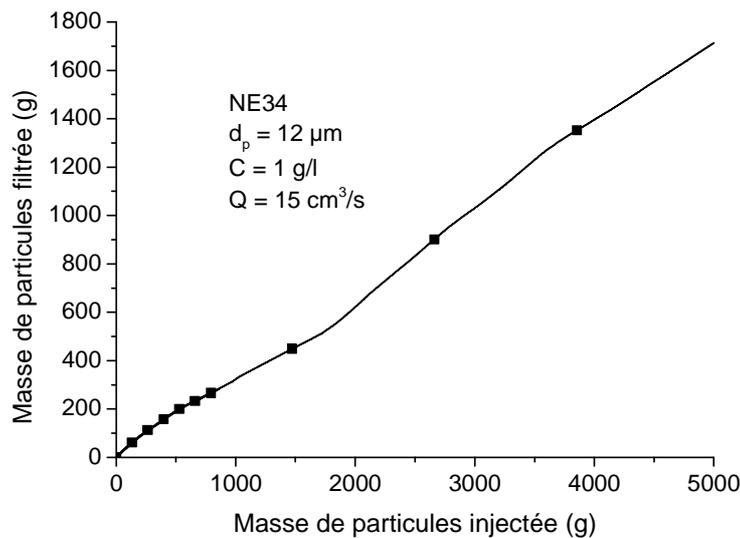


Figure 3-39 – Evolution de la masse de particules filtrée déduite de la courbe de concentration de l'effluent ($Q = 15 \text{ cm}^3/\text{s}$, $C = 1 \text{ g/l}$, $d_p = 12 \mu\text{m}$)

3.3.4.2 Analyse du massif en fin d'essai

Après avoir arrêté l'injection, nous procédons au démontage du dispositif afin d'analyser le massif de sable colmaté. Deux types de prélèvements en différents endroits ont été réalisés (Figure 3-40). D'une part, cinq couronnes de matériaux prélevés autour de la crépine (11 cm de diamètre extérieur et 6 cm de diamètre intérieur (diamètre de la crépine) et 5 cm d'épaisseur) à différentes niveaux le long de celle-ci (7,5, 12,5, 17,5, 22,5, 27,5 cm) (voir Figure 3-40-a et Figure 3-41). D'autre part, six carottages de 2 cm de diamètre et de 4 cm de hauteur ont été

également effectués sur un même diamètre, à différentes distances du centre du massif (7, 12, 22 cm), à deux hauteurs différentes (13, 20 cm) (voir Figure 3-40-b et Figure 3-42-a). Des carottages symétriques par rapport à l'axe de la crépine ont été aussi réalisés (Figure 3-42-b), afin de vérifier l'homogénéité de dépôt sur le diamètre du massif à la même hauteur. Nous avons donc cinq anneaux et douze carottes (voir Figure 3-40).

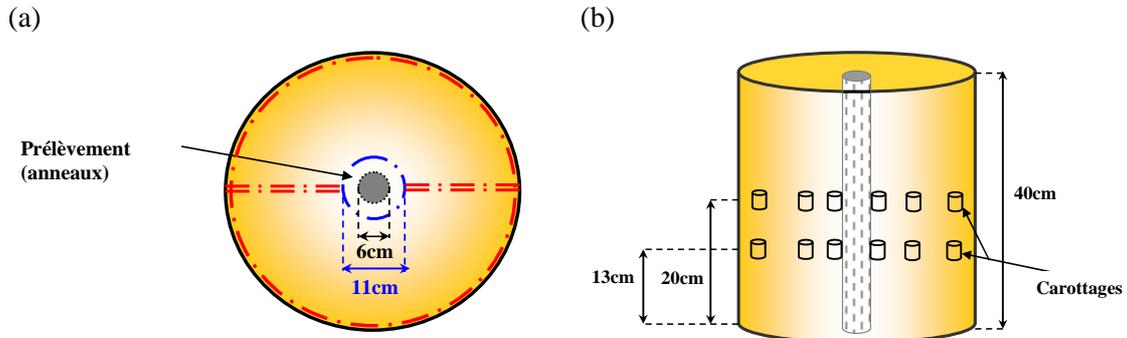


Figure 3-40 – Schéma d'implantation des prélèvements effectués : (a) prélèvements des couronnes de matériaux autour de la crépine ; (b) carottages



Figure 3-41 – Photo montrant l'emplacement des prélèvements annulaires de sable autour de la crépine



Figure 3-42 – Photos des zones de prélèvements : (a) carottages sur différents rayons ; (b) carottages symétriques par rapport à l'axe de la crépine

Les échantillons prélevés ont été séchés à l'étuve à 100°C pendant 24 heures puis tamisés sur un tamis de 80 μm afin de quantifier les particules fines présentes dans chaque prélèvement. Dans cette analyse, la masse de particules mesurée a été normalisée par rapport à la masse de l'échantillon.

La Figure 3-43 présente le profil de dépôt de particules sur un rayon pour les deux hauteurs de prélèvements de carottes réalisées. On observe un dépôt de particules relativement important près de la crépine, puis une diminution très rapide dès qu'on s'éloigne de la crépine. Cette évolution est cohérente avec celle des pressions de fluide présentées sur la Figure 3-37. On peut également noter une différence entre les masses de particules pour les deux hauteurs de prélèvements (13 cm et 20 cm). Une plus grande quantité de particules est déposée à plus faible hauteur. Ce dernier résultat montre une certaine hétérogénéité du dépôt sur la hauteur du massif. La Figure 3-44 présente le profil de deux groupes de trois prélèvements chacun, réalisés à la même profondeur (20 cm) et symétriques par rapport à l'axe de la crépine. Nous observons qu'il n'y a pas de différence significative sur la masse de particules déposées, ce qui confirme que l'injection est bien homogène dans une section horizontale.

La Figure 3-45 présente le profil de dépôt, sur la hauteur du massif autour de la crépine, obtenu à partir du tamisage des cinq anneaux prélevés à différentes profondeurs autour de la crépine (voir Figure 3-41). Les résultats montrent une hétérogénéité du dépôt de particules sur la hauteur du massif. Cette hétérogénéité est également observée lors du démontage de la crépine. En effet, nous observons sur les photos de la Figure 3-46, la formation d'un cake externe plus épais en partie supérieure qu'en partie basse de la crépine. On observe également que la plupart des ouvertures de la crépine sont colmatées par les particules formant ce cake

externe. Ces particules ont été soigneusement prélevées, séchées à l'étuve et pesées. La masse de particules obtenue égale à 363,3 g. A partir de cette masse, et faisant l'hypothèse d'une porosité du cake de l'ordre de 20%, nous pouvons estimer une épaisseur moyenne du cake externe de 2,2 mm.

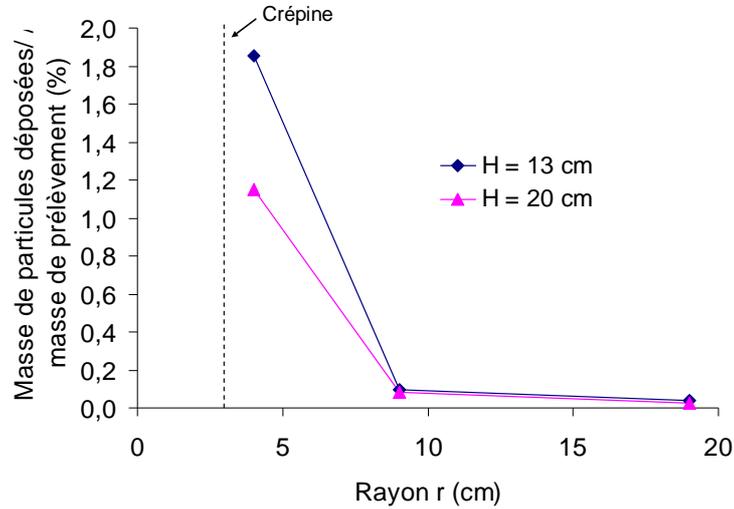


Figure 3-43 – Profil de dépôt de particules sur le rayon de massif pour deux hauteurs différentes (13, 20 cm)

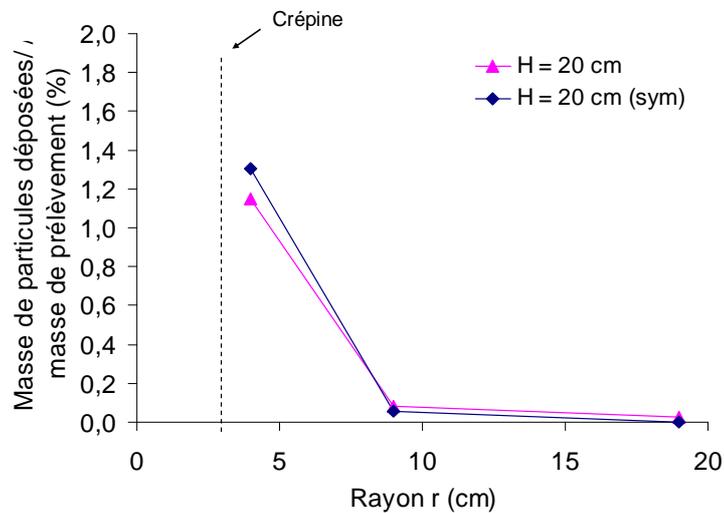


Figure 3-44 – Profil de dépôt des particules sur deux rayons à la même hauteur (H = 20 cm) symétriques par rapport à l'axe de la crépine

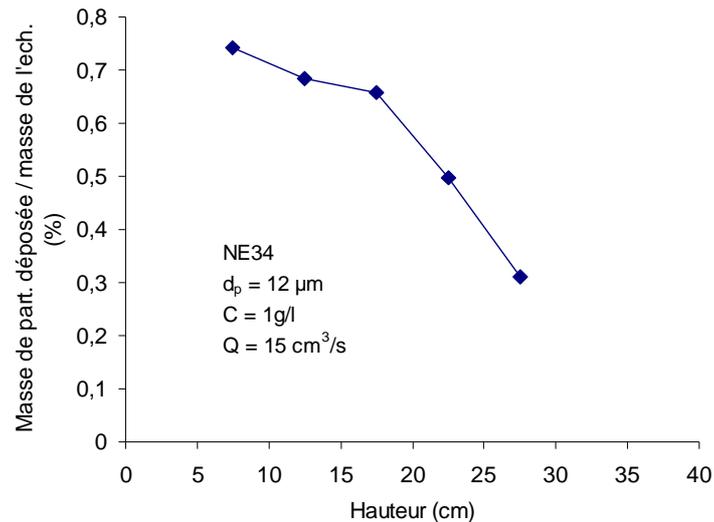


Figure 3-45 – Profil de dépôt de particules autour de la crépine en fonction de la hauteur dans le massif



Figure 3-46 – Vues de la crépine pendant le démontage

3.4 Conclusions

Ce chapitre présente une étude expérimentale relative au processus de transport et de dépôt des particules dans un milieu granulaire. Cette étude a eu pour objectif d'étudier l'hétérogénéité du phénomène de dépôt de particules dans le milieu et ses conséquences sur l'endommagement hydrique du milieu. Elle vise à explorer l'effet des paramètres influençant ce phénomène tels que : la concentration en particules, le débit d'injection, la taille des particules injectées, la taille d'accès aux pores de milieu, la rugosité de la surface des grains et la contrainte de confinement. Deux dispositifs d'injection unidimensionnelle (la colonne d'injection et la cellule d'injection) ainsi qu'un dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage ont été utilisés.

Les résultats expérimentaux montrent que malgré la faible concentration en particules du fluide injecté, une zone colmatée de quelques centimètres d'épaisseur, appelée le « cake », se forme à l'entrée du milieu. L'observation de cette zone au microscope électronique à balayage MEB montre que les particules filtrées s'agglomèrent construisant des ponts entre les grains de sable et/ou se déposent sur les irrégularités de la surface des grains. L'analyse de ce cake par porosimétrie au mercure a permis de mettre en évidence un milieu à double porosité. La première famille est formée par les grains et les agglomérats des particules déposées et la deuxième famille est formée par les particules. Ce résultat montre une diminution de porosité ainsi qu'une diminution significative de la taille moyenne des pores.

Les résultats expérimentaux montrent également que l'injection de la suspension (eau + particules) peut réduire la perméabilité d'un ordre de grandeur (facteur 40). La réinjection d'eau propre après colmatage ne permet pas de restaurer la perméabilité initiale, mais de gagner cependant un facteur proche de 6 par rapport à la valeur mesurée après colmatage.

Les essais d'injection en configuration radiale en chambre d'étalonnage ont montré une augmentation significative de pression mesurée par le capteur installé à l'entrée du massif durant l'essai. Les capteurs installés dans le massif sur un diamètre à différentes distances du centre enregistrent de faible augmentation de la pression de fluide. Ces résultats ont permis de mettre en évidence une hétérogénéité de dépôt aussi bien dans la direction radiale que dans la direction axiale. Un dépôt significatif de particules est observé au voisinage du forage dans le massif. Ce dépôt est plus important en partie basse du massif. Cette hétérogénéité est traduite par la formation d'un cake externe obtenu sur la surface interne du forage.

L'étude paramétrique réalisée a montré une grande influence de la concentration en particules sur le processus de transport et sur le dépôt de particules. En effet, le colmatage est plus rapide, en terme de masse injectée, pour les concentrations relativement plus élevées. Cela peut être attribué au nombre de particules qui peut être très important par unité de temps dans un pore pour une concentration élevée. Ce dernier est susceptible de se bloquer si sa taille ne permet pas de faire passer ce nombre de particules à la fois. En revanche, cette tendance s'inverse pour les concentrations relativement faibles. Cela est attribué à la faible intensité de dépôt lors de la formation du cake pour une faible concentration.

L'influence de débit d'injection montre deux tendances opposées suivant la concentration en particules. Dans les essais réalisés à une concentration relativement forte, la vitesse de colmatage est plus rapide, en terme de masse injectée, pour un plus grand débit d'injection. En revanche, dans les essais réalisés à une concentration relativement faible, cette vitesse devient plus importante pour un plus faible débit d'injection.

Cette étude paramétrique montre également que la taille des particules influence leur dépôt dans le milieu. Plus la taille des particules est grande, plus le colmatage est rapide en terme de masse injectée. De façon similaire, un colmatage plus rapide est observé pour une taille d'accès aux pores plus faible et pour les milieux ayant des grains avec des surfaces rugueuses. La contrainte de confinement ne semble pas avoir un effet significatif sur le colmatage.

Dans le prochain chapitre, une modélisation du phénomène de transport et de dépôt de particules fines dans un milieu poreux sera présentée. Cette modélisation doit permettre d'évaluer le temps de colmatage pour une configuration expérimentale donnée. Dans cette modélisation, nous prendrons en compte les différents paramètres et mécanismes observés expérimentalement et présentés dans le présent chapitre qui peuvent intervenir pendant ce processus.

CHAPITRE 4. MODELISATION DU PHENOMENE DE COLMATAGE

Sommaire

4.1	Introduction	120
4.2	Modélisation de la filtration par le modèle de convection	121
4.2.1	Application du modèle sur les essais d'injection en cellule	124
4.2.2	Validation du modèle	128
4.3	Caractérisation du cake interne et/ou externe par le modèle d'Eylander	131
4.3.1	Cas d'un cake externe	134
4.3.2	Cas d'un cake interne	135
4.3.3	Résultats du modèle pour les deux cas (cakes interne et externe)	135
4.4	Développement d'un nouveau modèle de colmatage	137
4.4.1	Formulation du modèle	137
4.4.2	Analyse des essais d'injection en cellule	140
4.4.3	Validation du modèle	143
4.5	Conclusions	143

4.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons présenté les résultats expérimentaux concernant les phénomènes de transport et de dépôt des particules solides dans un milieu poreux. L'influence de plusieurs paramètres du milieu (taille de pores, rugosité de la surface des grains) et d'injection (concentration de la suspension, vitesse d'injection, taille des particules injectées) a été explorée. Les résultats obtenus ont permis de déterminer les phénomènes et les mécanismes prépondérants dans les processus de transport des particules, de dépôt et de colmatage du milieu. Cependant, les essais de laboratoire sont limités à la fois par leur nombre et à certaines conditions géométriques et sollicitations. L'application des résultats expérimentaux aux problèmes réels dans les conditions de réservoir nécessite le développement de modèles capables de décrire les phénomènes observés. De tels modèles peuvent être appliqués pour la simulation de l'endommagement hydrique d'un réservoir lors d'une opération de PWRI.

Plusieurs auteurs se sont intéressés à la modélisation de la filtration interne (e.g., Sharma et Pang, 1997 ; Moghadasi et al., 2004 ; Benamar et al., 2007). Ces auteurs ont souvent utilisé des modèles décrivant le processus de filtration en profondeur, dont le plus répandu est le modèle de convection-diffusion macroscopique dans lequel une loi phénoménologique de dépôt (souvent la loi de Herzig 1970) est intégrée. La difficulté pour prédire le dépôt en profondeur d'un milieu en utilisant ce modèle se situe au niveau de la forme de cette loi et dans la détermination de ses paramètres, étant donné qu'ils dépendent de plusieurs variables (taille des particules, taille des pores, débit d'injection).

Les résultats expérimentaux présentés dans le chapitre précédent ont permis de mettre en évidence une concentration de dépôt de particules relativement important à proximité du point d'injection, qui se traduit par la formation d'un cake interne ou externe. Des observations similaires ont été également rapportées dans les conditions de puits (Sharma, 1997, Ochi et al., 2007). L'effet dominant des cakes dans les évolutions de l'injectivité des réservoirs a favorisé le développement d'un autre type de modèle, plus simple à appliquer, pour la prévision de la baisse d'injectivité au cours du temps (Barkman et Davidson, 1972 ; Eylander, 1988 ; Khatib, 1994). Ces modèles supposent l'existence d'un cake interne et/ou externe et caractérisent l'évolution de son épaisseur au cours de l'injection.

Ce dernier chapitre est consacré à la modélisation du processus de filtration. Une première partie aborde la modélisation du processus de transport et de dépôt dans le milieu poreux, à partir d'un modèle de convection dans lequel on intègre une loi phénoménologique décrivant le dépôt et le relargage de particules. La loi proposée est une forme modifiée de la loi empirique

de Herzig (1970) avec un terme de dépôt non-linéaire et un terme décrivant le réentrainement des particules. Dans une deuxième partie, nous proposons une extension du modèle d'Eylander (1988), sous la forme d'un modèle semi-analytique simple pour la simulation de la diminution de l'injectivité lors de l'injection. Ce modèle prend en compte une distribution spatiale de l'intensité du dépôt dans le milieu.

4.2 Modélisation de la filtration par le modèle de convection

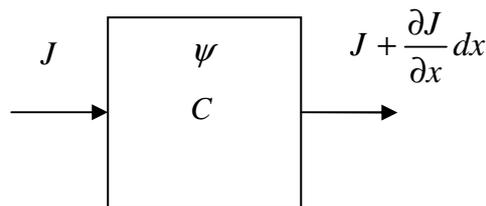
4.2.1 Cadre théorique

L'équation traduisant le mécanisme de transport et de dépôt des particules dans un milieu poreux peut s'établir en se basant sur l'équation de conservation de masse des particules ainsi que l'équation de la cinématique du transport et du dépôt des particules. Dans cette partie, nous établirons le modèle mathématique 1D décrivant ces deux mécanismes en partant des hypothèses suivantes :

- la vitesse des particules est la même que la vitesse du fluide;
- le fluide et les particules sont incompressibles;
- la vitesse du fluide est supposée constante;
- la viscosité du fluide ne dépend pas de la concentration des particules.

Étudions un volume élémentaire représentatif (VER) et notons :

- dV : volume du VER (L^3);
- dV_ϕ : volume poreux initial du VER (L^3);
- u : vitesse moyenne de l'écoulement (vitesse de Darcy) (L/T);
- ϕ_m : porosité initiale du milieu (-);
- C : concentration en particules dans le fluide (M/L^3);
- q : débit volumique de fluide (L^3/T);
- $J = qC$: débit massique de particules (M/T);
- ψ : concentration de particules déposées dans le volume poreux (M/L^3).



La masse de particules (MDP) en suspension dans le fluide interstitiel et la masse des particules déposées dans le VER sont données respectivement par CdV_ϕ et ψdV_ϕ . Le bilan de masse des particules s'écrit :

$$MDP \text{ entrante} = MDP \text{ en suspension} + MDP \text{ déposée} + MDP \text{ sortante}$$

On en déduit l'équation suivante :

$$Jdt = dCdV_\phi + d\psi dV_\phi + (J + \frac{\partial J}{\partial x} dx)dt \quad (4-1)$$

A partir des définitions ci-dessus, on obtient:

$$\frac{dC}{dt} + \frac{u}{\phi_m} \frac{\partial C}{\partial x} + \frac{d\psi}{dt} = 0 \quad (4-2)$$

Comme décrit dans le chapitre I, le taux de dépôt $d\psi/dt$ dépend de la quantité de particules disponibles C , mais également de la concentration des particules déposées ψ (Iwasaki, 1937 ; Zamani et Maini, 2009). Une forme couramment utilisée (Herzig et al. (1970)) suppose que le terme $\partial\psi/\partial t$ est proportionnel à la concentration des particules avec un coefficient cinétique de dépôt κ_d :

$$\frac{d\psi}{dt} = \kappa_d C \quad (4-3)$$

Rappelons que la densité de particules déposée est souvent notée avec la lettre σ . Ce paramètre est noté ici ψ afin de ne pas le confondre avec la contrainte, notée généralement avec la lettre σ en mécanique. De façon similaire, le coefficient de dépôt est souvent noté K_d . Ce paramètre est noté ici κ_d afin de ne pas le confondre avec le module de compression drainé, utilisé souvent avec la même notation par les géo-mécaniciens.

Dans la procédure de calcul, il est nécessaire d'actualiser la porosité du milieu en fonction de la quantité de particules déposées en un point. La porosité totale du milieu peut être calculée en fonction de la concentration des particules déposées, à l'aide de l'expression suivante :

$$\phi = \phi_m - \frac{\psi}{\rho_s} \quad (4-4)$$

Cependant les observations microscopiques sur les éprouvettes prélevées après les essais d'injection, présentées dans le chapitre précédent (Figure 3-4) et les essais de porosimétrie au mercure (Figure 3-5) montrent que le milieu poreux avec les particules déposées peut être représenté comme un milieu à double porosité. Comme schématisé sur la Figure 4-1, on peut considérer que les particules déposées forment des agglomérats ayant une porosité interne.

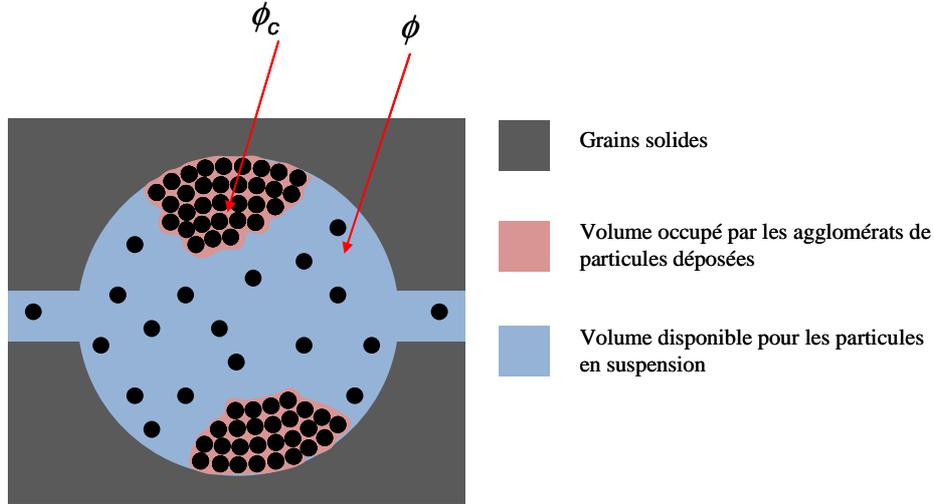


Figure 4-1 – Schéma d'un milieu à double porosité : ϕ est la porosité du milieu ; ϕ_c est la porosité de l'agglomérat (cake)

On peut logiquement supposer que les particules solides en suspension ne peuvent pas pénétrer dans l'espace intra-agglomérat. Le volume poreux disponible pour les particules en suspension est donc le volume poreux situé à l'extérieur des agglomérats de particules déposées. La masse de particules en suspension dans le volume poreux est donc donnée par l'expression $CdV_\phi[1-\psi/(\rho_s(1-\phi_c))]$ où ϕ_c est la porosité intra-agglomérat. Avec cette expression, l'équation (4-1) de conservation de la masse des particules se transforme en :

$$Jdt = dCdV_\phi \left(1 - \frac{\psi}{\rho_s(1-\phi_c)} \right) + d\psi dV_\phi + \left(J + \frac{\partial J}{\partial x} dx \right) dt \quad (4-5)$$

Compte tenu des définitions $J=qC$, $q=udA$, $dA=dydz$, $dV=dx dy dz$ et $dV_\phi = \phi_m dV$ on obtient :

$$\left(1 - \frac{\psi}{\rho_s(1-\phi_c)} \right) \frac{dC}{dt} + \frac{u}{\phi_m} \frac{\partial C}{\partial x} + \frac{d\psi}{dt} = 0 \quad (4-6)$$

La pression d'injection est calculée en faisant l'hypothèse d'une relation porosité-perméabilité de type puissance décrite:

$$k = k_0 \left(\frac{\phi}{\phi_m} \right)^n \quad (4-7)$$

où k_0 et k sont respectivement la perméabilité initiale et la perméabilité au cours de l'injection et n est un paramètre. On note que la relation perméabilité-porosité est exprimée en fonction de la porosité totale ϕ (équation (4-5)) car l'eau peut pénétrer dans les pores de l'agglomérat. L'utilisation d'une telle relation permet de suivre à la fois les évolutions de la perméabilité et le profil des pressions dans le milieu au cours de l'injection.

4.2.2 Résolution numérique

L'équation (4-7) est résolue en utilisant la méthode des différences finies. La forme discrétisée de cette équation est la suivante :

$$\left(1 - \frac{\psi_i^t}{\rho_s(1-\phi_c)}\right) \frac{C_i^{t+1} - C_i^t}{\Delta t} + \frac{u}{\phi_m} \frac{C_i^t - C_{i-1}^t}{\Delta x} + \kappa_d C_i^t = 0 \quad (4-8)$$

La variation de la concentration des particules déposées à chaque pas de temps est donnée par $\Delta\psi_i^t = \kappa_d C_i^t \Delta t$. La masse totale des particules filtrées dans l'éprouvette peut être calculée à l'aide de l'équation suivante :

$$M = \int_0^L \int_0^t \frac{d\psi}{dt}(x) \phi_m A dx dt \quad (4-9)$$

Sous forme discrétisée, la variation de la masse totale filtrée dans l'éprouvette à chaque pas de temps est calculée par :

$$\Delta M^t = \sum_{i=1}^{N-1} \kappa_d \frac{(C_i^t - C_{i+1}^t)}{2} \phi_m A \Delta x \Delta t \quad (4-10)$$

Les conditions initiales sont $C_i^0 = 0$ et $\psi_i^0 = 0$. La condition aux limites est $C_1^t = C_{inj}$ où C_{inj} est la concentration des particules en suspension dans le fluide injecté. Le profil de la pression dans le modèle est calculé à partir de la loi porosité-perméabilité (équation 4-7) et la loi de Darcy. On obtient la pression dans chaque nœud i sous la forme :

$$P_i^t = P_{i+1}^t + \frac{ug}{(k_i^t + k_{i+1}^t)/2} \Delta x \quad (4-11)$$

avec la condition aux limites : $P_N^t = 0$.

4.2.3 Application du modèle aux essais d'injection en cellule

4.2.3.1 Evolution de la masse de particules déposées

Nous avons appliqué ce modèle en calant le coefficient cinétique de dépôt κ_d de la loi constitutive (4-3) sur les résultats d'évolution de la masse de particules déposées dans les essais d'injection en cellule (NE2, NE3, NE9). Ces essais ont été réalisés sur trois milieux présentant différentes tailles de pores. Les résultats de ce calage sont présentés sur la Figure 4-2 et les valeurs de κ_d correspondantes sont données dans le Tableau 4-1. La valeur de κ_d est d'autant plus élevée, que la taille des pores du milieu est petite. La Figure 4-2 montre que l'évolution de

la masse décrite par le modèle est quasi linéaire tandis que les mesures expérimentales montrent une évolution non-linéaire de la masse déposée au cours de l'essai.

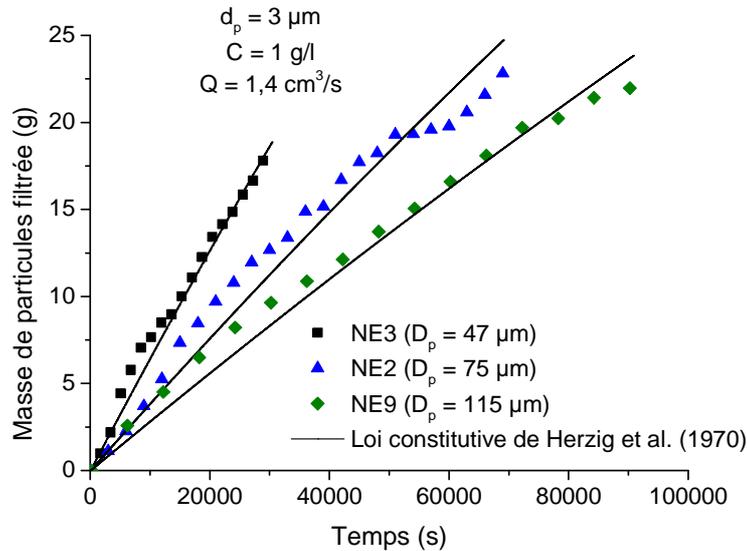


Figure 4-2 – Simulation de l'évolution de la masse filtrée pour les essais NE2, NE3, NE9 réalisés dans la cellule d'injection en calant le paramètre κ_d de la loi constitutive de Herzig et al. (1970)

Tableau 4-1 – Valeurs du coefficient de dépôt κ_d

Essai	NE3 ($D_p = 47 \mu\text{m}$)	NE2 ($D_p = 75 \mu\text{m}$)	NE9 ($D_p = 115 \mu\text{m}$)
$\kappa_d (\text{s}^{-1})$	$5,8 \times 10^{-3}$	$2,9 \times 10^{-3}$	$2,1 \times 10^{-3}$

Afin d'améliorer le modèle, nous proposons de modifier la loi constitutive de dépôt de particules pour une meilleure prise en compte des phénomènes physiques mis en jeu. Le dépôt de particules dans le volume poreux lors de l'injection provoque une diminution de la porosité et de la taille des pores, ce qui peut accentuer le processus de dépôt de particules. D'autre part, cette diminution de la taille des pores induit une augmentation de la vitesse locale de l'écoulement dans le milieu, ce qui peut conduire au réentraînement des particules déjà déposées, à cause de l'augmentation des forces hydrodynamiques. Ces deux mécanismes antagonistes ne sont pas pris en compte dans la loi constitutive de Herzig et al. (1970) (équation 4-4). On propose donc, dans la suite, une loi constitutive qui prend en compte, de manière simple, les mécanismes mentionnés ci-avant, en se basant sur les travaux de Vardoulakis et al. (1996) et Wang et al. (2011), sous la forme suivante :

$$\frac{d\psi}{dt} = \kappa_d C(1 + \beta\psi) - \kappa_r \psi \quad (4-12)$$

Le premier terme $\kappa_d C(1 + \beta\psi)$ a comme conséquence une accentuation du phénomène de dépôt avec la quantité des particules déjà déposées. Cette accentuation est contrôlée par le

paramètre β (L^3/M). Le phénomène de relargage (réentraînement de particules) est pris en compte dans le deuxième terme de l'équation (4-12) par le biais d'un coefficient de relargage κ_r . On suppose que le taux de relargage augmente linéairement avec l'augmentation de la concentration des particules déjà déposées.

L'équation (4-10) est modifiée comme suit:

$$\Delta M^t = \sum_{i=1}^{N-1} \left[\kappa_d \frac{C_i^t + C_{i+1}^t}{2} \left(1 + \beta \frac{\Psi_i^t + \Psi_{i+1}^t}{2} \right) - \kappa_r \frac{\Psi_i^t + \Psi_{i+1}^t}{2} \right] \phi_m A \Delta x \Delta t \quad (4-13)$$

Ce nouveau modèle, avec la loi constitutive proposée, a été appliqué sur les mêmes essais que ceux utilisés auparavant en calculant les trois paramètres (κ_d , β , κ_r). Les paramètres du modèle sont donnés dans le Tableau 4-2 et les résultats de la simulation sont présentés sur la Figure 4-3. On observe que la loi proposée permet de mieux représenter l'évolution de la masse de particules déposées lors des essais d'injection. Les valeurs de κ_d diminuent avec l'augmentation de la taille des pores du milieu, tandis que les paramètres κ_r et β restent constants et ne semblent donc pas dépendre de la taille des pores (Tableau 4-2).

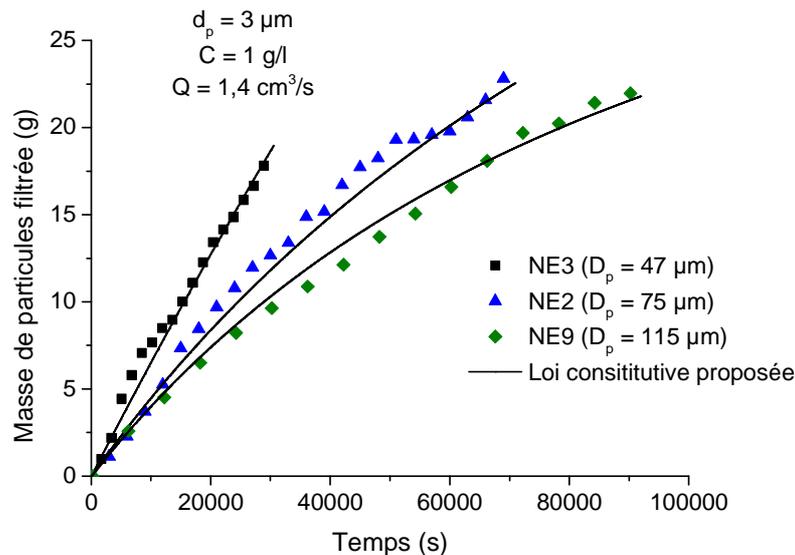


Figure 4-3 - Simulation de l'évolution de la masse filtrée pour les essais NE2, NE3, NE9 réalisés dans la cellule d'injection des essais d'injection en cellule avec la loi constitutive proposée de dépôt et relargage

Tableau 4-2 – Valeurs des paramètres de la loi constitutive proposée

Essai	NE3 ($D_p = 47 \mu\text{m}$)	NE2 ($D_p = 75 \mu\text{m}$)	NE9 ($D_p = 115 \mu\text{m}$)
$\kappa_d \text{ (s}^{-1}\text{)}$	$5,2 \times 10^{-3}$	3×10^{-3}	$2,65 \times 10^{-3}$
$\kappa_r \text{ (s}^{-1}\text{)}$	$4,5 \times 10^{-5}$	$4,5 \times 10^{-5}$	$4,5 \times 10^{-5}$
$\beta \text{ (cm}^3\text{/g)}$	15	15	15

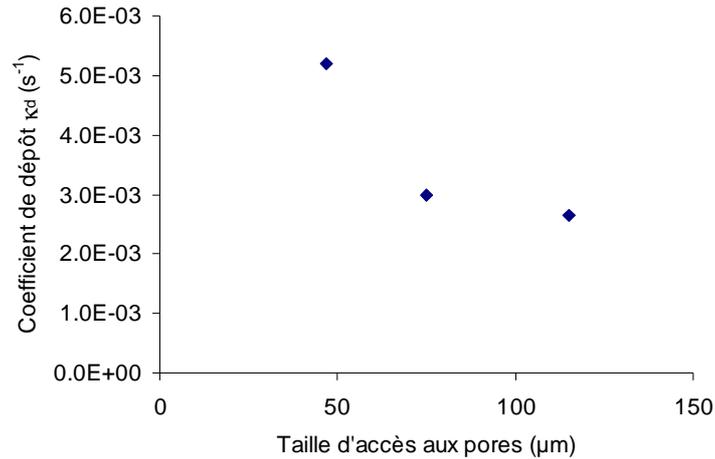


Figure 4-4 – Evolution du coefficient de dépôt en fonction de la taille d'accès aux pores du milieu

4.2.3.2 Evolution de la pression d'injection

Afin de reproduire l'évolution de la pression d'injection dans les essais NE2, NE3 et NE9, nous avons calé le paramètre n tout en gardant constants les paramètres présentés dans le Tableau 4-2. Les résultats de ce calage sont présentés sur la Figure 4-5 et les valeurs du paramètre n sont données sur le Tableau 4-3. On observe une bonne concordance entre la pression d'injection donnée par le modèle et celle mesurée expérimentalement. Le paramètre n diminue avec l'augmentation de la taille des pores. Cette tendance est compatible avec celle trouvée pour les variations de la perméabilité lors de la compaction des roches (David et al., 1994). Généralement, pour la compaction des roches, ce paramètre est plus élevé pour les roches ayant des porosités plus faibles traduisant une plus grande sensibilité de la perméabilité des roches peu poreuses aux variations de la porosité. Cependant, les valeurs numériques de n trouvées sont nettement plus grandes que celles trouvées pour la compaction des roches, qui sont généralement inférieures à 25. Ceci étant dit, les relations perméabilité-porosité sont définies pour un processus de variation de porosité identifié et il n'y a pas une relation unique qui soit applicable pour tous les processus (Bernabé et al, 2003 ; Ghabezloo et al., 2009). Les valeurs du paramètre n évaluées ici pour la diminution de la porosité due au dépôt des particules et au remplissage progressif des pores, ne sont pas forcément comparables avec celles

correspondants à d'autres processus de variation de porosité. Les évolutions de la pression d'injection observées dans les essais (e.g. Figure 4-5) sont fortement non-linéaires. La simulation de ces évolutions nécessite une relation porosité-perméabilité fortement non-linéaire, ce qui est obtenue en calant une valeur pour le paramètre n .

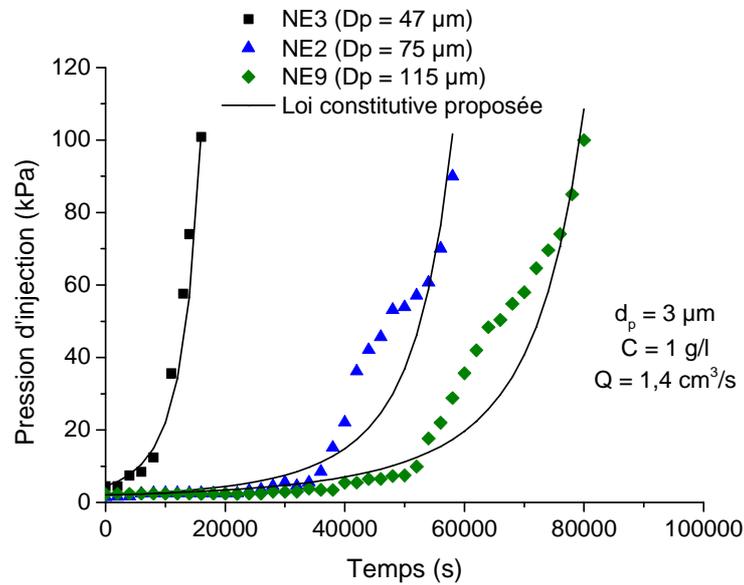


Figure 4-5 - Simulation de la pression d'injection avec la loi constitutive proposée pour les essais NE2, NE3, NE9 réalisés dans la cellule d'injection

Tableau 4-3 – Valeurs du paramètre n pour les différents essais

Essai	NE3 ($D_p = 47 \mu\text{m}$)	NE2 ($D_p = 75 \mu\text{m}$)	NE9 ($D_p = 115 \mu\text{m}$)
n	70	35	28

4.2.4 Validation du modèle

Afin de valider le modèle de convection avec les modifications apportées sur la loi constitutive de dépôt, on a choisi quatre essais avec un paramètre variable (débit d'injection). On cale le modèle sur trois essais, puis, on simule le quatrième qui n'a pas été utilisé dans la procédure de calage. Pour cela nous avons choisi les essais NE10, NE11, NE12 et NE13, réalisés à différents débits d'injection (3, 4, 7 et 8 cm^3/s). Les essais utilisés pour le calage sont NE10, NE11 et NE13. En supposant que le débit d'injection va influencer seulement sur le mécanisme de réentraînement, nous n'avons fait varier que le coefficient de relargage κ_r dans la procédure de calage. Les sables utilisés dans ces quatre essais ont une taille moyenne de pores de 75 μm , identique à l'essai NE2. Les valeurs des paramètres κ_d et n ont été prises égales à celles déterminées pour cet essai, ($3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ et 35 respectivement). Cependant nous avons dû

augmenter légèrement le paramètre β à $17 \text{ cm}^3/\text{gr}$ pour une meilleure reproduction des résultats expérimentaux. Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 4-6, et les paramètres correspondants du modèle pour ces essais sont donnés sur le Tableau 4-4. L'évolution du coefficient de relargage κ_r en fonction du débit d'injection est présentée sur la Figure 4-8. On observe une augmentation de ce coefficient avec l'augmentation du débit d'injection. Un débit plus fort (i.e. vitesse plus élevée) ré-entraîne plus facilement les particules qui ont déjà été déposées dans le milieu.

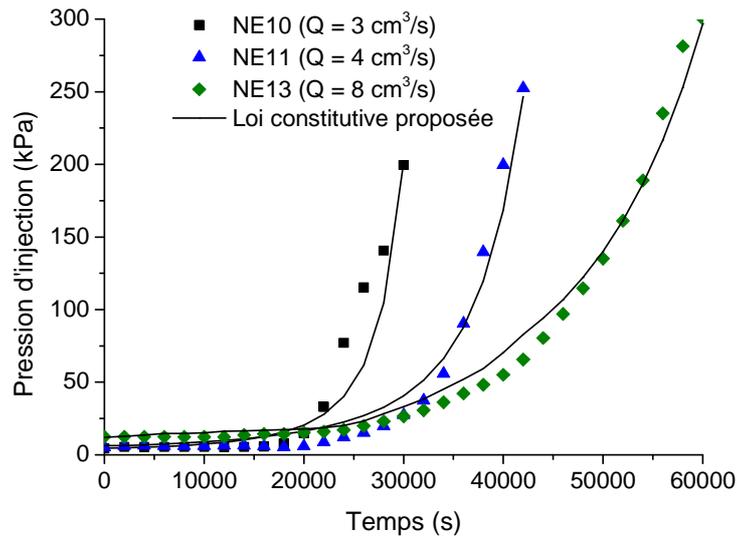


Figure 4-6 – Simulation de la pression d'injection pour les essais réalisés sur la cellule d'injection à différents débits d'injection (NE10, NE11 et NE13)

La Figure 4-7 présente le profil de porosité et le profil de perméabilité le long de l'éprouvette. Ces profils ont été évalués en utilisant les paramètres de l'essai NE10 (Tableau 4-4) pour différents volumes injectés ; $0,06 \text{ m}^3$ (le volume injecté pour atteindre 200 kPa (voir Figure 4-6)) – $0,09 \text{ m}^3$ et $0,12 \text{ m}^3$. Ces profils montrent une diminution d'un ordre de grandeur de perméabilité près de point d'injection pour un volume injecté de $0,06 \text{ m}^3$. Une diminution de six ordres de grandeur est obtenue pour le double de volume injecté ($0,12 \text{ m}^3$), ce qui met en évidence une forte non-linéarité du phénomène de colmatage.

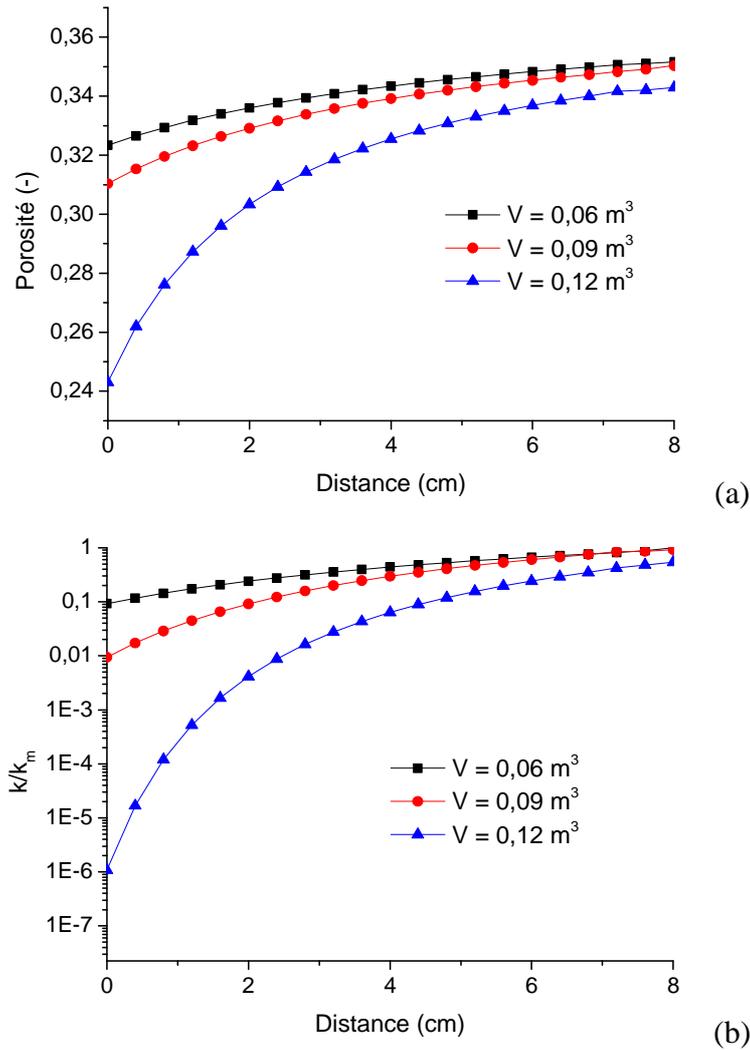
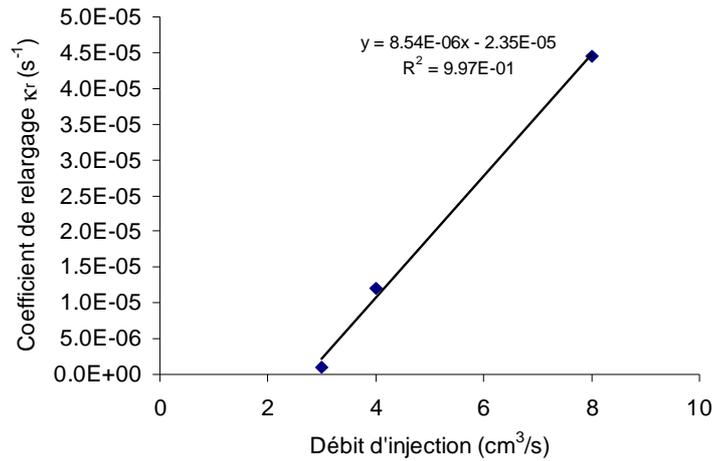
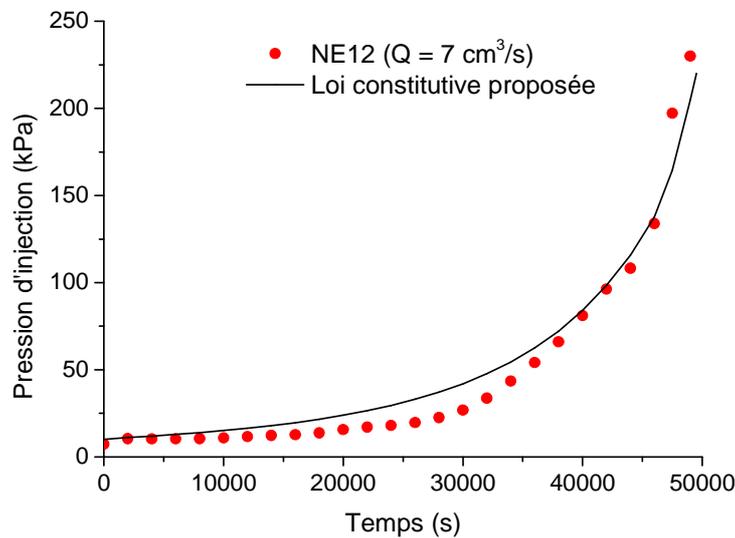


Figure 4-7 – Simulation de l'essai NE10 ($Q = 3 \text{ cm}^3/\text{s}$) pour différents volume injecté ;(a) profil de porosité ;(b) profil de perméabilité

Tableau 4-4 – Valeurs des paramètres du modèle pour les trois essais réalisés à différents débits

Essai	NE10 ($Q = 3 \text{ cm}^3/\text{s}$)	NE11 ($Q = 4 \text{ cm}^3/\text{s}$)	NE13 ($Q = 8 \text{ cm}^3/\text{s}$)
$\kappa_d \text{ (s}^{-1}\text{)}$	3×10^{-3}	3×10^{-3}	3×10^{-3}
$\kappa_r \text{ (s}^{-1}\text{)}$	10^{-6}	$1,2 \times 10^{-5}$	$4,45 \times 10^{-5}$
$\beta \text{ (cm}^3/\text{g)}$	17	17	17
n	35	35	35

Après cette étape de calage, le modèle peut être validé en simulant l'essai NE12 qui n'a pas encore été utilisé. A l'aide d'une interpolation linéaire des résultats de la Figure 4-8, on trouve $\kappa_r = 3,63 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ pour un débit d'injection de $7 \text{ cm}^3/\text{s}$. Les valeurs des autres paramètres (κ_d , β et n) sont identiques à celles données dans le Tableau 4-4. Le résultat de la simulation est présenté sur la Figure 4-9. Nous observons un très bon accord, ce qui confirme la pertinence de la loi constitutive proposée

Figure 4-8 – Evaluation du coefficient de relargage κ_r Figure 4-9 – Validation du modèle – simulation d'un essai réalisé avec un débit de $7 \text{ cm}^3/\text{s}$ sans calage des paramètres ($\kappa_r = 4,8 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$)

4.2.5 Modélisation de l'essai NE1

Une fois le modèle validé, nous avons simulé l'essai de référence NE1 réalisé sur la cellule d'injection avec un débit d'injection $1,4 \text{ cm}^3/\text{s}$ et une concentration de 1 g/l . La Figure 4-10 présente une modélisation numérique, en utilisant le modèle de convection avec la loi constitutive proposée. Les valeurs des paramètres du modèle sont présentées dans le Tableau 4-5. L'ensemble des résultats du modèle montre un bon accord avec les données expérimentales correspondant à l'essai avec quelques décalages qui sont visibles dans la courbe de restitution (C_{eff}/C_0) que l'on peut attribuer aux artefacts de mesure lors de l'essai comme il a été mentionné dans la section 3.3.2.2.

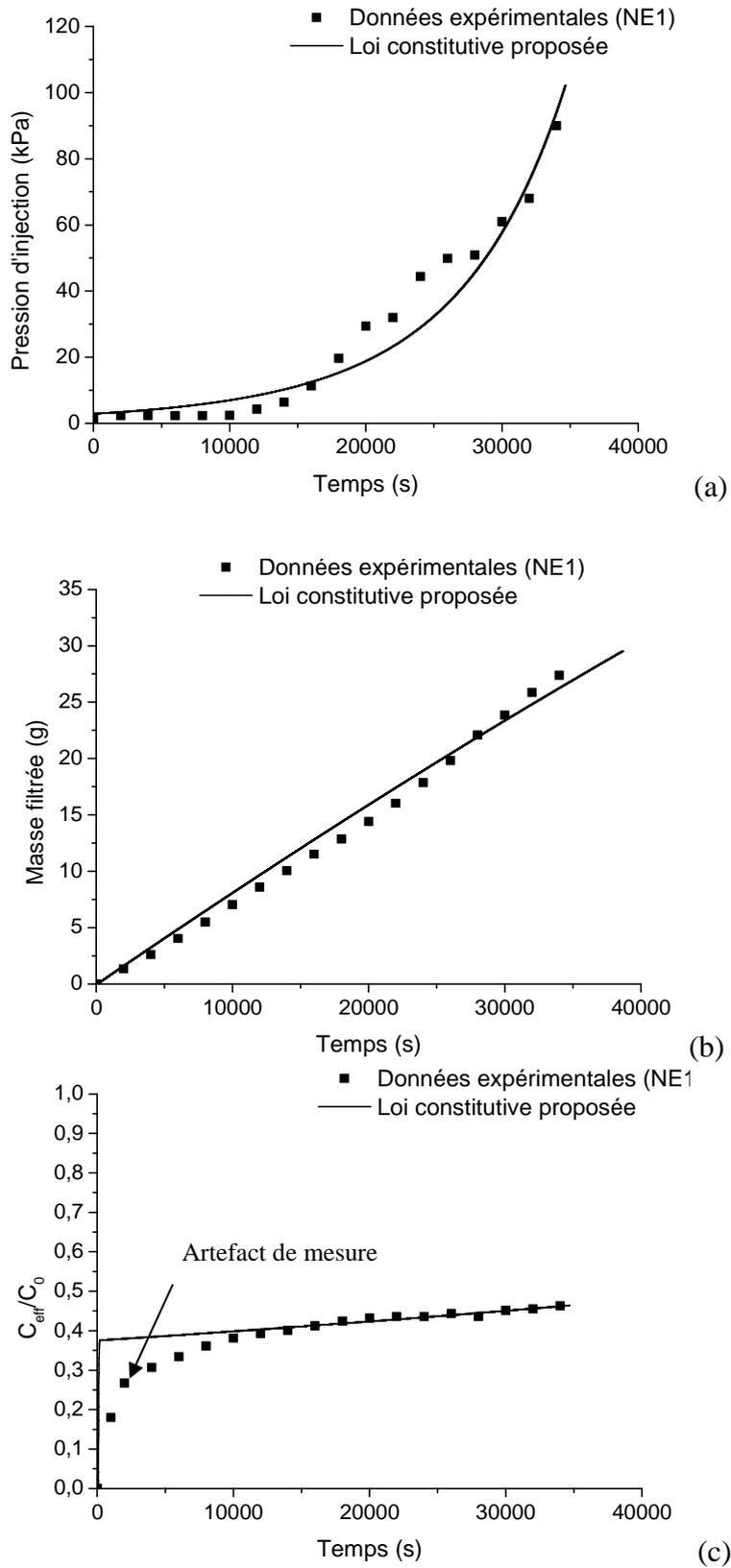


Figure 4-10 – Modélisation numérique de l'essai (NE1) ; (a) évolution de la pression d'injection; (b) évolution de la masse filtrée; (c) évolution de la concentration de fluide sortant

Tableau 4-5 – Valeurs des paramètres du modèle pour l'essai NE1

Essai	κ_d (s ⁻¹)	κ_r (s ⁻¹)	β (cm ³ /g)	n
NE1	$3,3 \times 10^{-3}$	$4,5 \times 10^{-5}$	15	39

Le modèle présenté, qui tient compte des phénomènes physiques de dépôt et de relargage, permet une bonne description des observations expérimentales. Il peut être généralisé au cas tridimensionnel. Son utilisation nécessite la connaissance des coefficients de dépôt et de relargage et la résolution d'une équation différentielle. Dans la suite, nous présentons un modèle simplifié, basé sur l'approche d'Eylander (1988) dans lequel on postule directement une distribution spatiale des particules déposées formant un cake interne. Comme on le verra, cette approche, limitée au cas unidimensionnel, permet une évaluation directe de l'évolution de la pression d'injection. Nous présenterons tout d'abord le modèle de caractérisation du cake tel que proposé par Eylander, puis nous discuterons des limites de cette approche et nous y apporterons des modifications afin de mieux décrire l'évolution de la pression d'injection tout au long du processus.

4.3 Caractérisation du cake interne et/ou externe par le modèle d'Eylander

Il existe dans la littérature plusieurs modèles caractérisant le cake interne et le cake externe qui se forment à l'entrée d'un milieu au cours de l'injection d'une suspension (Figure 1-9) (Barkman et Davidson 1972 ; Eylander 1988 ; Khatib 1994 ; Pang et Sharma 1997). Ces modèles caractérisent plus particulièrement l'épaisseur, la porosité et la perméabilité du cake. La formulation théorique de ces modèles consiste à répartir l'augmentation de la pression (ou la diminution de la perméabilité) lors de l'injection entre le milieu et le cake. Elle conduit à une simple corrélation entre les paramètres du modèle qui permettent la prévision de l'évolution de la perméabilité du milieu. Le premier modèle est proposé par Barkman et Davidson (1972) qui prédit le taux de diminution de la perméabilité à partir d'une simple mesure du rapport entre la concentration en particules du fluide et la perméabilité du cake formé par ces particules. Lorsque le cake est complètement formé, un calage linéaire entre le volume cumulé de l'eau injectée en fonction de la racine carrée du temps permet de déterminer la perméabilité du cake et celle du milieu : La pente de cette droite donne la perméabilité du cake et l'ordonnée à l'origine donne la perméabilité du milieu.

Eylander (1988) suggère que ce modèle est applicable seulement pour les essais à pression constante, car il observe des divergences dans les essais à débit contrôlé. Il a donc proposé un

modèle basé sur les mêmes hypothèses que celles de Barkman et Davidson (1972), mais capable de prévoir les caractéristiques du cake à partir des données d'un essai à débit contrôlé.

Dans cette section, nous utilisons le modèle d'Eylander afin de caractériser les cakes (externe ou interne). On pourra se reporter à la section 1.4.4 de ce manuscrit pour une description détaillée de ce modèle. On étudiera successivement la possibilité de formation d'un cake externe ou interne.

4.3.1 Cas d'un cake externe

Dans ce paragraphe, nous rappelons les équations fondamentales du modèle, dans le cas de la formation d'un cake externe, appliquées sur les courbes de pression d'injection de différents essais :

$$\frac{dt}{dV} \Delta p = mV + b \quad (4-14)$$

$$m = \frac{\mu}{A^2} \frac{\rho_l}{\rho_s} W C_k S_0^2 \frac{(1-\phi_c)}{\phi_c^3} \quad (4-15)$$

$$e = \frac{WV\rho_l}{A(1-\phi_c)\rho_s} \quad (4-16)$$

L'équation (4-14) nous permet d'évaluer la valeur de m à partir de la deuxième partie linéaire de l'évolution de la pression d'injection en fonction du volume injecté (Figure 4-11). A partir de l'équation (4-15) on calcule la valeur de ϕ_c .

Enfin l'épaisseur du cake e est donnée par l'équation (4-16). Dans cette étude, le volume V est pris égal au volume total injecté pendant l'essai, autrement dit le volume pour lequel la pression d'injection s'approche de la pression de confinement.

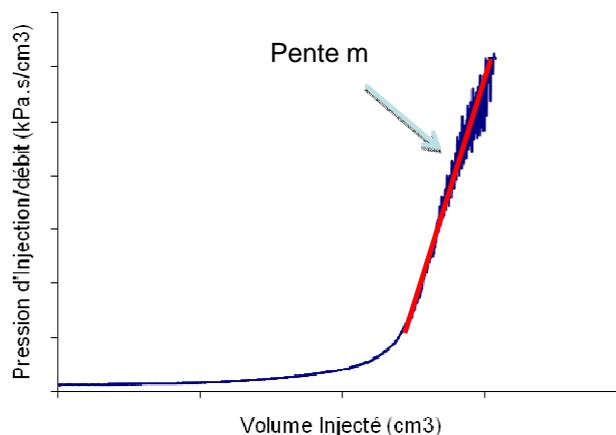


Figure 4-11 - Calage du modèle sur les données expérimentales pour déterminer m

4.3.2 Cas d'un cake interne

Une méthodologie similaire à celle mise en œuvre par le cake externe est employée pour le calcul des différentes caractéristiques du cake interne. Dans ces cas le paramètre m dans ce cas est calculé à l'aide de l'équation suivante :

$$m = \frac{\mu W \rho_l}{A^2 \rho_s (1 - \phi_c) \phi_m} \left(\frac{1}{k'_m} - \frac{1}{k_m} \right) \quad (4-17)$$

Comme mentionné dans le chapitre 1, dans l'équation (4-17), il y a deux inconnues ; la porosité du cake ϕ_c et la perméabilité k'_m du milieu après dépôt de particules. Etant donné que le volume occupé par les pores inclut la porosité propre des particules fines et celle du milieu initial simultanément, l'équation de Kozeny-Carman (eq 4-18), utilisée dans l'analyse du cake externe, n'est plus valable. La perméabilité k'_m peut être exprimée en fonction de la perméabilité initiale du milieu k_m et de celle de l'agglomérat formé par les particules k_c , en introduisant le paramètre f exprimant la fraction de volume poreux occupée par les agglomérats de particules déposées.

$$k = \frac{\phi^3}{C_{kc} \cdot S^2 \cdot (1 - \phi)^2} \quad (4-18)$$

$$k'_m = f \phi_m k_c + (1 - f) \phi_m k_m \quad (4-19)$$

L'équation (4-19) se réduit dans le cas limite de blocage total ($f = 1$) à :

$$k'_m = \phi_m k_c \quad (4-20)$$

A partir de ces équations on trouve :

$$m = \frac{\mu W \rho_l}{A^2 \rho_s (1 - \phi_c) \phi_m} \left(\frac{1}{\phi_m k_c} - \frac{1}{k_m} \right) \quad (4-21)$$

En utilisant l'équation 4-18 on trouve :

$$m = \frac{\mu W \rho_l}{A^2 \rho_s \phi_m} \left(\frac{C_k S_0^2 (1 - \phi_c)}{\phi_m \phi_c^3} - \frac{1}{k_m (1 - \phi_c)} \right) \quad (4-22)$$

4.3.3 Résultats du modèle pour les deux cas (cakes interne et externe)

Dans ce paragraphe, nous avons fait le choix d'appliquer le modèle d'Eylander sur quelques essais réalisés sur la cellule d'injection à différentes concentrations (NE10, NE16, NE17, NE18, NE19) afin d'évaluer la porosité et l'épaisseur des cakes interne et externe potentiellement formés au cours de l'essai. Il n'est pas possible, à partir des observations de nos essais, de

savoir si un cake interne ou externe est formé. Nous étudions donc les deux configurations. La Figure 4-12 présente l'évolution de la porosité du cake en fonction de la concentration et la Figure 4-13 présente l'évolution de l'épaisseur du cake. Ces évolutions correspondent aux cas du cake externe et du cake interne. La Figure 4-12 montre une augmentation de la porosité du cake (interne et externe) avec l'augmentation de la concentration. Ce résultat est compatible avec nos observations sur l'effet de la concentration dans la gamme des valeurs de concentration relativement faible. De façon similaire, sur la Figure 4-13 nous observons que l'épaisseur du cake augmente avec la concentration. Ces figures montrent aussi que si le cake se forme à l'extérieur, il est moins épais mais plus dense que s'il se forme à l'intérieur. Notons que le cake interne se forme à l'intérieur d'une structure granulaire. Cette structure permet aux petites particules de s'agglomérer de façon plus lâche et de s'étaler sur une zone plus grande que dans le cas du cake externe.

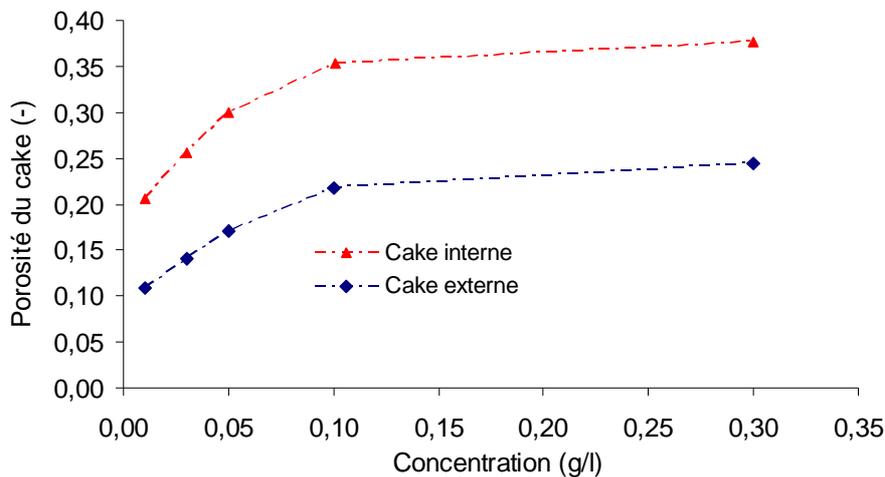


Figure 4-12 – Evaluation de la porosité des cakes externe et interne par le modèle d'Eylander 1988

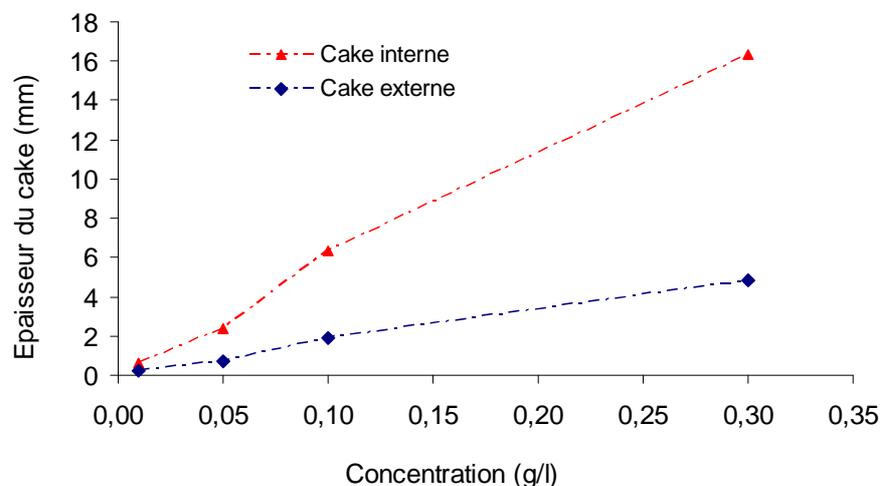


Figure 4-13 - Evaluation de l'épaisseur du cake externe et interne pour des essais réalisés à différentes concentrations sur la cellule d'injection par le modèle d'Eylander

4.4 Développement d'un nouveau modèle de colmatage

Dans le modèle d'Eylander, on considère que le cake est uniforme dans le milieu, qu'il remplit tous les pores et que sa porosité interne est constante. Autrement dit, à l'intérieur de la zone du cake, ce modèle suppose un remplissage instantané de la totalité du volume poreux par le cake. La variation de pression totale dans le milieu est la somme de la variation de la pression du cake et de celle du milieu. Les limites de ce modèle sont liées à ces hypothèses. En effet, la filtration progressive en profondeur du milieu est négligée. Les hypothèses du modèle (cake uniforme d'une épaisseur donnée à l'intérieur du milieu poreux, remplissage instantané des pores dans un point donné, porosité interne constante) conduisent, pour une injection à débit constant, à une augmentation linéaire de l'épaisseur du cake avec le temps.

Dans ce paragraphe, nous proposons un nouveau modèle basé sur les mêmes idées que le modèle d'Eylander (1988), mais en apportant des améliorations sur plusieurs points : nous supposons que les particules se déposent en profondeur dans le milieu poreux avec une intensité maximale au point d'injection, qui diminue progressivement dans la profondeur du milieu. De plus, nous supposons un remplissage progressif des pores du milieu avec un cake ayant une porosité interne constante. Dans ce modèle, le cake est donc considéré comme une structure poreuse formée par les particules déposées. Le milieu poreux et le cake forment par conséquent un milieu à double porosité (voir Figure 4-1). Un autre changement par rapport au modèle d'Eylander concerne la loi de perméabilité-porosité utilisée. Eylander (1988) utilise la loi de Kozeny-Carman, tandis que dans le nouveau modèle, une loi de type puissance est utilisée qui peut potentiellement, suivant l'exposant utilisé pour cette loi, donner une non-linéarité plus forte aux variations de la perméabilité et par conséquent aux variations de la pression au cours de l'injection.

4.4.1 Formulation du modèle

La première équation utilisée dans ce modèle est la conservation de la masse des particules (MDP) (masse de particules injectées, déposées et en suspension). Pour application aux essais d'injection réalisés au laboratoire nous négligeons la masse de particules sortantes. Notons que pour une application de ce modèle pour le cas d'injection dans un réservoir, il n'y a pas non plus de particules sortantes du milieu.

4.4.1.1 Bilan de masse

Supposons un milieu poreux unidimensionnel (équivalent à une éprouvette dans un essai d'injection) ayant une longueur L , une surface A et une porosité ϕ_m . Le milieu est soumis à l'injection d'un volume V d'un fluide de densité ρ_l , contenant des particules de densité ρ_s en suspension avec une concentration massique C' (gr/gr). On utilise une concentration massique ici pour être compatible avec le modèle d'Eylander tel que :

$$C' = \frac{C}{\rho_l} \quad (4-23)$$

On définit le paramètre f comme le rapport entre le volume du cake V_C et le volume poreux V_{ϕ_m} pour décrire le niveau de remplissage du volume poreux par le cake dans un point donné.

$$f(x) = \frac{V_C}{V_{\phi_m}} \quad (4-24)$$

$f = 0$ correspond au milieu poreux non-rempli avant l'injection. Au cours de l'injection et avec la formation de cake, f augmente progressivement de façon non-uniforme dans le milieu, avec des valeurs plus grandes près du point d'injection. La valeur limite $f = 1$ correspond au remplissage total de volume poreux par le cake en un point donné.

Concernant les particules en suspension, on suppose que ces particules peuvent être uniquement dans le volume poreux non-rempli par le cake. Autrement dit, les particules ne peuvent pas être en suspension à l'intérieur du cake. On suppose également que la concentration des particules en suspension est la même que celle de l'injection. Ceci est évidemment une hypothèse simplificatrice, mais admissible pour les faibles concentrations de particules considérées ici.

Le bilan de masse des particules s'écrit :

$$\begin{aligned} \text{MDP injectées} &= \text{MDP déposées} + \text{MDP en suspension} \\ VC' \rho_l &= \int_0^L A(1 - \phi_c) \phi_m f(x) \rho_s dx + \int_0^L A \phi_m (1 - f(x)) C' \rho_s dx \end{aligned} \quad (4-25)$$

En s'inspirant des profils de concentration des particules déposées, obtenues par la modélisation numérique de transport-déposition-relargage des particules dans un milieu poreux (présenté dans la section 4.2), on adopte la forme empirique suivante pour la distribution de variable f dans le milieu :

$$f(x) = \frac{a}{x/L + b} \quad (4-26)$$

où a et b sont les paramètres du modèle. Nous avons $b \geq a$ (car $f \leq 1$) et le rapport a/b donne la valeur du remplissage maximal du volume poreux obtenue au point d'injection ($x = 0$). A

partir des équations (4-25) et (4-26) on peut exprimer le paramètre a en fonction du paramètre b et des autres paramètres du modèle, tel que :

$$a = \frac{VC' \rho_l - ALC' \rho_s \phi_m}{A \phi_m \rho_s L \ln(1 + \frac{1}{b})(1 - \phi_c - C')} \quad (4-27)$$

4.4.1.2 Evolution de la pression d'injection

Le remplissage non-uniforme du milieu par le cake engendre une perméabilité non-uniforme qui diminue avec la progression du remplissage. En utilisant la loi de Darcy, l'évolution de la pression d'injection dans le milieu est exprimée par l'équation suivante :

$$\Delta P = \frac{\mu}{A} Q \int_0^L \frac{dx}{k_f(x)} \quad (4-28)$$

ou $k_f(x)$ est la perméabilité intrinsèque du milieu dans un point donné. La porosité ϕ du milieu peut être exprimée comme une fonction de la porosité initiale et de la porosité du cake via la fonction f en considérant un milieu à double porosité comme schématisé sur la Figure 4-1.

$$\phi = \frac{V_{\phi_m} - V_c + V_{\phi_c}}{V} = \phi_m - \frac{V_c}{V_{\phi_m}} \frac{V_{\phi_m}}{V} + \frac{V_{\phi_c}}{V_c} \frac{V_c}{V_{\phi_m}} \frac{V_{\phi_m}}{V} = \phi_m - f \phi_m + f \phi_c \phi_m \quad (4-29)$$

$$\phi(x) = \phi_m [1 - f(x)(1 - \phi_c)] \quad (4-30)$$

Lorsque $f = 0$ (état initial) la porosité est égale à la porosité initiale ϕ_m et quand $f = 1$ (remplissage total du milieu) la porosité du milieu ϕ est égale à $\phi_m \phi_c$ (porosité d'un milieu à double porosité).

En faisant l'hypothèse d'une relation perméabilité-porosité de type loi puissance, la perméabilité du milieu peut être exprimée comme suit :

$$k_f = k_m \left(\frac{\phi}{\phi_m} \right)^n \quad (4-31)$$

où n est un paramètre du modèle et k_m est la perméabilité initiale du milieu. A l'aide de l'équation (4-30) on trouve :

$$k_f(x) = k_m (1 - f(x)(1 - \phi_c))^n \quad (4-32)$$

En utilisant les équations (4-26) et (4-31), l'équation (4-28) devient :

$$\Delta P = \frac{\mu}{A} Q \int_0^L \frac{dx}{k_m \left(1 - \frac{a}{x/L + b} (1 - \phi_c) \right)^n} \quad (4-33)$$

Le paramètre a dans cette relation est donné par l'équation (4-27). L'équation (4-33) permet de simuler l'augmentation de la pression d'injection due à l'injection d'un volume de fluide contenant des particules en suspension et la formation d'un cake dans le milieu poreux.

4.4.2 Analyse des essais d'injection en cellule

Le modèle proposé est appliqué sur les résultats expérimentaux des essais d'injection en cellule. Nous avons choisi trois essais réalisés avec une concentration de particules de 0,1 gr/litres avec trois débits d'injection différents. A partir du calage des paramètres b et n le modèle permet de simuler l'évolution de la pression interstitielle au cours d'injection. Rappelons que le paramètre b contrôle la distribution de l'intensité de déposition et de formation du cake dans le milieu, tandis que le paramètre n contrôle la dépendance de la perméabilité aux variations de la porosité. Les paramètres du modèle sont présentés dans le Tableau 4-6.

Tableau 4-6 – Valeurs des paramètres utilisés dans le modèle

A (m ²)	L (m)	ϕ_m	ϕ_c	k_m (m/s)	Q (m ³ /s)	C' (gr/gr)	ρ_l (kg/m ³)	ρ_s (kg/m ³)
0,005	0,08	0,36	0,2	9×10^{-5}	4×10^{-6}	10^{-4}	1000	2700

Les résultats de la simulation sont présentés sur la Figure 4-14. On observe que le modèle proposé permet de reproduire l'ensemble de l'évolution de la pression lors des essais d'injection. Ceci est un grand avantage par rapport au modèle d'Eylander qui reproduit uniquement la partie finale de colmatage. Les valeurs du paramètre b évaluées augmentent avec l'augmentation du débit d'injection (Figure 4-15). La valeur de paramètre n trouvé pour les trois essais ($n = 32$) est très proche que celle trouvé dans le modèle de convection avec la loi constitutive proposée ($n = 35$) pour les mêmes essais.

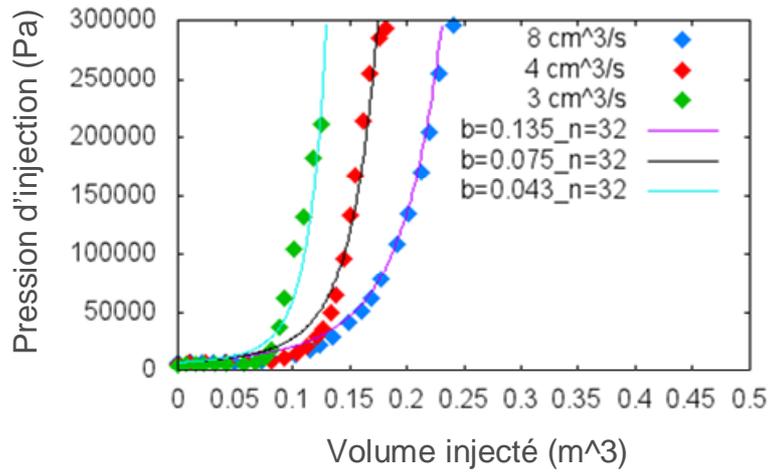


Figure 4-14 – Simulation des essais avec le nouveau modèle de cake interne

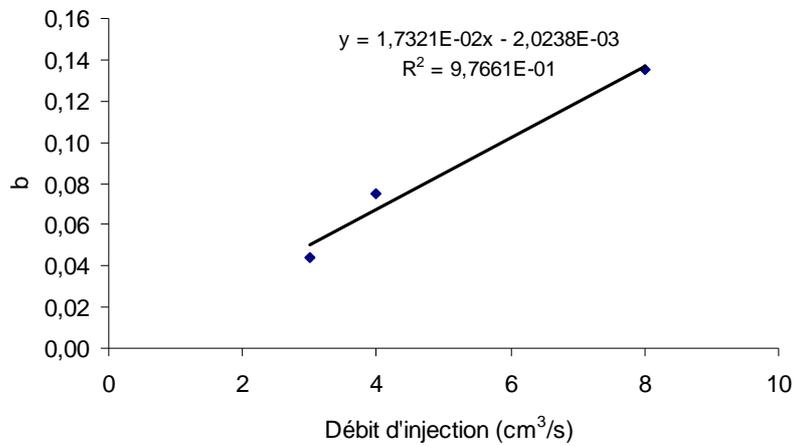


Figure 4-15 – Evaluation du paramètre du modèle b

Le modèle permet également de suivre l'évolution de la formation du cake au cours de l'injection en termes de variation de porosité et de perméabilité dans le milieu. La Figure 4-16 présente les profils de porosité dans le milieu pour trois différents volumes injectés pour l'essai réalisé avec un débit de 3 cm³/sec. On observe la diminution progressive de la porosité dans le milieu et une réduction plus significative près du point d'injection.

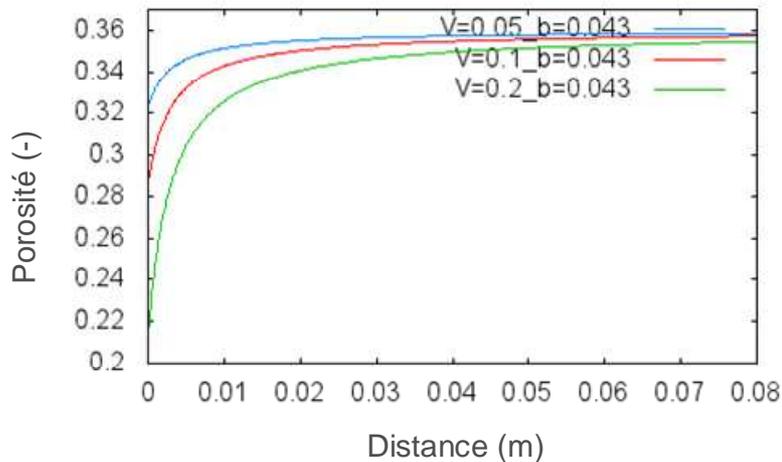


Figure 4-16 – Profil de porosité pour différents volumes injectés V (m³)

Le calage de la loi perméabilité-porosité, via le calage du paramètre n , permet de suivre l'évolution de la perméabilité dans le milieu. La Figure 4-17 montre une réduction de plusieurs ordres de grandeur de la perméabilité près du point d'injection, ce qui est cohérent avec l'augmentation brutale de la pression interstitielle dans la phase finale de l'injection dans les essais réalisés due au blocage quasi-total de volume poreux par le cake.

Les profils de porosité et de perméabilité obtenus avec ce modèle sont proches de ceux obtenus avec le modèle de convection et la loi phénoménologique de dépôt/relargage proposée (section 4.2).

La Figure 4-18 présente une comparaison entre l'évolution de la fonction spatiale f du modèle d'Eylander, qui est considérée égale à 1 dans le cake et égale à 0 sur le reste du milieu, avec celle du présent modèle pour l'essai à $3 \text{ cm}^3/\text{s}$ de débit d'injection.

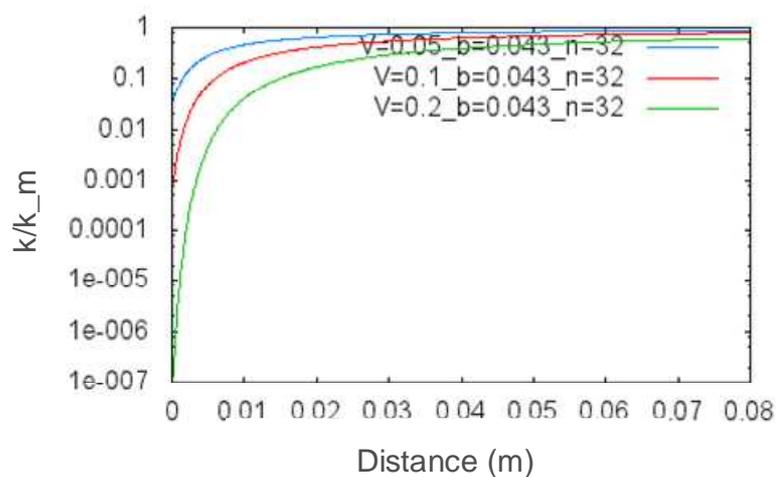


Figure 4-17 – Profil de perméabilité pour différents volumes injectés $V \text{ (m}^3\text{)}$

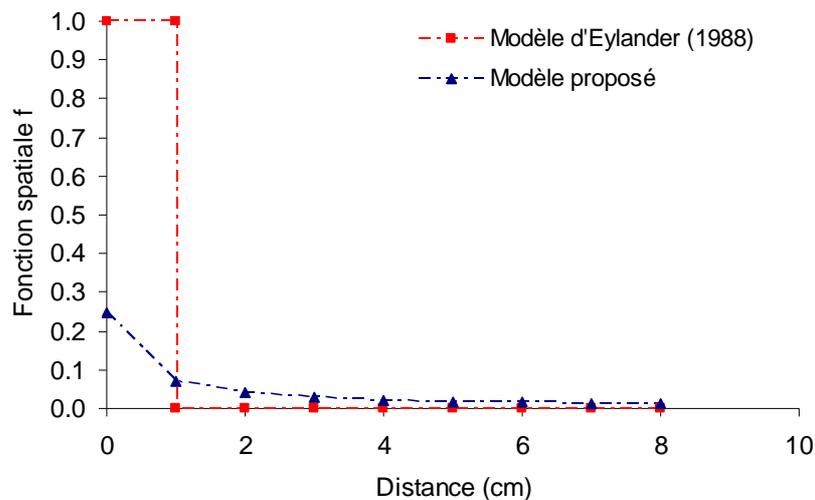


Figure 4-18 – Comparaison entre l'évolution de la fonction spatiale du modèle d'Eylander et celle du présent modèle

4.4.3 Validation du modèle

Après cette étape de calage, le modèle proposé est validé en simulant un essai qui n'a pas été utilisé dans la procédure de calage. Pour cela, on choisit un essai d'injection réalisé avec un débit de $7 \text{ cm}^3/\text{s}$. Les résultats présentés sur la Figure 4-15 montrent une augmentation de paramètre b avec le débit d'injection. A l'aide d'une interpolation linéaire, présenté sur la Figure 4-15, on trouve $b = 0,119$ pour ce débit d'injection. Les autres paramètres sont les mêmes que ceux présentés dans le Tableau 4-6. Le résultat de la simulation est présenté sur la Figure 4-19 et comparé avec le résultat de l'essai. On observe un très bon accord, ce qui montre la validité du modèle proposé.

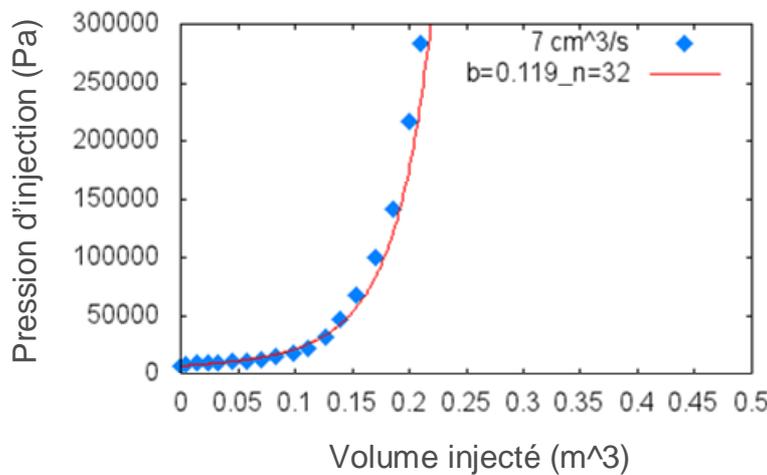


Figure 4-19 – Validation du modèle – simulation d'un essai réalisé avec un débit de $7 \text{ cm}^3/\text{s}$

4.5 Conclusions

Dans ce chapitre consacré à la modélisation du phénomène de colmatage d'un milieu poreux, nous avons tout d'abord utilisé le modèle de convection dans lequel une nouvelle loi constitutive décrivant le dépôt et le relargage des particules a été introduite. Cette loi tient compte de l'effet de la densité de particules déposées qui accentue le dépôt et du relargage des particules dû à l'augmentation de la vitesse locale de fluide. Dans ce modèle, nous avons également pris en compte la porosité de l'agglomérat formé par les particules déposées. Ce modèle a montré une capacité à bien reproduire les résultats expérimentaux aussi bien pour l'évolution de la masse déposée que pour l'évolution de la pression d'injection durant l'essai.

Ensuite, nous avons utilisé le modèle d'Eylander afin de caractériser la zone d'entrée du milieu appelé cake externe et/ou interne. Cette caractérisation concerne l'évaluation de la porosité et de l'épaisseur de ce cake à partir de la pente de la partie finale de l'évolution de la pression d'injection jusqu'au colmatage. Ce modèle a été appliqué sur des essais réalisés avec

différentes concentrations en particules en considérant la formation potentielle d'un cake externe ou d'un cake interne. Les résultats de ce modèle sont compatibles avec nos observations et nos interprétations sur l'effet des faibles concentrations décrites dans le chapitre précédent.

Nous avons développé ensuite un modèle semi analytique décrivant le colmatage du milieu, dans lequel nous prenons en compte une distribution spatiale des particules déposées et une double porosité du milieu (cake et milieu granulaire). Cette distribution est inspirée du modèle de convection étudié auparavant. Ce modèle montre une très bonne compatibilité avec les résultats expérimentaux en termes d'évolution de la pression d'injection. Ce modèle a été vérifié en utilisant un essai qui n'a été pas utilisé dans la procédure de calage ce modèle permet une prévision de l'évolution de la perméabilité de façon plus simple et directement applicable dans l'ingénierie des réservoirs.

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES

Conclusions

Ce travail de thèse avait pour objectif d'étudier les phénomènes de transport et de dépôt des particules solides dans les réservoirs pétroliers et plus généralement dans les milieux poreux peu consolidés, ainsi que leurs conséquences sur l'endommagement hydrique lors de l'injection d'une suspension. Cette étude a été abordée suivant deux volets complémentaires : un premier volet expérimental réalisé sur deux dispositifs d'injection unidimensionnelle en cellule et en colonne et sur un dispositif d'injection radiale en chambre d'étalonnage. Cette partie expérimentale a visé à explorer l'influence des paramètres prépondérants sur ces phénomènes, tels que la concentration en particules, le débit d'injection, la taille des particules injectées, la taille d'accès aux pores du milieu, la rugosité de la surface des grains et la contrainte de confinement. Un deuxième volet a été consacré à la modélisation de ces phénomènes en exploitant les observations expérimentales afin de construire un modèle pouvant décrire l'endommagement hydrique du milieu.

Les essais d'injection ont été réalisés sur des éprouvettes de sable dense dans lesquelles on injecte une suspension préparée à des concentrations relativement faibles en particules siliceuses d'une taille de quelques microns. Cette étude a permis de mettre en évidence l'hétérogénéité du dépôt de particules dans le milieu à l'aide des observations au Microscope Electronique à Balayage (MEB) et à la micro-tomographie aux rayons X, ainsi qu'à l'aide d'essais de porosimétrie par intrusion de mercure et par la méthode tensiométrique. Les principaux résultats expérimentaux obtenus sont les suivants :

- une zone colmatée de quelques centimètres d'épaisseur (cake) se forme à l'entrée du milieu, malgré la faible concentration en particules du fluide injecté. L'observation du cake au MEB montre que les particules filtrées s'agglomèrent construisant des ponts entre les grains de sable et/ou se déposent sur les irrégularités de la surface des grains. L'analyse de ce cake par porosimétrie au mercure a permis de mettre en évidence un milieu à double porosité. La première famille est formée par les grains et les agglomérats de particules déposées et la deuxième famille est formée par les particules. Ce résultat montre une diminution de porosité ainsi qu'une diminution significative de la taille moyenne des pores ;
- l'injection en configuration radiale en chambre d'étalonnage a également montré une forte hétérogénéité du dépôt des particules. Cette hétérogénéité se traduit par une augmentation

de la pression d'injection due à la formation d'un cake externe sur la surface du forage central ;

- l'injection de la suspension peut réduire la perméabilité d'un ordre de grandeur. La réinjection d'eau propre après colmatage ne permet pas de restaurer la perméabilité initiale, mais de gagner cependant un facteur proche de 6 par rapport à la valeur mesurée après colmatage.

L'étude paramétrique réalisée a permis d'exploiter l'influence de paramètres prépondérants sur le processus de transport et de dépôt. Elle a en particulier, permis de montrer les points suivants :

- une grande influence de la concentration en particules. Ce paramètre a montré deux tendances opposées, en termes de vitesse de colmatage, pour les faibles et les fortes concentrations, séparées par une concentration de transition d'environ 0,2 à 0,3 g/l. Pour les faibles concentrations, le colmatage est plus facile en injectant moins de particules pour les concentrations les plus faibles. Cette tendance est inverse pour les concentrations relativement fortes ;
- une influence significative du débit d'injection. En effet, pour les essais réalisés à faible concentration, la vitesse de colmatage, en termes de masse de particules injectée, diminue avec l'augmentation du débit. Un débit plus fort favorise l'entraînement des particules déjà déposées dans le milieu. Une tendance inverse est observée dans les essais réalisés à plus forte concentration ;
- la taille des particules influence leur dépôt dans le milieu. Plus la taille des particules est grande, plus le colmatage est rapide. De façon similaire, un colmatage plus rapide est observé pour une taille d'accès aux pores plus petite et pour les milieux composés de grains à surface rugueuse. La contrainte de confinement dans la gamme de celles utilisées dans nos essais (100 à 300 kPa) ne semble pas avoir d'effet significatif sur le colmatage.

Ces résultats expérimentaux et ces observations ont été exploités dans une modélisation du processus de transport et de dépôt des particules. Un modèle de convection a été utilisé, dans lequel une loi phénoménologique décrivant le taux de dépôt a été proposée. Celle-ci prend en compte la densité de particules déposées et le relargage de particules. Dans ce modèle, nous avons également pris en compte la porosité de l'agglomérat formé par les particules déposées. Une loi perméabilité-porosité de type puissance a été également utilisée afin de décrire l'évolution de la pression d'injection. La simulation des essais réalisés avec ce modèle à l'aide de la méthode des différences finies a permis de caler les paramètres de la loi de dépôt des

particules pour différentes conditions explorées. Les résultats des simulations ont montré un très bon accord avec les données expérimentales.

Nous avons également utilisé le modèle d'Eylander (1988) afin de caractériser les cakes potentiellement formés pendant les essais d'injection en cellule. Cette caractérisation concerne l'épaisseur et la porosité des cakes interne ou externe. L'application de ce modèle sur des essais réalisés avec différentes concentrations montre une compatibilité avec nos observations et nos interprétations sur l'effet des faibles concentrations. Un modèle semi analytique basé sur le modèle d'Eylander a été développé dans le cadre de ce travail. Il suppose une distribution spatiale des particules déposées formant un cake interne et une double porosité du milieu. Ce modèle a montré une capacité à bien reproduire les résultats expérimentaux en termes d'évolution de la perméabilité de façon plus simple (en calant seulement deux paramètres) et il peut être directement applicable dans l'ingénierie des réservoirs.

Perspectives

Nous pouvons envisager de poursuivre l'étude expérimentale en réalisant d'autres essais d'injection complémentaires :

- utilisation de suspensions contenant des gouttes d'huile et des polymères afin de bien simuler le cas de l'eau de production ;
- étude de l'effet du débit d'injection à différentes concentrations afin d'explorer la concentration à laquelle la tendance d'évolution de la vitesse de colmatage en fonction du débit s'inverse, complétée avec une étude de la dépendance de la concentration et du débit d'injection ;
- essais d'injection radiale sur un massif de sable sous contrainte anisotrope jusqu'à ce que la pression d'injection atteigne la valeur de contrainte minimale afin d'explorer la possibilité de fracturation hydraulique du massif ;

La modélisation peut aussi être approfondie suivant les pistes suivantes :

- application du modèle de convection afin de simuler, en 2D ou 3D, une opération de PWRI dans les conditions *in situ* et comparer la baisse d'injectivité avec celle observée dans les conditions réelles.
- prise en compte de la formation d'un cake externe dans le modèle. Ceci peut être appliqué à la fois dans le modèle de convection et dans le modèle semi-analytique proposé ;

- extension du modèle semi-analytique pour le cas d'une injection radiale. Ceci permet d'appliquer ce modèle aux résultats d'essais d'injection radiale, ainsi que pour simuler les conditions d'injection in-situ.

Liste des symboles

Grandeurs	Dimensions	Définitions
A	L^2	Surface du milieu poreux
C	$M.L^{-3}$	Concentration volumique en particules injectées
C'	$M.M^{-1}$	Concentration massique en particules injectées
C_{kc}	-	Coefficient de Kozeny Carman
d_{50g}	L	Diamètre moyen de grains du milieu
d_p	L	Diamètre moyen de particules injectées
D_p	L	Diamètre moyen d'accès aux pores de milieu
e	L	Epaisseur de cake
f	-	Distribution spatiale de particules déposées
H	L	Hauteur de l'éprouvette
J	M/T	Débit massique de particules injectées
k_c	$L.T^{-1}$	Perméabilité du cake
k_f	$L.T^{-1}$	Perméabilité du milieu
k_m	$L.T^{-1}$	Perméabilité initiale du milieu
L	L	Longueur du milieu poreux
m	$M.L^{-7}$	Pente de la deuxième partie de la courbe de pression
P	$M.L^{-1}.T^{-2}$	Pression d'injection
Q	$L^3.T^{-1}$	Débit d'injection
S	L^{-1}	Surface spécifique
u	$L.T^{-1}$	Vitesse moyenne de l'écoulement
V	L^3	Volume du fluide injecté
V_C	L^3	Volume de la structure formée par les particules (cake)
$V_{\phi m}$	L^3	Volume de l'espace poreux
ρ_s	$M.L^{-3}$	Masse volumique des particules
ρ_l	$M.L^{-3}$	Masse volumique du fluide
ϕ_c	-	Porosité du cake
ϕ_m	-	Porosité du milieu poreux
a et b et n	-	Paramètres du modèle
μ	$M.L^{-1}.T^{-1}$	Viscosité du fluide
σ	$M.L^{-1}.T^{-2}$	Contrainte de confinement

κ_d	T^{-1}	Coefficient de dépôt
κ_r	T^{-1}	Coefficient de relargage
β	$L^3.M^{-1}$	
ψ	$M.L^{-3}$	Concentration de particules déposées

Références bibliographique

1. Abrams, A.: "Mud Design To Minimize Rock Impairment Due to Particle Invasion," JPT (May 1977) 586.
2. Ahfir, N.-D., Wang, H.-Q., Benamar, A., Alem, A., Massei, N., & Dupont, J.-P. (2006). Transport and deposition of suspended particles in saturated porous media: hydrodynamic effect. *Hydrogeology Journal*, 15(4), 659–668. doi:10.1007/s10040-006-0131-3.
3. Al-abduwani F., Shirzadi, A., Van den Brock, W., & Currie, P. (2003) Formation Damage vs. Solid Particles Deposition Profile During Laboratory-Simulated Produced-Water Reinjection. *SPE Journal*, 10(2). doi:10.2118/82235-PA
4. Ali, M. A. J. (2007). The Effect of Residual Oil on Deep Bed Filtration and Formation Damage. PhD thesis. Delft University of Technology, Netherlands.
5. Araújo, J.A., & Santos, A. (2013). Analytic Model for DBF Under Multiple Particle Retention Mechanisms. *Transport in Porous Media*, 97(2), 135–145. doi:10.1007/s11242-012-0112-z
6. ASTM D 4253 (2006) Standard Test Methods for Maximum Index Density and Unit Weight of Soils Using a Vibratory Table
7. ASTM D 4254 (2006) Standard Test Methods for Minimum Index Density and Unit Weight of Soils and Calculation of Relative Density.
8. ASTM (2008) Standard Test Methods for Determination of the Soil Water Characteristic Curve for Desorption Using a Hanging Column, Pressure Extractor, Chilled Mirror Hygrometer, and/or Centrifuge. D6836, West Conshohocken, PA.
9. ASTM (2011) Standard Test Methods for Pore Size Characteristics of Membrane Filters by Bubble Point and Mean Flow Pore Test, F316
10. ASTM (2011) Standard Test Method for Pore Size Characteristics of Geotextiles by Capillary Flow Test, D6767
11. Auset, M., and A. A. Keller (2004), Pore-scale processes that control dispersion of colloids in saturated porous media, *Water Resour. Res.*, 40, W03503, doi:10.1029/2003WR002800.
12. Baghdikian, S., Sharma, M. M., & Handy, L. (1989) Flow of Clay Suspensions Through Porous Media. *SPE Reservoir Engineering*, 4(2). doi:10.2118/16257-PA
13. Benhamed N., Canou J., Dupla J.-C., 2004. Structure initiale et propriétés de liquéfaction statique d'un sable. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences (Mécanique)*, vol. 332, n°11, pp. 887-894.
14. Benamar, A., Ahfir, N., Wang, H., & Alem, A. (2007). Particle transport in a saturated porous medium: Pore structure effects. *Comptes Rendus Geosciences*, 339(10), 674–681. doi:10.1016/j.crte.2007.07.012
15. Bear, J. (1972, 1988) *Dynamics of fluids in porous media*. Elsevier Pub. Co. 781 pages.
16. Benahmed, N. (2001). Comportement mécanique d'un sable sous cisaillement monotone et cyclique: application aux phénomènes de liquéfaction et de mobilité cyclique. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Marne-la-Vallée, France.

17. Bear (1972): Dynamics of fluids in porous media, american elsevier publishing company, ISBN: 0-486-65675-6.
18. Benosman, G. (2011). Migration de particules fines dans un milieu poreux : application au phénomène de colmatage. Thèse de Doctorat. Ecole Centrale Paris.
19. Bradford, S., Torkzaban, S., (2008). Colloid transport and retention in unsaturated porous media: a review of interface-collector and pore-scale processes and models. *Vadose Zone J.* 7, 667–681.
20. Bolt, G.H. (1979). Movement of solutes in soil: principles of adsorption/exchange chromatography. *Developments in Soil Science*, 5:285–348, ISSN 0166-2481.
21. Barkman, J. H., & Davidson, D. H. (1972). Measuring Water Quality and Predicting Well Impairment. *Journal of Petroleum Technology*, 24(7). doi:10.2118/3543-PA.
22. Carman, P.C. (1937). Fluid Flow Through Granular Beds, *Transaction of the American Institute of Chemical Engineers* 15, 150-166.
23. Clayton, C. R. I. ., Priest, J. A., Bui, M., Zervos, A. et Kim, S. G. (2009). The stokoe resonant column apparatus: effects of stiffness, mass and specimen fixity. *Geotechnique*, 59(5): 429–437.
24. David, C., Wong, T-F., Zhu, W. and Zhang, J. (1994). Laboratory Measurement of Compaction-induced Permeability Change in Porous Rocks: Implication for the generation and Maintenance of Pore Pressure Excess in the Crust. *Pure & Appl. Geophys.* Vol. 143(1/2/3): 425-456.
25. Delage, P., Cui. Y.J. (1998), L'eau dans les sols non saturés, *Techniques de l'ingénieur*, pp c-301-1-c-301-20
26. Delay, F., Porel, G., De Marsily, G. (1997) Predicting solute transport in heterogeneous media from results obtained in homogeneous ones: an experimental approach. *J Cont Hydrol*, 25, 63–84.
27. Dagan, G. 1982. Stochastic Modeling of Groundwater-Flow By Unconditional and Conditional Probabilities .2. the Solute Transport. *Water Resources Research* 18:835-848.
28. Decker, E.L., Frank, B., Suo, Y., Garoff, S., (1999) Physics of contact angle measurement, *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*. 156, 177–189.
29. Delage, P., Cui, Y.J. (2000) L'eau dans les sols non saturés, *Techniques de l'Ingénieur*, C 301.
30. Dupla, J.C., 1995. Application de la sollicitation d'expansion de cavité cylindrique à l'évaluation des caractéristiques de liquéfaction d'un sable. Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 423 p.
31. Dupla, J.C., Canou, J., Gouvenot, D. (2004). An advanced experimental set-up for studying monodirectional grout injection process. *Ground Improvement Journal*, Vol. 8, (3), pp. 91-100.
32. EL Kawafi, A. (2010). Colmatage d'un milieu poreux saturé soumis à un écoulement chargé de particules. L'UNIVERSITE DU HAVRE.
33. Elimelech, M., Gregory, J., Jia, X. et Williams, R. A. (1995) Particle deposition and aggregation: measurement, modelling, and simulation. Oxford, England.

34. Eylander, J. G. R. (1988). Suspended Solids Specifications for Water Injection From Coreflood Tests. *SPE Reservoir Engineering*, 3(4). doi:10.2118/16256-PA.
35. Espinoza, D.N., Santamarina, J.C. (2010) Water-CO₂ -mineral systems: Interfacial tension, contact angle, and diffusion—Implications to CO₂ geological storage, *Water Resources Research*. 46, 1–10.
36. Farajzadeh, R. (2004) Produced Water Re-Injection (PWRI) An Experimental Investigation into Internal Filtration and External Cake Build up. MSc thesis, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Delft University of Technology.
37. Fatt, I., "The Network Model of Porous Media. I" *Pet. Trans.*, 207,144 (1956).
38. Feia, S., Sulem, J., Ghabezloo, S., Canou, J., Dupla, J-C. (2012) Evaluation de la distribution de la taille des pores d'un sable par la méthode tensiométrique. 2eme Colloque international des Sols Non Saturés et Environnement (Unsat Alger 2012), Alger 5-6 Novembre 2012.
39. Francis, R., 1997. Etude du comportement mécanique de micropieux modèles instrumentés en chambre d'étalonnage. Application aux effets de groupe. Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France.
40. Fredlund, D.G., Rahardjo, H. (1993) *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*, John Wiley & Sons Inc.
41. Fredlund M.D., Wilson G.W., Fredlund D.G. (2002) Use of the grain-size distribution for estimation of the soil-water characteristic curve, *Canadian Geotechnical Journal*. 39, 1103-1117.
42. Fried, J. J. 1975. *Groundwater Pollution*. Elsevier, Amsterdam.
43. Ghabezloo S., Sulem J., Guédon S., Martineau F. (2009) Effective stress law for the permeability of a limestone. *Int J Rock Mech Min Sci.*, 46(2), 297-306.
44. Ghidaglia C. (1994) "Filtration en profondeur de particules". Thèse présentée à l'Université de Paris VI, France. Spécialité : Physique des liquides. 172 pages.
45. Gruesbeck C. and Collins R.E. (1982) Entrainment and deposition of fine particles in porous media. *Soc. Petr. Eng. J.*, Dec. 1982, 847-856.
46. Happel J., Brenner H. (1973) "Low Reynolds number hydrodynamics". Noordhoff, Leyden, the Netherlands, 320.
47. Happel, J. (1959) Viscous flow relative to arrays of cylinders. *A.I.Ch. E*, 5, 174-177.
48. Herzog, J.P., Leclerc D.M., Le Goff P., (1970). Flow of suspension through porous media: Application to deep filtration, *Ind. Eng. Chem. Res.*, 62, 129 – 157.
49. Hao, X., Ball, B.C., Culley, J.L.B., Carter, M.R., Parkin, G.W. (2007) Soil Density and Porosity, Chapter 57 in Carter, M.R., Gregorich, E.G. editors, *Soil Sampling and Methods of Analysis*, CRC Press, Taylor & Francis Group.
50. Heertjes, R.M. and C.F. Lerk, (1967). *Trans. Inst. Chem. Eng.* 45, T138.
51. Hu, C., Ng, T.-T. et Altobelli, S. (2006). Void distributions in samples of ottawa sand. *Geomechanics and Geoengineering*, 1(3):197–206.
52. Innocentini, M. D. M., Pandolfelli V. C. (2001), Permeable porosity of re- fractory castables evaluated by the water-expulsion porosimetry technique, *J. Am.Ceram. Soc.*, 84, 236–238,

53. Ison, C.R., and Ives, K.J. (1969). "Removal mechanisms in deep bed filtration." *Chem. Eng. Sci.* 20(11), 965-973.
54. Ives, K.J., (1960). *Proc. ASCE, J. Civil Eng. (London)* 16, 189.
55. Ives, K.J. (1969). Theory of filtration. Special subject No. 7, International water supply congress and exhibition, Vienna.
56. Iwasaki (1937). Some notes on sand filtration. *Water Works Assoc*, 29, 1591-1597.
57. Jaeger, F., Bowe, S., Van As, H., Schaumann, G.E., (2009) Evaluation of ^1H NMR relaxometry for the assessment of pore-size distribution in soil samples, *European Journal of Soil Science*. 60, 1052–1064.
58. Juang, C. H., & Holtz, R. D. (1986a). Fabric, Pore Size Distribution, and Permeability of Sandy Soils. *Journal of Geotechnical Engineering*, 112(9), 855–868.
59. Juang, C.H., Holtz, R.D. (1986b) Preparation of Specimens of Noncohesive Material for Mercury Intrusion Porosimetry, *Geotechnical Testing Journal*, 9, 154-155.
60. Khilar, K.C., et Folger, H.S (1984). "The existence of a critical concentration for particle release." *J. Colloid Interface Sci.* 101(1), 214-224.
61. Kozeny, J.(1927). *Über kapillare Leitung des Wassers im Boden.* *Ber. Wien. Akd.* 136, 271.
62. Khodja Mohamed. (2008). *Les fluides des forages: Etude des performances et considérations environnementale.* Institut nationale polytechniques de Toulouse.
63. Khatib, Z. I. (1994). Prediction of Formation Damage Due to Suspended Solids: Modeling Approach of Filter Cake Buildup in Injectors. In *Proceedings of SPE Annual Technical Conference and Exhibition* (pp. 263–273). Society of Petroleum Engineers. doi:10.2118/28488-MS.
64. Kolbuszewski, J. J. (1948). An experimental study of the maximum and minimum porosities of sands. In *2nd International Conference Soil Mechanics Foundation Engineering*, volume 1, Rotterdam.
65. Krueger, R.F. (1986). "An overview of formation damage and well productivity in oilfield operations" *J.Petroleum Science and Engineering*: 131-152.
66. Kretschmar, R., Borkovec, M., Grolimund, D., et Elimelech, M., (1999) Mobile subsurface colloids and their role in contaminant transport. *Advances in Agronomy*, 66, 1-94.
67. Kuo, C-Y., and Forst, J.D (1995). Uniformity evaluation of cohesionless specimens using digital image analysis. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 122(5): 390-396.
68. Lagioia, R., Sanzeni, A. et Colleselli, F. (2006). Air, water and vacuum pluviation of sand specimens for the triaxial apparatus. *Soils and Foundations*, 46(1):61 – Compaction methods; Cross sections; Density methods; High reproducibility; Maximum densities; Maximum density; Maximum relative densities; Minimum density; Pluviation; River sands; Standard tests; Target densities; Triaxial apparatuses;.
69. Levich, V.G. (1962) *Physicochemical Hydrodynamics.* Prentice-Hall, New Jersey.
70. Lourenço, S.D.N., Gallipoli, D., Augarde, C.E., Toll, D.G., Fisher, P.C., A. (2012) *Congreve, Formation and evolution of water menisci in unsaturated granular media, Géotechnique.* 62, 193–199.

71. Leclerc D., Dodds J. (1993) "De la filtration des colloïdes à la modélisation des milieux poreux". *Entropie*. Vol. 29, No. 180, pp. 21-28.
72. Le Kouby, A., (2003); Etude du comportement mécanique de micropieux sous chargements monotones et cycliques verticaux. Application aux effets de groupe. Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France, 394 p.
73. Levacher, D., Garnier, J. et Chambon, P. (1994). Reconstitution d'éprouvettes de sable: appareil de pluviation. *Revue française de la géotechnique*, (68):49–56.
74. Li, Z., & Wong, R.C.K. (2008) Estimation of Suspended Particle Retention Rate and Permeability Damage in Sandstone from Back Analysis of Laboratory Injection Tests. *Proceedings of Canadian International Petroleum Conference*. Society of Petroleum Engineers. doi:10.2118/2008-017.
75. Mackrle, V., O. Draka, and J. Svec, (1965). Hydrodynamics of the disposal of low level liquid radioactive wastes in soil. International Atomic energy Agency, Contract Report No. 98, Vienna.
76. McDowell-Boyer, L.M., Hunt, J.R., Sitar, N. (1986) Particle transport through porous media. *Water Resource Research*, 22(13), 1901 – 1921.
77. Mehter, A.A., R.M. Turian, and C.Tien (1970). Filtration in deep beds of granular activated carbon. Research report No. 70-3, FWPCA Grant No. 17020 OZO, Syracuse university.
78. Moghadasi, J., Müller-Steinhagen, H., Jamialahmadi, M., & Sharif, A. (2004) Theoretical and experimental study of particle movement and deposition in porous media during water injection. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 43(3-4), 163–181.
79. McDowell-Boyer, L. M., Hunt, J. R., & Sitar, N. (1986). Particle transport through porous media. *Water Resources Research*, 22(13), 1901. doi:10.1029/WR022i013p01901.
80. Maroudas, A., & Eisenklam, P. (1965). Clarification of suspensions: a study of particle deposition in granular media: Part I—Some observations on particle deposition. *Chemical Engineering Science*, 20(10), 867–873. doi:10.1016/0009-2509(65)80083-5.
81. Miura, S. et Toki, S. (1982). A sample preparation method and its effect on static and cyclic deformation-strength properties of sand. *Soils and Foundations*, 22(1):61–77.
82. Mitchell, J.K, Soga, K. (2005) *Fundamentals of Soil Behavior*, John Wiley & Sons Inc.
83. Mitchell, J., Webber, J., Strange J., (2008) Nuclear magnetic resonance cryoporometry, *Physics Reports*. 461, 1–36.
84. NFP94-059 (2000) Reconnaissance et essais: détermination des masses volumiques minimale et maximale des sols non cohérents. AFNOR
85. Ochi, J., Detienne, J.-L., & Rivet, P. (2007). Internal Formation Damage Properties and Oil-Deposition Profile Within Reservoirs During PWRI Operations. In *Proceedings of European Formation Damage Conference*. Society of Petroleum Engineers. doi:10.2118/108010-MS
86. Onaisi, A., Ochi, J., Mainguy, M., Souillard, P., & Total, S. A. (2011). SPE 144801 Modeling Non-Matrix Flow and Seals Integrity in Soft Sand Reservoirs. *Evolution*, (June), 7–10.

87. Ornatski, N.V., E.V. Sergeev, and Y.M. Shekhtman (1955), Investigations of the process of clogging of sands. University of Moscow.
88. Rad, N. S. et Tumay, M. T. (1987). Factors affecting sand specimen preparation by raining. *Geotechnical Testing Journal*, 10(1):31 – 37. MONTEREY SAND; SAND PLUVIATION; SAND RAINING; SPECIMEN PREPARATION;
89. Rajagopalan, R., Tien, C., (1979) The theory of deep bed filtration. *Prog. Filtr*, 179 pages.
90. Rege S.D., Fogler H.S. (1988) "A network model for deep bed filtration of solid particles and emulsion drops". *AIChE journal*. Vol. 34, No. 11, pp. 1761-1772.
91. Remize, P.J. (2006) Etude des rétrolavages assistés par l'air et contrôle du colmatage résiduel : Application à la production d'eau potable en filtration frontale. Thèse de doctorat. 388 pages.
92. Ruiz, V. C. (2009). Transport de colloïdes en milieu poreux : étude expérimentale. Thèse de doctorat. L'UNIVERSITE BORDEAUX I.
93. Ryan, J.N., et Elimelech, M. (1996). « Colloid mobilization and transport in groundwater, » *Colloid Surf. AZ* 107, 1-56.
94. Saada, Z., Canou, J., Dormieux, L., & Dupla, J. (2006). Evaluation of elementary filtration properties of a cement grout injected in a sand. *Canadian Geotechnical Journal*, 43(12), 1273–1289. doi:10.1139/t06-082.
95. Saada, Z. (2003) Etude expérimentale et théorique de l'injection d'une suspension dans les milieux granulaires: application aux coulis de ciment. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées ENPC.
96. Sakthivadivel, R., (1966) Theory and mechanism of filtration of non-colloidal fines through a porous medium. *Hydraul. Eng. Lab., Univ. of Calif., Berkeley*. 110 pages.
97. Semenov, A.S. (1980), *Elektrorazvedka metodom estestvennogo elektricheskogo polia*, 2nd ed., 445 pp., Nedra, Leningrad, Russia. Bordeaux, 26 au 30 août 2013
98. Sharma, M. M., & Yortsos, Y. C. (1987). Fines migration in porous media. *AIChE Journal*, 33(10), 1654–1662. doi:10.1002/aic.690331009.
99. Sharma, M.M., Pang, S., Wennberg, K., Morgenthaler, L., (1997) Injectivity Decline in Water Injection Wells: An Offshore Gulf of Mexico Case Study, in: *Proceedings of SPE European Formation Damage Conference*, The Hague, Netherlands, Society of Petroleum Engineers, 6–13.
100. Shekhtman, Y.M. (1961). Filtration of suspension of low concentrations. Institute of Mechanics, U.S.S.R. Academy of Science.
101. Stein, P.C., (1940). A study of the theory of the rapid filtration of the water through sand. DSc. Thesis, MIT
102. Tali, B., (2011). Comportement de l'interface sol-structure sous sollicitations cycliques. Application au calcul des fondations profondes, Thèse de Doctorat, Université Paris-Est, Ecole des Ponts ParisTech.
103. Taoudiat, S., Ahfir, N., Jardani, A., Wang, H., & Dupont, J. (2013). Caractérisation d'un milieu poreux colmaté par la méthode du potentiel spontané Abstract : 21eme Congrès Français de Mécanique (pp. 1–6).
104. Thomson, P. et Wong, R. (2008). Specimen nonuniformities in water-pluviated and moisttamped sands under undrained triaxial compression and extension. *Canadian*

- Geotechnical Journal, 45(7):939 – 956. Saturated sands;Stress paths;Triaxial (IGC: D7);Triaxial compression (TC);Triaxial shearing;Undrained;Undrained shearing;Void ratio (IGC: D2/D3);Void ratio distribution (IGC:D6);X-ray computed tomography (X-ray CT);.
105. Tien, C. and Payatakes, A., (1979) Advances in deep filtration. Aiche Journal, 25, (5), 737-759.
 106. Todd, A. C., Kumar, T., & Mohammadi, S. (1990). The Value and Analysis of Core-Based Water-Quality Experiments as Related to Water Injection Schemes. SPE Formation Evaluation, 5(02), 185–191. doi:10.2118/17148-PA.
 107. Pang, S., & Sharma, M. M. (1997). A Model for Predicting Injectivity Decline in Water-Injection Wells. SPE Formation Evaluation, 12(3). doi:10.2118/28489-PA.
 108. Vaid, Y. et Negussey, D. (1984). Relative density of pluviated sand samples. Soils and Foundations, 24(2):101–105.
 109. Valdes, J., & Santamarina, J. (2006). Particle Clogging in Radial Flow: Microscale Mechanisms. SPE Journal, 11(2), 193–198. doi:10.2118/88819-PA.
 110. Van Valzen, J.F.G, Van and K. Leerlooijer (1992). Impairment of water injection well by suspended solids, Testing and prediction. SPE-23822
 111. Vardoulakis, I., Stavropoulou, M., & Papanastasiou, P. (1996). Hydro-mechanical aspects of the sand production problem. Transport in Porous Media, 22(2), 225–244. doi:10.1007/BF01143517.
 112. Vitorge, E. (2009) Développement et utilisation de nanotraceur pour l'étude du transport de colloïdes en milieu poreux. Thèse de doctorat, Université de Grenoble, 258 pages.
 113. Wang, H., Lacroix, M., Masséi, N., & Dupont, J.-P. (2000). Transport des particules en milieu poreux : détermination des paramètres hydrodispersifs et du coefficient de dépôt. Comptes Rendus de l'Académie Des Sciences - Series IIA - Earth and Planetary Science, 331(2), 97–104. doi:10.1016/S1251-8050(00)01388-4.
 114. Wang, H., Beaudoin, A., Alem, A., Wang, H.-Q., & Elkawafi, A. (2011). Modélisation des mécanismes de dépôt-relargage dans la filtration. In 20ème Congrès Français de Mécanique. 29 aout au 2 septembre 2011 Besançon, France.
 115. Wong, R.C.K., & Mettananda, D.C.a. (2009) Permeability Reduction in Qishn Sandstone Specimens due to Particle Suspension Injection. Transport in Porous Media, 81(1), 105–122.
 116. Yao, K.M., Habibian, M.T., O'Melia, C.R. (1971) Water and wastewater filtration: concepts and applications. Environ. Sci. Technol, 5(11), 1105-1115.
 117. Zamani, A., & Maini, B. (2009). Flow of dispersed particles through porous media — Deep bed filtration. Journal of Petroleum Science and Engineering, 69(1-2), 71–88. doi:10.1016/j.petrol.2009.06.016

ANNEXES
PUBLICATIONS

Annexe 1 – Evaluation expérimentale de la distribution de la taille d'accès aux pores d'un sable

Cette partie a fait l'objet d'une publication dans la revue « *Geotechnical Testing journal* » : Feia, S., Ghabezloo, S., Bruchon, J., Sulem, J., Canou, J., & Dupla, J.-C. (2014). Experimental Evaluation of the Pore-Access Size Distribution of Sands. *Geotechnical Testing Journal*, 37(4), 20130126. doi:10.1520/GTJ20130126.

Introduction

La distribution de la taille des pores dans un sable est une donnée importante en vue de la modélisation des phénomènes de transport de suspensions et de déposition de particules solides (colmatage). La distribution de la taille des pores d'un matériau poreux peut s'évaluer à partir de la détermination de la courbe de rétention d'eau lors du séchage d'une éprouvette. Une méthode similaire à la méthode « Hanging column » a été appliquée dans cet article. Cette méthode consiste à augmenter par palier la succion régnant au sein de l'éprouvette et à mesurer les variations correspondantes de la teneur en eau. A partir de la courbe de rétention d'eau, on peut évaluer la distribution de la taille des pores en appliquant la loi de Jurin qui permet d'exprimer la succion en fonction du rayon d'accès des pores. L'étude a porté sur l'influence de paramètres tels que la forme et la taille des grains, ainsi que l'état de densité de l'éprouvette.

Sadok Feia,^{1,2} Siavash Ghabezloo,¹ Jean-François Bruchon,¹ Jean Sulem,¹ Jean Canou,¹
and Jean-Claude Dupla¹

Experimental Evaluation of the Pore-Access Size Distribution of Sands

Reference

Feia, Sadok, Ghabezloo, Siavash, Bruchon, Jean-François, Sulem, Jean, Canou, Jean, and Dupla, Jean-Claude, "Experimental Evaluation of the Pore-Access Size Distribution of Sands," *Geotechnical Testing Journal*, Vol. 37, No. 4, 2014, pp. 613-620, doi:10.1520/GTJ20130126. ISSN 0149-6115

Abstract

A simple experimental method is presented for evaluation of the pore access size distribution of sands and more generally of cohesionless granular materials. The water-retention curve of a sand specimen is evaluated using a technique similar to the hanging column method (ASTM D6836) by application of a step by step variation of suction and measure of the corresponding changes in water content. The pore access size distribution is then evaluated from the water retention curve using Young-Laplace law, which links the suction to the pore access radius. The efficiency of this experimental method is demonstrated by studying the influence of various parameters such as the shape and the size of the grains, the spreading of the grain size distribution and also the relative density of the specimen on the pore size distribution.

1. INTRODUCTION

The knowledge of the pore access size distribution of soils is of great importance for modelling multiphase flow and transport phenomena at the pore scale. Various applications can be found in hydrology for groundwater flow studies, in geoenvironmental engineering for soil contamination problems, in civil engineering for the design of embankment dam filters and in petroleum engineering for modelling the re-injection of the produced water in oil reservoirs. The pore access size distribution can also be used for estimating the water retention curve and the relative permeability of soils (Burdine *et al.* 1953, Juang and Holtz, 1986a, Aung *et al.*, 2001). Various experimental methods can be used to evaluate the pore access size distribution of porous materials. Among the most widely used methods one can mention mercury intrusion, capillary condensation, image analysis and methods based on nuclear magnetic resonance (relaxometry (Jaeger *et al.*, 2009) and cryoporometry (Mitchell *et al.* 2008)). The choice of the most appropriate method for a given porous material depends on its nature, the range of the pore access sizes in the microstructure and the size of the specimen that can be tested by each method. Most of the methods cited above are appropriate for cohesive and fine materials with small size specimens and seem to be very difficult to use in the case of cohesionless materials like sands. To perform a mercury intrusion porosimetry on sand, one should use a particular specimen preparation procedure as proposed for example by Juang and Holtz (1986b) in which a powdered phenolic resin is used as a glue to bond the sand grains together. Alternatively, the pore size distribution can be also predicted from the grain size distribution using empirical models (e.g. Fredlund *et al.*, 2002). Jaafar and Likos (2011) developed a model for predicting water retention curves of sand directly from grain size distribution assuming an idealized 2D packing of polydisperse particles.

In this paper a simple experimental method is presented for the evaluation of the pore access size distribution of sands and more generally cohesionless granular materials. The water-retention curve of a sand specimen is evaluated using an experimental technique similar to the hanging column method (ASTM D6836) which is commonly used for the evaluation of the water retention curve of soils (e.g. Arya *et al.*, 1999; Likos and Jaafar, 2013). The pore access size distribution is then evaluated from the water retention curve using Young-Laplace law, which links the suction to the pore access radius. The basic idea and principle of this method is thus similar to the one of mercury intrusion porosimetry. A similar procedure is also used

for the evaluation of the pore size distribution of membranes, filters and geotextiles (ASTM F316, ASTM D6767). It is shown that it can be applied using a simple apparatus and a conventional specimen preparation procedure. The efficiency of this experimental method is demonstrated by studying the influence of various parameters such as the shape and the size of the grains, and also the relative density of the specimen on the pore size distribution.

2. EXPERIMENTAL METHOD

The soil water retention curve is evaluated from the measurement of matric suction in an oedometer cell (Fredlund and Rahardjo, 1993; Delage and Cui, 2000). This technique permits measuring low water pressures close to the atmospheric pressure. Using a saturated porous ceramic with pores finer than the soil, the continuity of the water phase with the unsaturated soil is ensured until the water phase in the soil specimen becomes discontinuous. The maximum suction that can be measured is limited by the air-entry pressure of the porous ceramic, 50 kPa in this study. The highest water pressure head applied to the soil is around 10 kPa (1 m of water column) which is sufficient to study the water retention characteristics of most sands. It should be mentioned that no loading is applied during the test and the use of the oedometer cell is motivated mainly by the facility of the installation of the porous ceramic

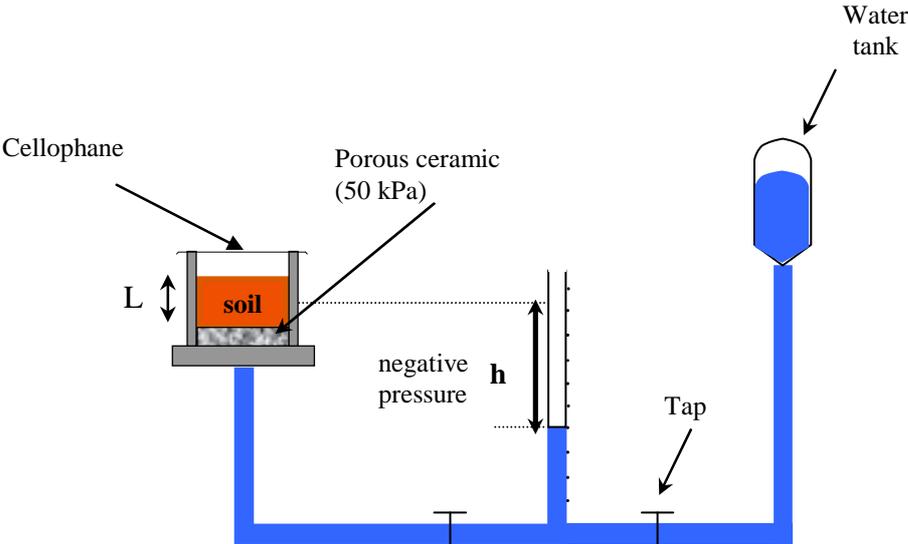
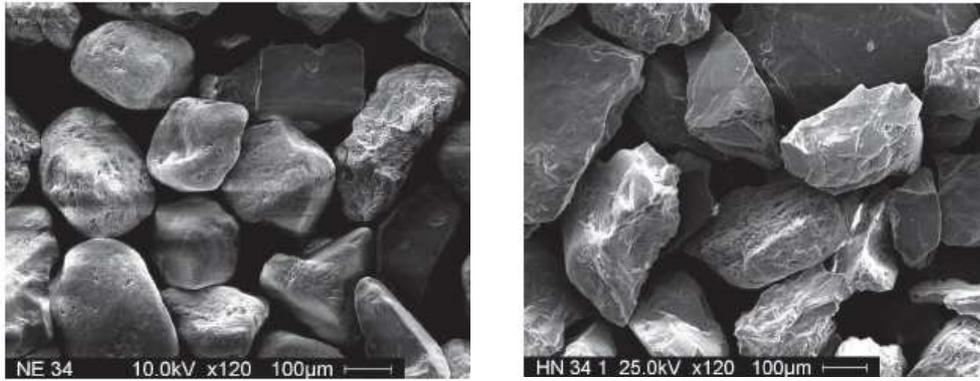


Figure 1. Schematic representation of the tensiometric method for suction measurement

Figure 1 shows a schematic view of the test apparatus consisting of an oedometer cell (70 mm diameter and 37 mm height), a porous ceramic and a graduated tube (7mm inner diameter) connected to a reservoir of water. The specimen, with a thickness of 27 mm, is prepared by

compaction in dry conditions in three layers. To minimize the potential errors related to the suction distribution along the height of the specimen, its thickness is chosen to be smaller than the height of the used oedometer cell. However this introduces an uncertainty related to the measurement to the thickness of the specimen. An error analysis related to this uncertainty is presented further in the paper. Any other preparation method, e.g. pluviation technique, can also be used to obtain the desired relative density. The cell is placed in a temperature controlled room at 20°C and the specimen is covered by a cellophane film to minimize water evaporation. As the specimen is prepared in dry conditions, the experiment starts with the wetting path. After applying the maximum suction level, a step by step suction decrease is applied and the corresponding water content changes are measured. The suction is applied by placing the water level in the graduated tube lower than the center of the specimen (Figure (1)). It results, after equilibrium is reached (about 30 minutes for the studied sands), in a variation of the water level in the graduated tube. The applied suction for each step is then calculated based on the vertical distance between the water level in the graduated tube and the center of the specimen. The precision for reading the water level in the tube is of 1 mm, corresponding to a water volume of 38 mm³ which is sufficiently small as compared to the pore volume of the specimen. Considering the relatively small thickness of the specimen (27mm), the influence of the suction distribution along the sample height remains negligible. The quantity of evaporated water during the establishment of the equilibrium is also negligible considering the small area of the tube. In the last step of the wetting path the water level in the graduated tube is placed at the center of the specimen. Due to the presence of some entrapped air, the specimen is not completely saturated at this step. The residual air content for different sands tested in this study varies between 0.16% and 6.4%. Therefore a portion of largest pores corresponding to this residual air content can not be detected by this experimental technique. The quantity of these pores is not constant and depends on the soil pore size distribution. After equilibrium, the drying path is applied by a step by step increase of the suction up to the maximum level. The drying path can be continued until a point at which the water phase is no more continuous. Therefore, any further suction increase will not reduce the water content. In our experiments the residual water content varies between 3.0 % and 5.8 % for different sands. This corresponds to a portion of smallest pores which can not be detected by the used method. By applying the above mentioned procedure with several

steps of suction for each path, the water retention curves for wetting and drying paths can be obtained.



(a) Fontainebleau sand NE34

(b) Hostun sand HN34

Figure 2. Scanning electron microscope for sands (Andria Ntaonina, 2011)

From the water retention curve, the pore size corresponding to each suction level can be evaluated by applying Young-Laplace law which expresses the suction as a function of the pores access diameter:

$$s = u_a - u_w = \frac{4\sigma_s \cos \theta}{d_p} \quad (1)$$

where s is the suction, d_p is the pore access diameter, u_a and u_w are respectively the pressures of air and water. σ_s is the surface tension of water-air which is equal to $72.75 \times 10^{-3} \text{ N.m}^{-1}$ at 20°C . θ is the angle of contact between the meniscus and the solid which depends on the solid mineral, surface cleanliness and roughness, menisci's movement (advancing or receding), viscous effects (Decker *et al.*, 1999; Espinoza and Santamarina, 2010; Lourenço *et al.*, 2012). For the evaluation of the pore size distribution the approximation $\cos \theta \approx 1$ is a widely accepted assumption in the literature and is applied in this work (Mitchell and Soga, 2005; Hao *et al.*, 2007; Innocentini and Pandolfelli, 2001).

Similar to the mercury intrusion porosimetry, the flow model for the pore size analysis is based on the underlying hypothesis of a pore network constituted of cylindrical parallel tubes in which the water flows in the direction of the cylinder axis. Theoretically equation (1) can be used to evaluate the pore access size distribution from both drying and wetting path water retention curves. Due to the hysteresis effect, the evaluated pore size distributions from these curves will be different. The hysteresis is attributed to different phenomena, but mainly to the

non-uniformity of the pore size distribution generally referred to as “ink-bottle” effect and also to the contact angle hysteresis in an advancing or receding interface (Fredlund and Rahardjo, 1993). In the pore size analysis literature in most cases the curve equivalent to drying path (first intrusion curve in mercury porosimetry or desorption isotherm in capillary condensation methods) is used. A discussion of this subject is presented by Brunaur *et al.* (1967). In this work, following the general trend in the literature, the drying path water retention curve is used for evaluation of the pore access size distribution.

Table 1. Characteristics of tested sands

Sand	Denom.	D_{50} (mm)	C_U	Distribution	e_{min}	e_{max}	Angularity
Fontainebleau NE34	NEI	0.21	1.5	uniform	0.56	0.88	Sub-rounded
Fontainebleau NE0.1/0.16	NEII	0.10	1.3	uniform	0.55	0.86	Sub-rounded
Hostun: HN31	HNI	0.32	1.3	uniform	0.67	1.01	Sub-angular
Hostun: HN34	HNII	0.21	1.6	uniform	0.69	1.14	Sub-angular
Hostun: mixture of Hostun sands	HNIII	0.307	2.3	Spread between 0.1 and 1.0 mm	0.61	0.95	Sub-angular

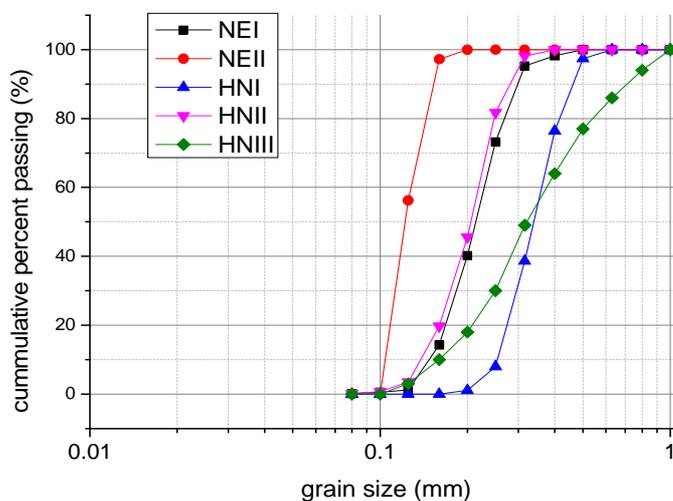


Figure 3. Grain size distribution of the five sands obtained by sieve analysis

3. EXPERIMENTAL RESULTS

3.1. Testing program

Two different silica sands, Fontainebleau sand, with sub-rounded grains and Hostun sand with sub-angular grains (Figure 2) are studied. Five different cuts are studied to explore the effects

of various parameters on the pore size distribution. The characteristics of the tested materials are presented in Table 1 and the corresponding grain size distribution curves obtained by sieve analysis are shown in Figure 3. Fontainebleau sand NE34 (NEI) and Hostun sand HN34 (HNII) have similar grain size distributions and mean grain sizes ($d_{50} = 0.21$ mm) but differ in the shape of the grains. NEII consists of Fontainebleau sand with a d_{50} of 0.104 mm. HNI consists of Hostun sand with a d_{50} of 0.32 mm. Finally we have prepared a mixture (HNIII) of Hostun sands to obtain a more spread grain size distribution with a d_{50} equal to that of HNI. Specimens with different relative density have been prepared (Table 2). e is the void ratio and e_{\min} and e_{\max} are respectively its minimum and maximum values for the considered sand obtained following the French Standard NFP94-059.

Table 2. Relative density and total porosity of tested specimens

Denomination	I_D	Porosity (%)
NEI-1	0.90	35
NEI-2	0.70	39
NEI-3	0.50	43
NEII	0.90	36
HNI	0.90	43
HNII	0.90	45
HNIII	0.90	41

3.2.A typical result (Fontainebleau sand NEI-1, $I_D = 0.90$)

Figure 4 shows the water retention curves (wetting - drying) for specimen NEI-1. The water retention curves of all tests are presented in the appendix of the paper. The pore access size distribution is evaluated from the drying path curve using equation (1) (Figure 5). The cumulative pore volume fraction with respect to the total pore volume is presented as a function of the pore access diameter. The error bars on this curve show the influence of ± 1 mm error in the measurement of the specimen thickness. This curve exhibits a uniform pore size distribution, varying between 35 and 100 μm . The grain size distribution of NE34, varying between 80 μm and 700 μm , is also presented in Figure 5. One can see that the experiment can only measure the changes in water content up to a point in which the water phase in the specimen becomes discontinuous. It seems natural to admit that the pores which

cannot be drained are the smallest ones. With a maximum applied suction of about 10 kPa the smallest pore access size that can be explored is about 30 μm .

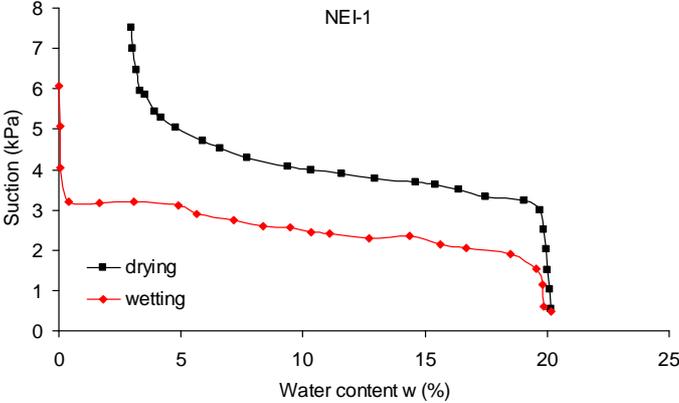


Figure 4. Water retention curve of Fontainebleau sand (NEI 1)

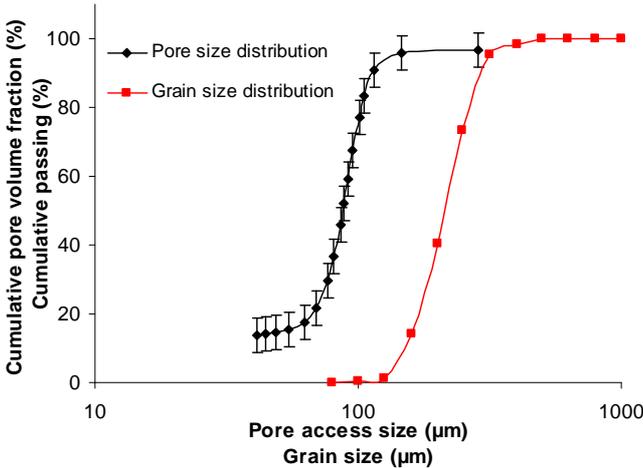


Figure 5. The distribution of the pore size and grain size of sand of Fontainebleau (NEI 1)

3.3. Influence of the grain size and grain shape

The influence of the grain size on the pore size distribution is shown in Figure 6. The pore size distribution curves show that the median and the maximum pore sizes increase with increasing grain size. An increase of the mean grain size d_{50} from 104 to 320 μm results in an increase of the median pore size from 50 to 115 μm . Moreover, the pore size distribution is more spread for specimens with bigger grains. It can be noticed that the porosity values of the end points of the cumulative curves are smaller than the values given in Table 2 (Figure 6-a). These points correspond to the end of the wetting path. As mentioned in section (2), at this

stage the specimen is not fully saturated and there is some residual air entrapped in the pore volume.

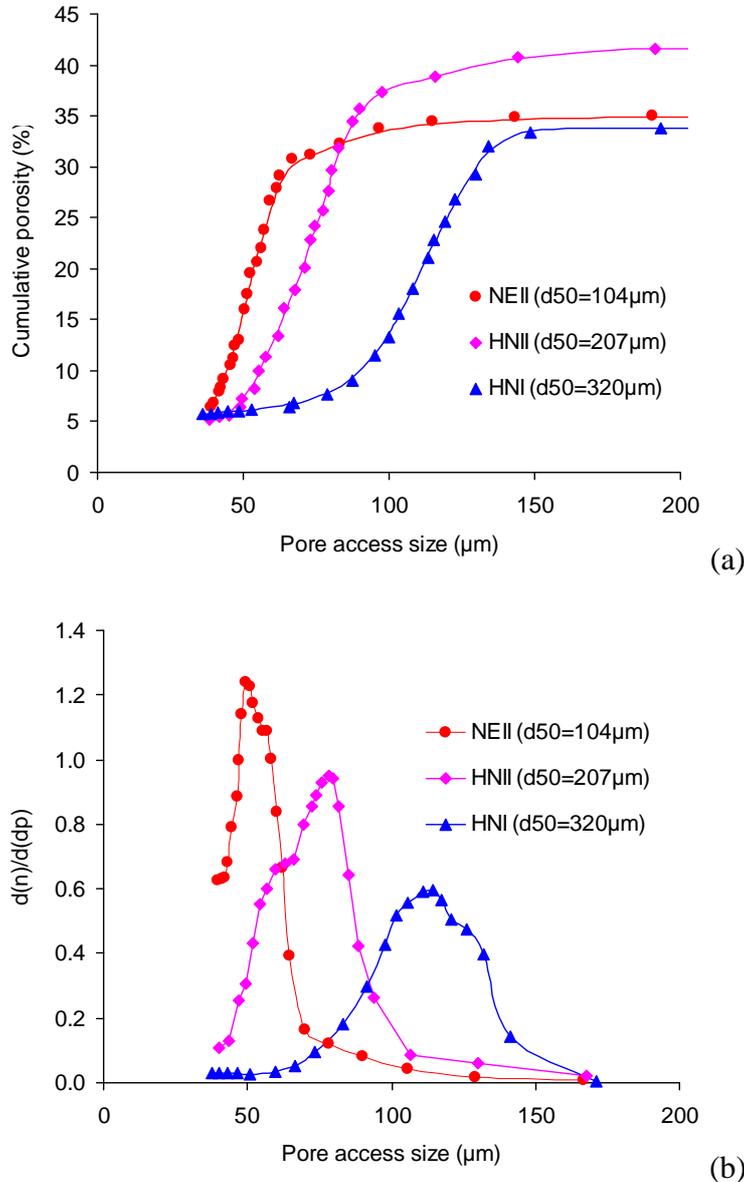


Figure 6. Effect of particle size distribution on the pore size distribution (a) cumulative (b) differential

Figure 7 shows a comparison between the pore size distributions of NEI-1 (sub-rounded grains) and HNII (sub-angular grains), which both have the same grain size distribution. HNII sand with sub-angular grains has a greater porosity than the NEI-1 with sub-rounded grains (44% for HNII and 35% for NEI-1). Despite this difference, the comparison of the pore size distributions does not exhibit any significant influence of the grains shape. Just the median pore size of NEI-1 is slightly smaller than the one of HNII.

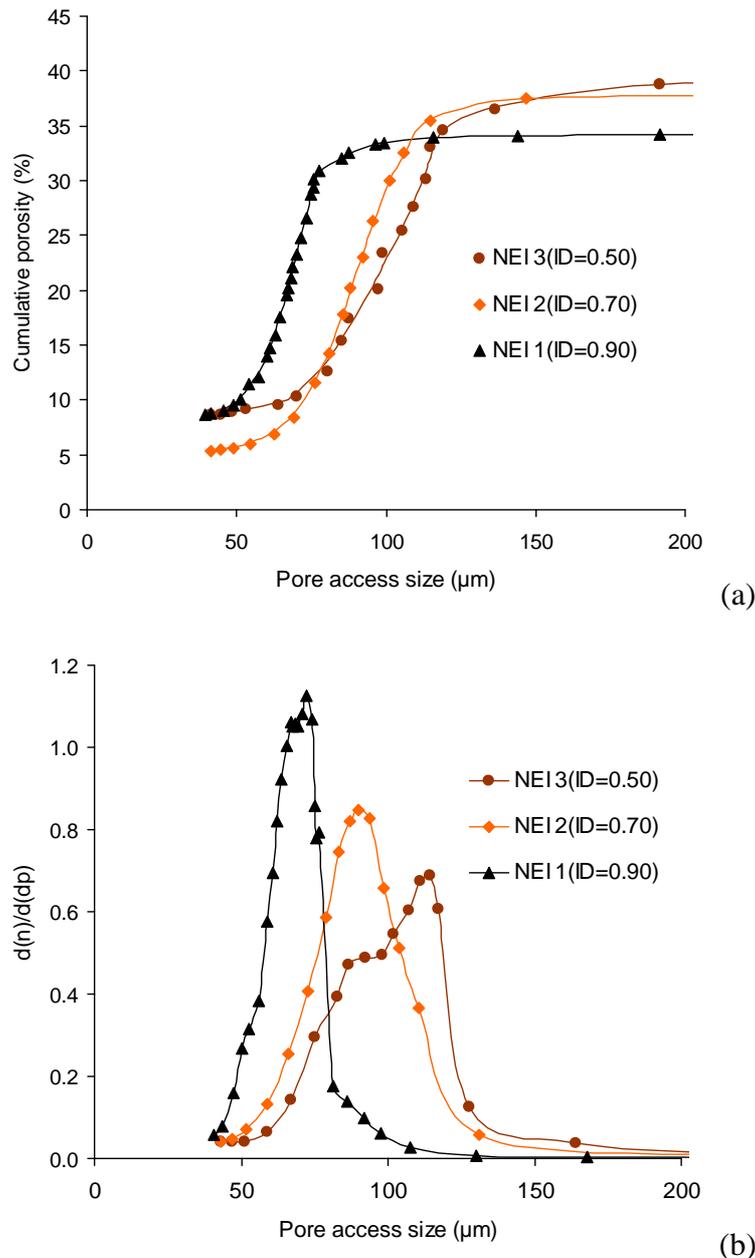


Figure 7. Effect of relative density of the distribution of the pore size (a) cumulative (b) differential

3.4. Effect of the spreading of the grain size distribution and of the relative density

HNI and HNIII sands have the same mean grain size d_{50} and the same grain shape but the grain size distribution of HNIII is more spread than the one of HNI (uniformity index C_u of 1.28 for HNI and 2.25 for HNIII). The comparison of the pore size distributions shows a greater median pore size for a more uniform grain size distribution (Figure 8). Note that HNI has a greater porosity than HNIII (Table 2). Finally, as shown in Figure 9, the median pore

size evaluated for three different density indexes (0.50, 0.70 and 0.90) is more spread for looser sands.

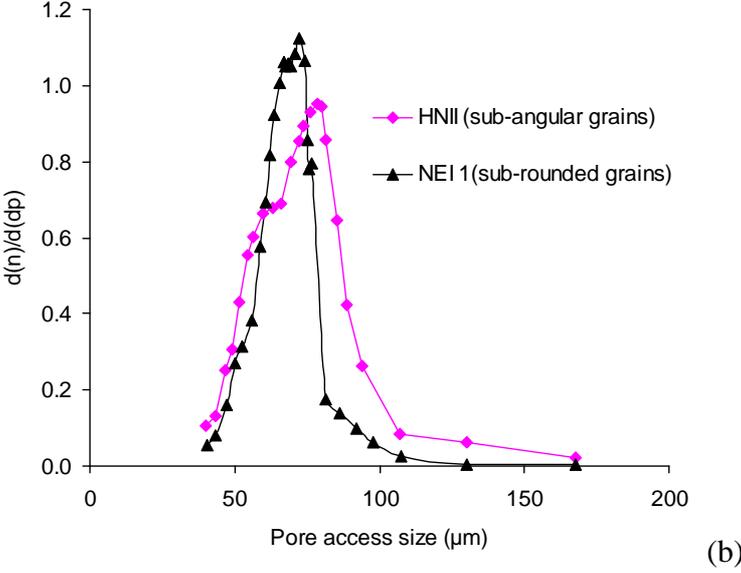
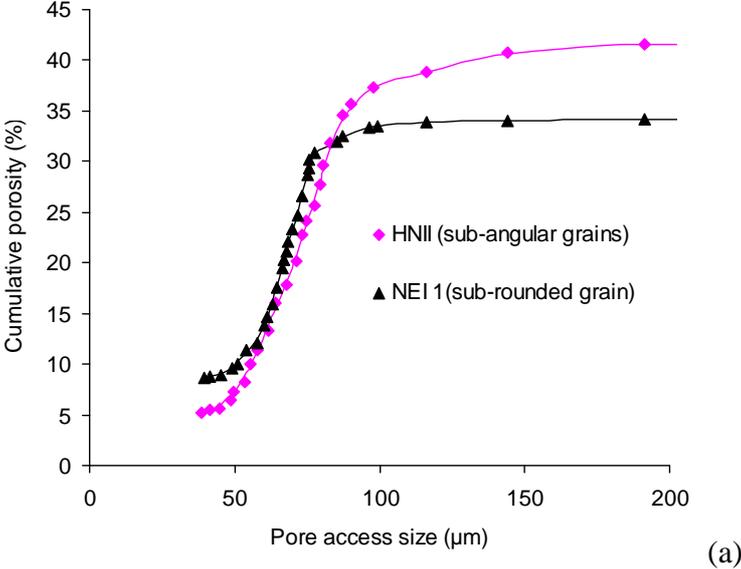


Figure 7. Effect of relative density of the distribution of the pore size (a) cumulative (b) differential

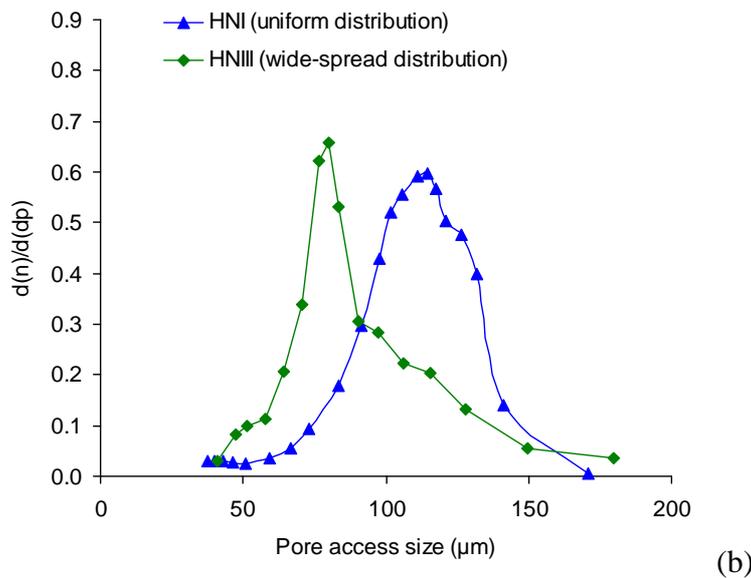
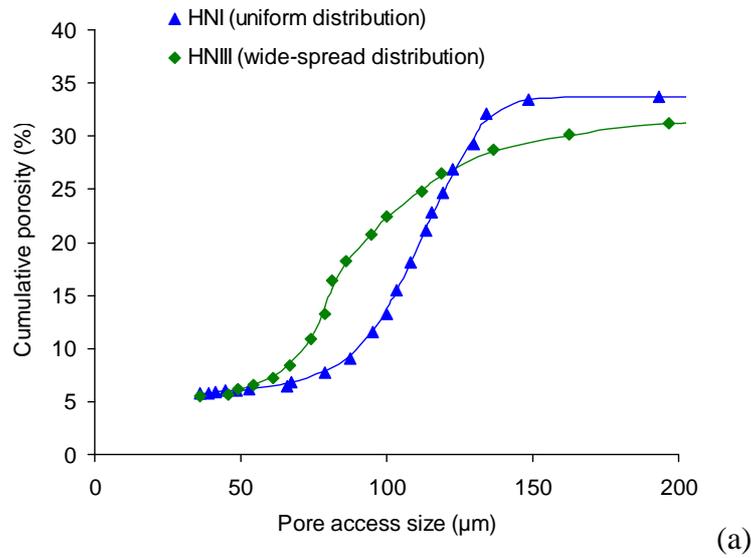


Figure 9. Effect of spreading of the granulometric curve of the distribution of the pore size (a) cumulative (b) differential

4. CONCLUSIONS

The evaluation of the grain size distribution is a standard test in soil mechanics laboratories. As a consequence, existing empirical relations for the permeability evaluation commonly used in geotechnical design are based on the effective grain diameter (e.g. Hazen law) and/or on the porosity (e.g. Kozeny-Carman law). The pore size distribution is however a more appropriate physical parameter for the permeability. In this paper, it is shown that the pore access size distribution of sands can be evaluated using a relatively simple experimental

method. This method is based on the evaluation of the water retention curve using the tensiometric method, and the application of Young-Laplace law. The experiment is performed using an oedometer cell. For the tested sand specimens, the evaluated pore sizes typically range between 30 μm and 150 μm . These bounds depend upon the minimum and maximum applied suction and upon the residual water content. From a series of tests, the efficiency of the method has been shown in relation with the role of various parameters such as the shape and size of the grains, the state of density, the spreading of grain size distribution on the pore access size distribution.

5. APPENDIX

The water-retention curves for wetting and drying paths of all performed test are presented in Figure 10, which shows the suction as a function of the soil water content.

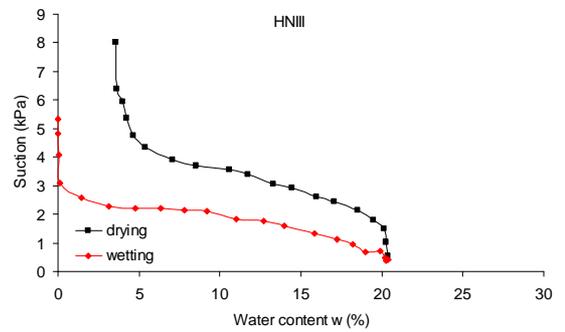
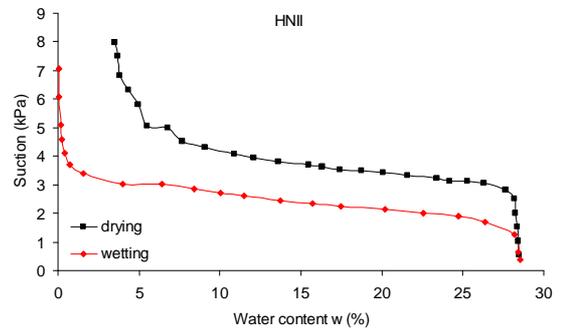
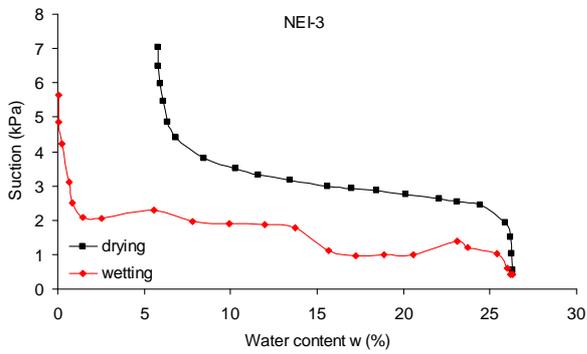
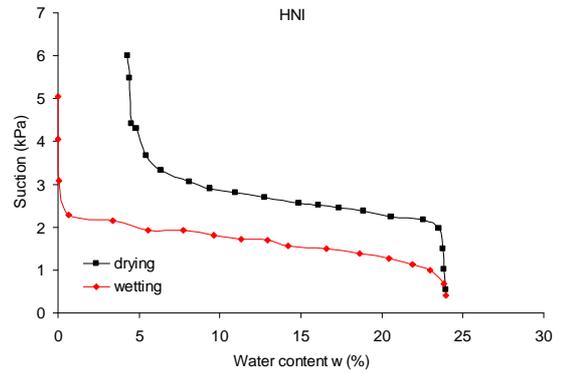
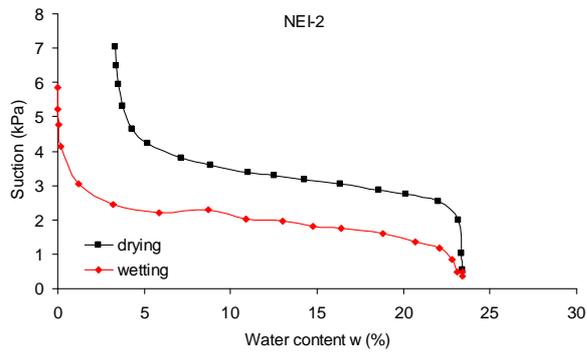
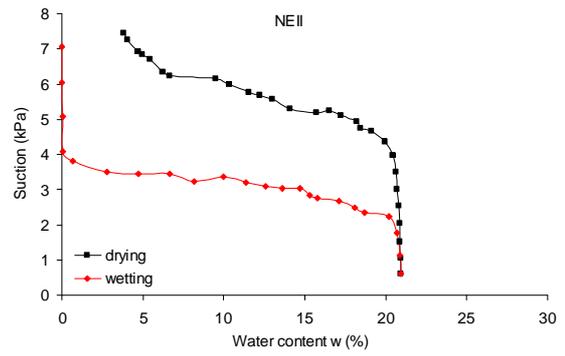
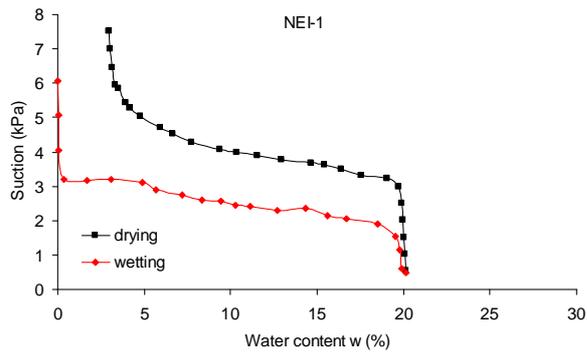


Figure 10 – Water retention curves of all performed tests

6. REFERENCES

- Andria Ntoanina. I. (2011) Caractérisation dynamique de sables de référence en laboratoire - Application à la réponse sismique de massif sableux en centrifugeuse, thèse de doctorat, Université Paris-Est
- Arya L.M., Leij F.J., van Genuchten M.T., Shouse P.J., (1999) Scaling Parameter to Predict the Soil Water Characteristic from Particle-Size Distribution Data, *Soil Sci. Soc. Am. J.* 63, 510.
- ASTM (2008) Standard Test Methods for Determination of the Soil Water Characteristic Curve for Desorption Using a Hanging Column, Pressure Extractor, Chilled Mirror Hygrometer, and/or Centrifuge. D6836, West Conshohocken, PA.
- ASTM (2011) Standard Test Methods for Pore Size Characteristics of Membrane Filters by Bubble Point and Mean Flow Pore Test, F316
- ASTM (2011) Standard Test Method for Pore Size Characteristics of Geotextiles by Capillary Flow Test, D6767
- Aung, K.K., Rahardjo, H., Leong, E.C., Toll, D.G. (2001) Relationship between porosimetry measurement and soil–water characteristic curve for an unsaturated residual soil, *Geotechnical & Geological Engineering*. 19, 401–416.
- Brunauer, S., Mikhail, R.S., Bodor, E.E. (1967) Some remarks about capillary condensation and pore structure analysis, *Journal of Colloid and Interface Science*. 25, 353–358.
- Burdine, N. T. (1953). Relative Permeability Calculations From Pore Size Distribution Data. *Journal of Petroleum Technology*, 5(3), 71–78.
- Decker, E.L., Frank, B., Suo, Y., Garoff, S., (1999) Physics of contact angle measurement, *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*. 156, 177–189.
- Delage, P., Cui, Y.J. (2000) L'eau dans les sols non saturés, *Techniques de l'Ingénieur*, C 301.

- Espinoza, D.N., Santamarina, J.C. (2010) Water-CO₂ -mineral systems: Interfacial tension, contact angle, and diffusion—Implications to CO₂ geological storage, *Water Resources Research*. 46, 1–10.
- Fredlund, D.G., Rahardjo, H. (1993) *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*, John Wiley & Sons Inc.
- Fredlund M.D., Wilson G.W., Fredlund D.G. (2002) Use of the grain-size distribution for estimation of the soil-water characteristic curve, *Canadian Geotechnical Journal*. 39, 1103-1117.
- Hao, X., Ball, B.C., Culley, J.L.B., Carter, M.R., Parkin, G.W. (2007) Soil Density and Porosity, Chapter 57 in Carter, M.R., Gregorich, E.G. editors, *Soil Sampling and Methods of Analysis*, CRC Press, Taylor & Francis Group.
- Innocentini, M. D. M., Pandolfelli V. C. (2001), Permeable porosity of re- fractory castables evaluated by the water-expulsion porosimetry technique, *J. Am.Ceram. Soc.*, 84, 236–238,
- Jaeger, F., Bowe, S., Van As, H., Schaumann, G.E., (2009) Evaluation of ¹H NMR relaxometry for the assessment of pore-size distribution in soil samples, *European Journal of Soil Science*. 60, 1052–1064.
- Juang, C. H., & Holtz, R. D. (1986a). Fabric, Pore Size Distribution, and Permeability of Sandy Soils. *Journal of Geotechnical Engineering*, 112(9), 855–868.
- Juang, C.H., Holtz, R.D. (1986b) Preparation of Specimens of Noncohesive Material for Mercury Intrusion Porosimetry, *Geotechnical Testing Journal*, 9, 154-155.
- Likos W.J., Jaafar R. (2013) Pore-Scale Model for Water Retention and Fluid Partitioning of Partially Saturated Granular Soil, *J. Geotech. Geoenvironmental Eng.* 139, 724–737.
- Lourenço, S.D.N., Gallipoli, D., Augarde, C.E., Toll, D.G., Fisher, P.C., A. (2012) Congreve, Formation and evolution of water menisci in unsaturated granular media, *Géotechnique*. 62, 193–199.
- Mitchell, J.K, Soga, K. (2005) *Fundamentals of Soil Behavior*, John Wiley & Sons Inc.

Mitchell, J., Webber, J., Strange J., (2008) Nuclear magnetic resonance cryoporometry, Physics Reports. 461, 1–36.

NFP94-059 (2000) Reconnaissance et essais: détermination des masses volumiques minimale et maximale des sols non cohérents. AFNOR

Annexe 2 - Evolution de la perméabilité d'un sable sous un chargement triaxial : Effet de la production de particules fines

Cette partie a fait l'objet d'une publication dans la revue « *Acta Geotechnica* » :

Feia, S., Sulem, J., Canou, J., Ghabezloo, S., & Clain, X. (2014). Changes in permeability of sand during triaxial loading: effect of fine particles production. *Acta Geotechnica*. doi:10.1007/s11440-014-0351-y

Introduction

L'injection de fluide sous pression dans des réservoirs de sables inconsolidés (non cimentés) conduit à un changement de l'état de contraintes particulièrement à proximité du point d'injection. Une réduction de la contrainte moyenne peut entraîner une dilatance du milieu et par conséquent une augmentation de la perméabilité. La localisation des déformations en bandes de cisaillement au voisinage du puits d'injection lorsque la contrainte déviatorique atteint un seuil critique affecte aussi la perméabilité du milieu. La porosité de la bande de cisaillement peut être supérieure à celle du milieu environnant dans le cas d'une bande dilatante. A plus forte contrainte moyenne, l'endommagement des grains à l'intérieur de la bande peut au contraire, conduire à une réduction de la porosité. Ces modifications de porosité sont source de variation de la perméabilité de la bande. Dans ce contexte, cet article a pour but de réaliser une étude expérimentale pour évaluer les variations de la perméabilité des sables non-cimentés lors d'un cisaillement. A partir d'un programme d'essais à l'appareil triaxial, les influences du type de sable (granulométrie, forme des grains), de la pression de confinement, du niveau de cisaillement, du chemin de chargement et de la formation des bandes de cisaillement sur la perméabilité seront étudiées.

Quatre sables ont été choisis afin d'étudier les influences de la granulométrie, la taille et la forme des grains sur la perméabilité. Les essais triaxiaux sont réalisés sous différents niveaux et suivants différents chemins de contraintes. Plusieurs mesures de perméabilité ont été effectuées pendant chaque essai sous différents niveaux de la pression de confinement pendant la phase de compression isotrope et sous différents niveaux de déformation axiale pendant la phase de cisaillement. Tous les essais sont réalisés sur des éprouvettes préparées par la méthode de

pluviation à sec avec un indice de densité proche de 0,90. Cette méthode de préparation assure l'homogénéité du matériau dans l'éprouvette. Les distributions de la taille des pores des sables étudiés sont évaluées par la méthode dite « tensiométrique ». On trouve un bon accord entre la taille médiane des pores de différents sables et leur perméabilité initiale mesurée sous une faible pression de confinement. Les résultats expérimentaux montrent une diminution de la perméabilité pendant la consolidation isotrope de l'éprouvette, ainsi que pendant la phase contractante sous le cisaillement. Après cette phase de contractance, la perméabilité montre une évolution inattendue durant la phase de dilatance. On observe une stagnation et/ou diminution de la perméabilité malgré l'augmentation de l'indice des vides global de l'éprouvette dans cette phase. Cette tendance est systématiquement observée pour tous les sables et sous tous les chemins de contraintes étudiés. Des essais triaxiaux sur des éprouvettes préparées avec un sable écrêté à 80 μm avant essai, montre un phénomène de production des particules fines lors de cisaillement. Cette production de particules fines est observée même sous faibles niveaux de déformation et continue durant toute la phase de cisaillement. Elle est plus significative pour des sables ayant des grains sub-anguleux. Ce phénomène pourrait être accentué au niveau de la bande de cisaillement et pourrait donc jouer le rôle d'une barrière qui empêche le passage de l'eau à travers l'éprouvette. Cela semble être à l'origine de la stagnation/diminution de la perméabilité observée durant la phase de dilatance de l'éprouvette.

Changes in permeability of sand during triaxial loading: effect of fine particles production

Sadok Feia · Jean Sulem · Jean Canou ·
Siavash Ghabezloo · Xavier Clain

Received: 3 March 2014 / Accepted: 8 August 2014
© Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2014

Abstract

Various mechanisms can affect the permeability of dense unconsolidated sands: volumetric dilation can lead to permeability increase whereas strain localization in shear bands may increase or decrease the permeability depending on the state of compaction and on the level of grains breakage inside the band. To investigate these various mechanisms, an experimental study has been performed to explore the effect of different factors such as grain size and grain shape, confining pressure, level of shear, stress path, and formation of one or several shear bands on the permeability of dense sands under triaxial loading. The experimental results show a reduction of permeability during the consolidation phase and during the volumetric contraction phase of shear loading, which can be related to the decrease of porosity. The experimental results also show that, depending on the confining pressure, the permeability remains stable or decreases during the volumetric dilation phase despite the increase of total porosity. This permeability reduction is attributed to the presence of fine particles, which result from grains attrition during pre-localization and grains breakage inside the shear band during the post-localization phase.

Keys words: sand – shear band – permeability – fine particles production – stress path

1 Introduction

The evaluation of the permeability evolution of a porous medium in relation with changes in stress state is a very important issue for various geotechnical and petroleum engineering applications. In petroleum reservoir engineering, water injection is a commonly used solution for maintaining the reservoir pressure and stimulating oil recovery. The injection of water leads to a change in stress state, particularly in the areas close to the injection well, which can

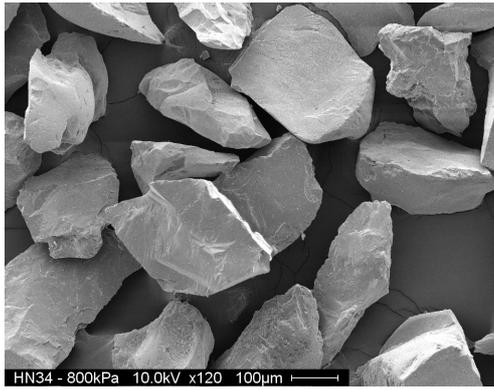
possibly induce a change of permeability of the reservoir rock through the deformations of the porous space of the material. Various mechanisms can affect the permeability: volumetric dilation can lead to permeability increase whereas strain localization and shear bands formation may increase or decrease the permeability depending on the state of compaction and on the level of grains breakage inside the band (Scott et al. 1994, Olson et al. 2009). At relatively high values of confining stress, intense grain crushing and shear-induced compaction have been observed (e.g. Fedda, 2002, Crawford et al, 2004, Nguyen, 2012). From X-ray tomography and 3D image analysis, Andò et al. (2013) have observed fine particles production by progressive grain breakage inside the shear band. At lower values of mean stress, fines production can be the result of grains attrition even in the pre-localization regime, as discussed later in the paper.

In petroleum engineering, the so-called unconsolidated sand reservoirs correspond to uncemented or poorly cemented sand formations. The understanding of the permeability changes in these materials when submitted to stress state variations and shear bands formation is important in petroleum reservoir engineering to better predict the response of the reservoir during various operations like water injection. To this aim, an experimental study is performed at the macroscopic level on dense sand specimens, as analogue materials, using a classical triaxial cell to explore the effect of various factors such as the grain size and shape, stress state changes through different paths and formation of one or several shear bands on the permeability.

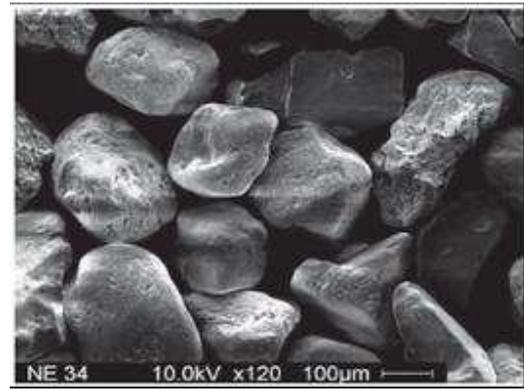
2 Experimental program

2.1 Materials

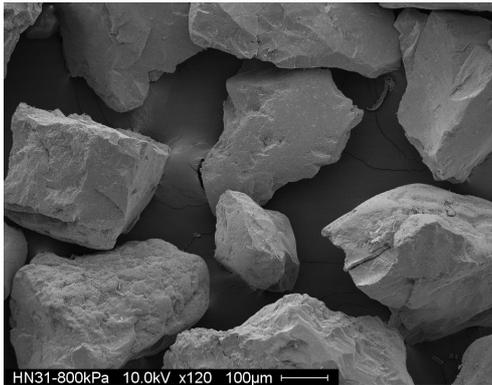
Two different sands, Fontainebleau sand and Hostun sand are studied within this research. Fontainebleau sand has sub-rounded grains, while Hostun sand has sub-angular grains as can be seen in the SEM images in *Erreur ! Source du renvoi introuvable.*. Both sands consist mainly of silica grains (99%) and are commonly used in reference laboratory tests. Four different cuts are studied in order to explore the effect of different parameters.



(a)



(b)



(c)

Figure 1 - SEM view of the sands studied (a) HN34, (b) NE34, (c) HN31

The characteristics of the tested materials are presented in Table 1 and the corresponding grain size distribution curves are shown in Figure 2-a. In Table 1, C_U is the uniformity coefficient $C_U = d_{60}/d_{10}$, where d_{60} and d_{10} are the grain sizes corresponding to 60% and 10% passing respectively, and ρ_s is the grains mass density. Fontainebleau sand NE34 and Hostun sand HN34 have similar grain size distributions ($d_{50} = 210 \mu\text{m}$) but differ in grain shape. HN31 is coarser Hostun sand with a d_{50} of $320 \mu\text{m}$. Finally, we have also used a mixture of Hostun sands (HNM) in order to obtain a wider grain size distribution, keeping d_{50} equal to that of HN31. Comparing the results obtained for the five sands permits to study the effect of the following parameters: mean grain size (HN31 vs HN34), angularity of the grains (NE34 vs HN34) and spreading of the grain size distribution curve (HN31 vs HNM).

Table 1 - Characteristics of the tested sands

Sand	d_{50} (mm)	C_U	Grain size distribution	e_{min}	e_{max}	Angularity	ρ_s (t/m ³)
Fontainebleau NE34	0.21	1.5	uniform	0.557	0.884	Sub-rounded	2.65
Hostun I: HN31	0.32	1.3	uniform	0.674	1.014	Sub-angular	2.65
Hostun II: HN34	0.21	1.6	uniform	0.696	1.145	Sub-angular	2.65
Hostun III: mixture of Hostun sands HNM	0.307	2.3	Spread between 0.1 and 1.0 mm	0.612	0.953	Sub-angular	2.65

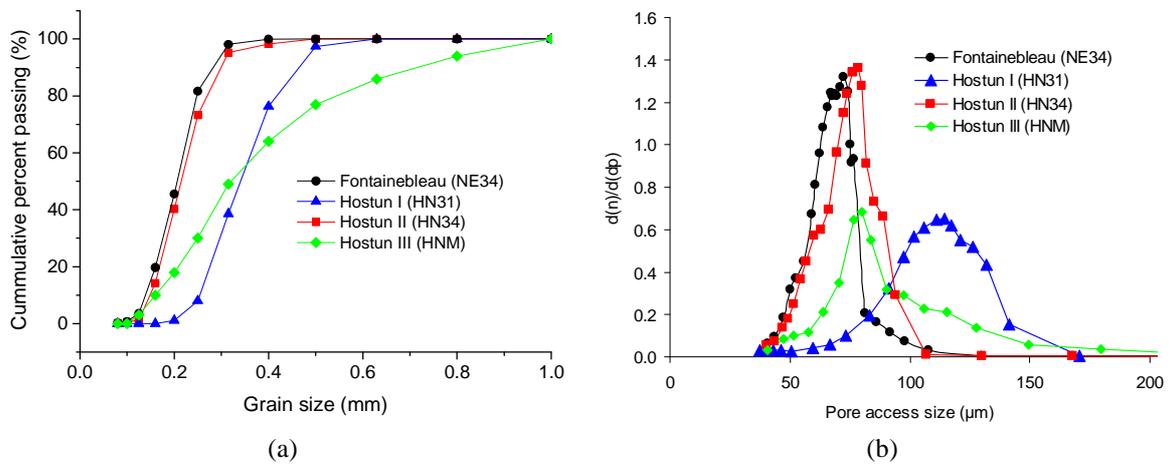


Figure 2 – (a) Grain size distribution of the tested sands (b) Pore size distribution of the tested sands

The pore access size distributions of the tested sands have been evaluated from the drying path water retention curves of the samples using the tensiometric method (Feia et al., 2014). This evaluation is done by a stepwise increase of the suction prevailing within the specimen and by measuring the corresponding changes in the water content. From the water retention curve, the pore size corresponding to each suction level can be evaluated by applying Young-Laplace law which relates the suction and the pores access diameter. The pore access size distributions of the tested sands are shown in Figure 2-b.

2.2 Experimental setup and specimen preparation

Two different experimental setups have been used. For performing triaxial tests at constant confining pressure, a classical triaxial cell is used. The cylindrical samples have a diameter of 100 mm and a height of 200 mm. They are prepared by using the pluviation technique (Benahmed et al., 2004). The pluviation procedure is calibrated to prepare dense samples with an initial density index $I_D = 0.90$ (or relative density $D_r = 90\%$). The specimens are fully

saturated before loading and the tests are performed at a constant axial strain rate of 0.25%/min, which permits to ensure a fully drained response. Constant head permeability tests have been performed using a Mariotte tube allowing the application of a constant hydraulic head at the bottom of the specimen and a precision balance for measuring the water mass flux going out through the top of the specimen (see Figure 3 and Figure 4). The error on the mass flux measurement is estimated to be less than 1% from the repeatability tests. At various loading levels, the permeability is evaluated by considering the actual sample height which is updated from the monitoring of the current axial displacement. Four different confining pressures of 100, 400, 800, 1200 kPa have been applied (Table 2).

The first series of permeability measurements has been carried out during the consolidation phase (isotropic loading). The confining pressure is increased in a step-by-step manner and, for each step, a constant head permeability test is performed. The second series of measurements is carried out during the shearing phase at the following values of axial strain: 0.25% - 0.5% - 1% - 2% - 3% - 4% - 5% - 7.5% - 10% - 15% - 18%.

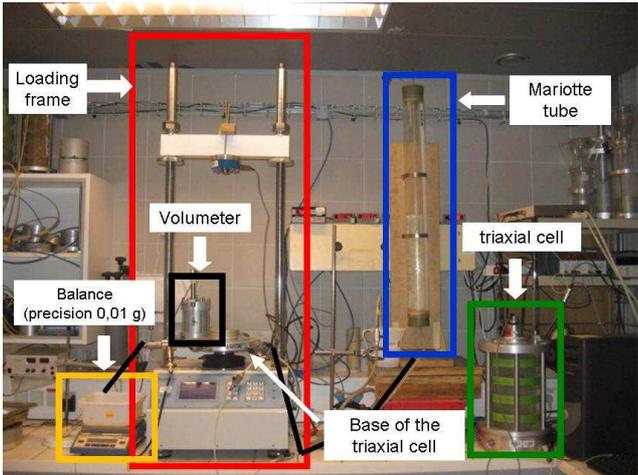


Figure 3 – Experimental device

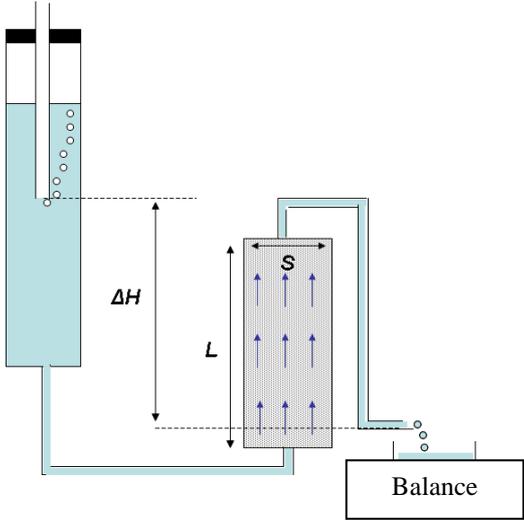


Figure 4 – Schematic representation of the device for permeability measurement under constant hydraulic load

Table 2 – Triaxial tests under constant confining pressure

N°	Sand	Density index I_D	σ_c' (kPa)	Axial strain levels and deviator stress at which permeability measurement is performed
T1	NE34	0.90	100	1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 298 – 313 – 340 – 375 – 418 – 364 – 266 – 251 – 237 (kPa)
T2	NE34	0.89	400	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 179 – 529 – 820 – 1113 – 1250 – 1316 – 1335 – 1304 – 996 – 972 – 951 (kPa)
T3	NE34	0.89	800	1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 1506 – 1989 – 2084 – 2220 – 2440 – 2424 – 2198 – 1739 – 1610 (kPa)
T4	NE34	0.89	1200	1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 2160 – 2911 – 3197 – 3464 – 3542 – 3499 – 3258 – 2565 (kPa)
T5	HN34	0.87	100	1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 302 – 433 – 480 – 514 – 497 – 468 – 427 – 316 – 313 (kPa)
T6	HN34	0.89	400	1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 724 – 993 – 1103 – 1250 – 1317 – 1403 – 1383 – 929 – 858 (kPa)
T7	HN34	0.88	800	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 425 – 837 – 1375 – 1835 – 2051 – 2248 – 2367 – 2508 – 2520 – 2300 – 1848 (kPa)
T8	HN34	0.88	1200	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 741 – 1043 – 1655 – 2388 – 2772 – 3033 – 3228 – 2501 – 3609 – 3501 – 3106 (kPa)
T9	HN31	0.91	100	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 (%) 151 – 221 – 288 – 377 – 408 – 427 – 430 – 426 – 393 – 383 (kPa)
T10	HN31	0.92	400	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 421 – 646 – 930 – 1162 – 1282 – 1356 – 1399 – 1434 – 1244 – 1070 (kPa)
T11	HN31	0.92	800	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 788 – 1188 – 1618 – 2022 – 2231 – 2369 – 2457 – 2543 – 2534 – 2391 – 2114 (kPa)
T12	HN31	0.89	1200	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 701 – 1256 – 1832 – 2489 – 2839 – 3054 – 3360 – 3370 – 2835 – 2647 (kPa)
T13	HNM	0.90	100	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 149 – 186 – 234 – 284 – 315 – 330 – 341 – 333 – 310 – 278 – 232 (kPa)
T14	HNM	0.89	400	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 352 – 594 – 802 – 1028 – 1159 – 1238 – 1285 – 1335 – 1321 – 1244 – 1094 (kPa)
T15	HNM	0.90	800	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 564 – 901 – 1361 – 1811 – 2077 – 2242 – 2351 – 2349 – 2535 – 2440 – 2303 (kPa)
T16	HNM	0.90	1200	0.25 – 0.5 – 1 – 2 – 3 – 4 – 5 – 7.5 – 10 – 15 – 18 (%) 891 – 1360 – 1966 – 2538 – 2966 – 3202 – 3388 – 3592 – 3640 – 3463 – 2754 (kPa)

In order to investigate the effect of the loading path, it is interesting to impose specific stress paths characterised by decrease of the mean effective stress p' . Such paths enhance the increase of the specimen volume. Moreover, such stress paths are closer to the field situation

corresponding to water injection used to stimulate oil production in poorly cemented reservoirs. Therefore, in addition to the classical stress path with constant confining pressure, two different loading paths are explored: a stress path at constant deviatoric stress q which is called the “horizontal path” in the following and a stress path named “inclined path” with constant negative ratio $dq/dp'=-1.5$ which corresponds to an increase of the deviatoric stress as the mean effective stress decreases. As opposed to the classical triaxial tests which are performed at constant controlled strain rate, the present tests are performed under controlled load rate, therefore a Bishop & Wesley cell was used (Figure 5). The specimens have a diameter of 70 mm and a height of 140 mm. As for the other tests, they are prepared using the pluviation technique to reach an initial relative density of $I_D = 0.90$. Two initial consolidation stresses, 400 kPa and 800 kPa, have been used in these experiments, as described in Table 3 and Table 4.

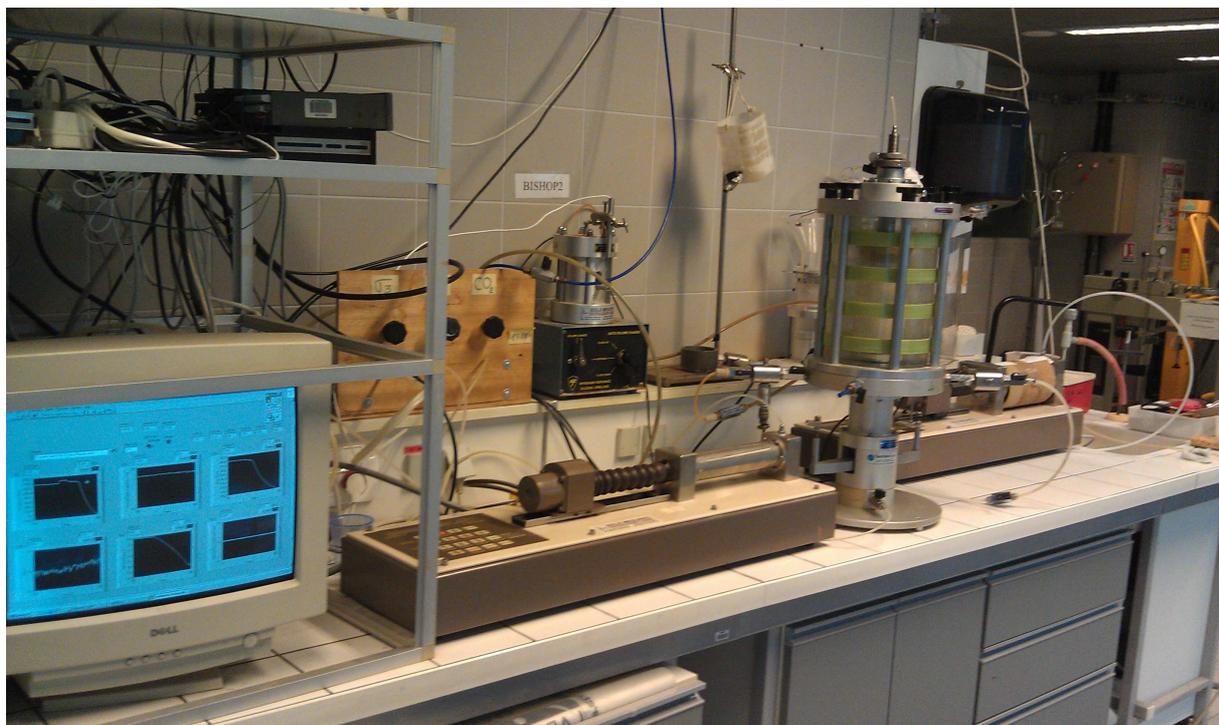


Figure 5 – Experimental device (Bishop & Wesley cell)

Table 3 – Triaxial tests at constant deviator (horizontal stress)

N°	Sand	I _p	σ'_c (kPa)	Axial strain levels and deviator stress at which permeability measurement is performed
H1	NE34	0.89	400	1.2 – 2.4 – 5.88 – 12.86 – 22.14 (%) 650 – 650 – 651 – 610 – 534 (kPa)
H2	NE34	0.90	800	0.6 – 0.7 – 1.12 – 2.55 – 6.33 – 13.06 – 16.35 – 20.33 – 28.57 (%) 608 – 610 – 610 – 612 – 603 – 566 – 548 – 521 – 488 (kPa)
H3	HN34	0.91	400	2 – 2.5 – 3.8 – 8 – 17 – 25.2 (%) 655 – 666 – 666 – 665 – 666 – 618 – 561 (kPa)
H4	HN34	0.92	800	0.85 – 0.9 – 1.5 – 3.7 – 6.9 – 13 – 22 – 25.6 (%) 609 – 613 – 613 – 612 – 599 – 568 – 504 – 474 (kPa)
H5	HN31	0.90	400	1.65 – 2.76 – 5.08 – 14 – 35.03 (%) 668 – 669 – 671 – 668 – 638 (kPa)
H6	HN31	0.91	800	0.27 – 0.53 – 1.08 – 2.42 – 6.67 – 11.74 – 15.20 – 18.24 – 23 (%) 194 – 386 – 573 – 572 – 570 – 549 – 550 – 549 – 535 (kPa)
H7	HNM	0.91	400	1.96 – 2.5 – 4.07 – 7.85 – 14.1 – 23.47 (%) 637 – 637 – 636 – 624 – 586 – 541 (kPa)
H8	HNM	0.93	800	1.14 – 1.19 – 2.24 – 4.3 – 8 – 12.7 – 17.23 – 25.05 (%) 610 – 612 – 613 – 612 – 594 – 567 – 539 – 491 (kPa)

Table 4 – Triaxial tests with constant deviator/mean stress ratio (inclined stress path)

N°	Sand	I _p	σ'_c (kPa)	Axial strain levels and deviator stress at which permeability measurement is performed
I1	NE34	0.89	400	Axial strain : 0.60 – 5.37 – 11.37 – 20.06 – 25.95 (%) Deviator stress : 226 – 270 – 263 – 237 – 231 (kPa) Mean stress : 219 – 178 – 167 – 168 – 156 (kPa)
I2	NE34	0.88	800	Axial strain : 1.11 – 7.97 – 18.86 – 31.11 (%) Deviator stress : 536 – 581 – 569 – 562 (kPa) Mean stress : 406 – 372 – 368 – 364 (kPa)
I3	HN34	0.92	400	Axial strain : 0.68 – 3.80 – 4.45 – 12.60 – 17 (%) Deviator stress : 231 – 281 – 278 – 249 – 219 (kPa) Mean stress : 219 – 172 – 155 – 139 – 121 (kPa)
I4	HN34	0.92	800	Axial strain : 0.81 – 6.71 – 15.04 – 25.10 (%) Deviator stress : 498 – 605 – 610 – 586 (kPa) Mean stress : 438 – 355 – 339 – 343 (kPa)
I5	HNM	0.93	400	Axial strain : 0.91 – 4.58 – 9.96 – 16.38 – 25.03 (%) Deviator stress : 240 – 282 – 278 – 254 – 231 (kPa) Mean stress : 213 – 177 – 165 – 154 – 145 (kPa)
I6	HNM	0.92	800	Axial strain : 1.11 – 7.97 – 17.90 – 32.5 (%) Deviator stress : 504 – 604 – 584 – 567 (kPa) Mean stress : 433 – 355 – 355 – 358 (kPa)

3 Experimental results

In this section, we first present in detail the results of a typical test performed under constant confining pressure. Then the influences of different parameters are discussed.

3.1 Typical response under constant confining pressure

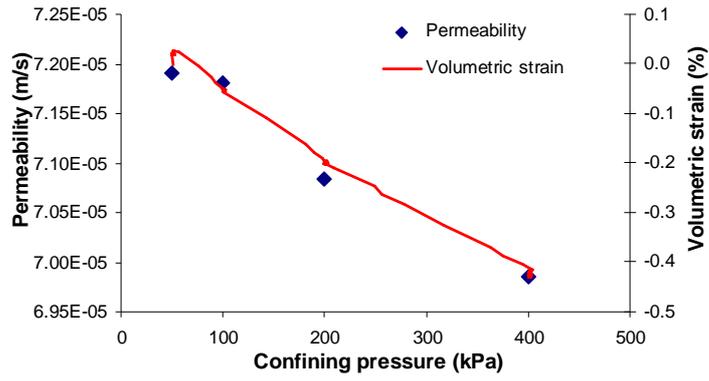
Figure 6 shows typical results of an experiment performed on a specimen of HN34 sand under 400 kPa confining stress. Figure 6-a shows the permeability change during the consolidation phase (isotropic compression). The permeability in this phase decreases with increasing confining stress in relation with the contraction of the specimen. The stress – strain response

is presented in Figure 6-b. The stress drops on the curve correspond to the points at which a permeability measurement is performed. This measurement lasts a few minutes and stress relaxation is observed. We observe a classical type of response with a quasi-linear stress evolution at low strains, followed by a non-linear evolution up to a maximum deviatoric stress and finally a softening phase during which the deviator decreases slowly down to an ultimate state. The sharp decrease of the deviator in the post-peak regime is associated with the development of a well-defined shear plane inside the specimen and a stabilization of the volume change (Figure 7-b and Figure 7-c). A smoother decrease of the deviator in the post peak regime is usually associated with the formation of several shear bands (Figure 7-d). The volumetric response is presented in Figure 6-c. This response exhibits a contracting phase followed by a dilating one. During the shearing phase, due to deformation and barreling of the specimen, the flow lines are modified and it is necessary to make a correction on the measured permeability. This correction of the barreling effect is detailed in appendix I. Figure 6-d presents the permeability change during shearing at various levels of the axial strain. We note a permeability reduction corresponding to the contracting phase and a further reduction during the dilatancy phase despite the increase of the global void ratio of the specimen.

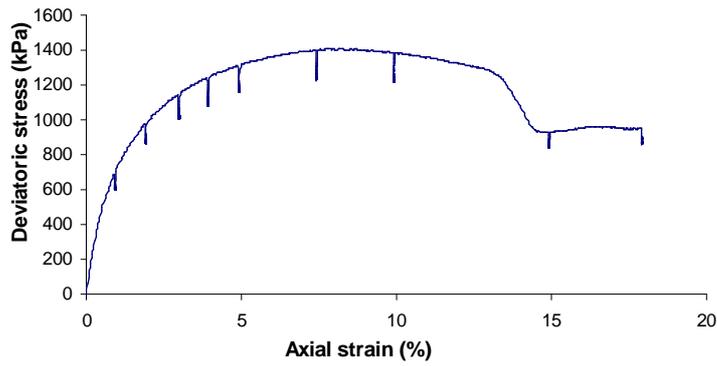
All the stress-strain and volumetric strain curves are presented in Appendix 2. The peak and ultimate friction angles are evaluated from these curves and presented in Figure 8 and Table 5. We observe that these values do not differ much for the different sand types, which can be attributed to the fact that the relative density and the mineralogy of the grains are the same for all specimens.

Table 5 – Friction angles of the four sands

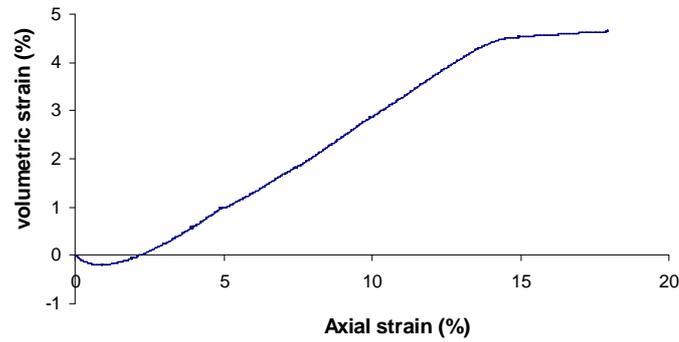
Sand	Maximum friction angle (°)	Ultimate friction angle (°)
NE34	38	31
HN34	37.4	33.4
HN31	36.9	34
HNM	37.3	34



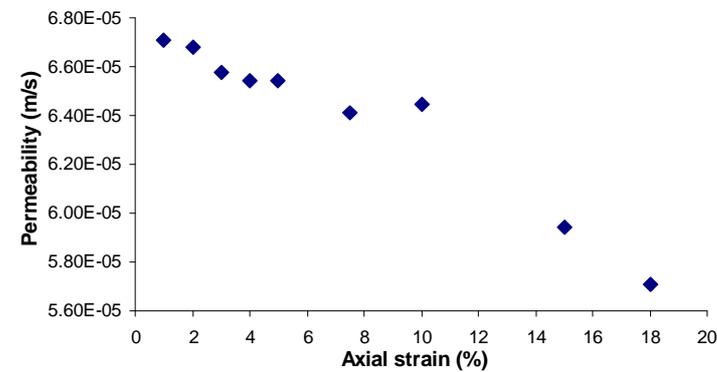
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure 6 – Typical experimental result obtained on HN34 sand under 400 kPa confining pressure (T6)
 (a) evolution of permeability during the consolidation phase (b) deviatoric stress – axial strain curve
 (c) volumetric strain – axial strain curve (d) evolution of the permeability during the shear loading phase



Figure 7 - Shear band formation inside the specimens. One or several bands are visible after testing (a) before testing (b) after testing under a confinement of 100 kPa, (c) after testing under a confinement of 400kPa (d) after testing under a confinement of 800kPa

3.2 Triaxial tests under constant confining pressure

In this section we summarize the permeability evolution for the specimens tested under classical triaxial stress path with constant confining pressure. Permeability measurements were carried out during the consolidation phase of the specimen at various consolidation levels and during the shear loading phase for the following values of axial strain: 0.25%, 0.5%, 1%, 2%, 3%, 4%, 5%, 7.5%, 10%, 15%, 18%. The results are presented in Figure 9 where the evolution of the permeability is plotted as a function of the actual void ratio. We observe that all values lie in the range of 0.4 m/s to 1.0 m/s, which corresponds to typical permeability values of fine to coarse sands. The tested sands can be classified in two groups. HNM and HN31 sands have permeability higher than NE34 and HN34 sands which can be related to their pore size distributions (Figure 2-b). The comparison between the pore size distributions for HN34 ($D_{50}=207 \mu\text{m}$) and HN31 ($D_{50}=320 \mu\text{m}$) sands show that the median and maximum pore sizes increase with increasing median grain size. A wider pore size distribution is observed for sands with a greater grain size. As one can see in Figure 2-a, the grain size

distributions of NE34 sand (sub-rounded grain) and HN34 sand (sub-angular grain) are similar. Comparison of pore size distributions shows a slight difference despite the difference in the porosity of the sands (42% for HN34 and 38% for NE34). Therefore, the grain shape does not significantly influence the pore size distributions of the two sands. Note that, although the two specimens have initially a different void ratio, the similarity of their pore size distributions is consistent with a similar initial permeability (Figure 2-b).

As can be seen in Figure 2-a and in Table 1, the HN31 sand (uniform grain size distribution) and HNM sand (wide-spread distribution) have the same d_{50} and grain shape, while the grain size distribution of HNM is wider than that of HN31. Comparing the pore size distributions of the two sands in Figure 2-b shows a greater median pore size for HN31 with a uniform particle size. Moreover, a uniform grain size leads to a greater porosity. This result is consistent with the observed different permeability of the two sands.

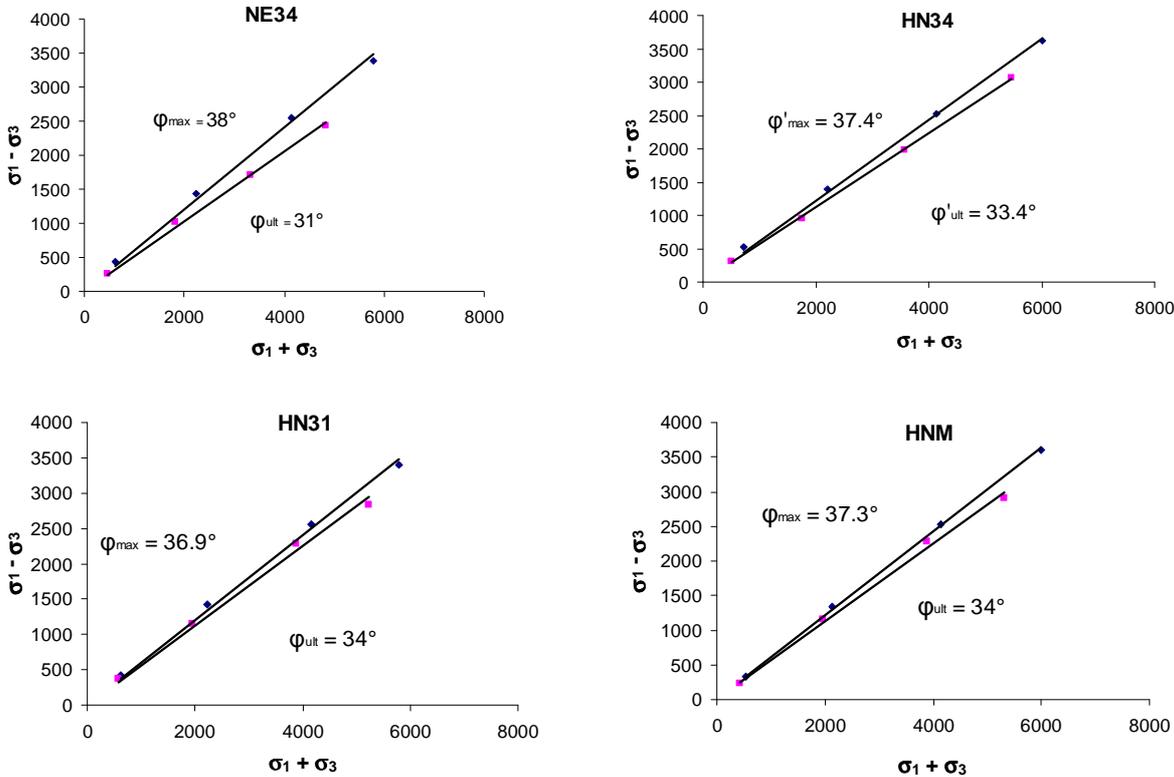
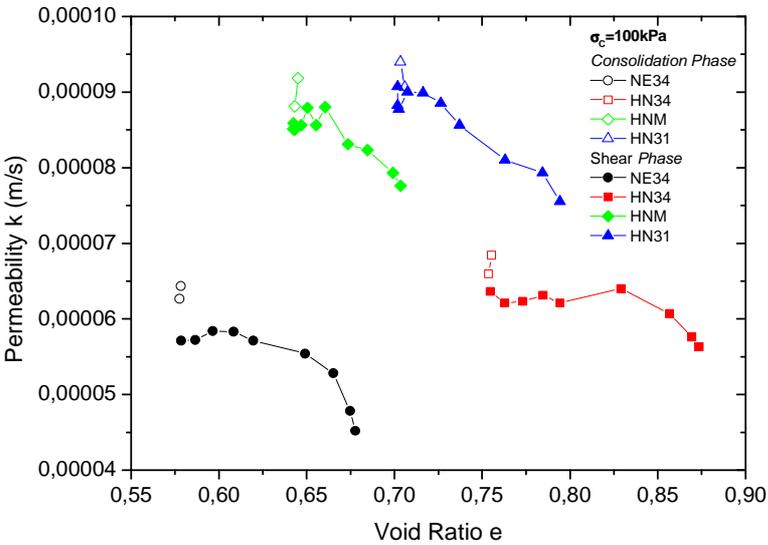


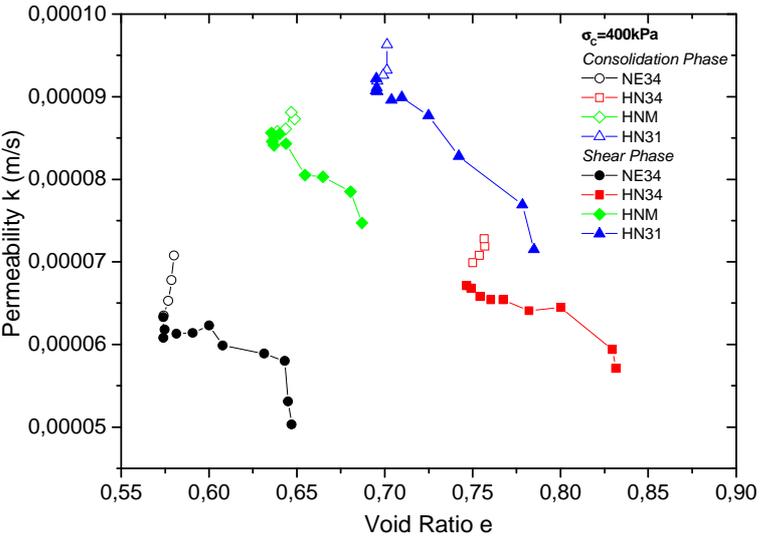
Figure 8 – Maximum and ultimate friction angles for the four sands studied

An unexpected result is the decrease of permeability whereas a significant increase in global void ratio of the specimens during shearing is observed. A permeability decrease was observed by Olson et al. (2009) in relation with the formation of a contracting shear band. Rechenmacher and Finno (2004) have used a digital image correlation technique to follow the volume change in the shear band and in the areas surrounding the band in a specimen of dense

sand. They have shown that whereas the volume change inside the band is dilatant, the volume of the area below the shear band decreases and the volume of the area above the band increases (see Fig. 9 in their paper). Their analysis confirms that, in order to accommodate the volume change inside the band, contracting and dilating zones can develop outside the shear band (see also Wong, 2000). This phenomenon can explain the decrease of the hydraulic conductivity of the specimen in the post-localization regime. However, in the pre-localization regime, the volumetric strain in the sample is quasi-homogeneous and thus the observed decrease in permeability must be attributed to other factors such as grains attrition and fine particles production as explored further in the paper.



(a)



(b)

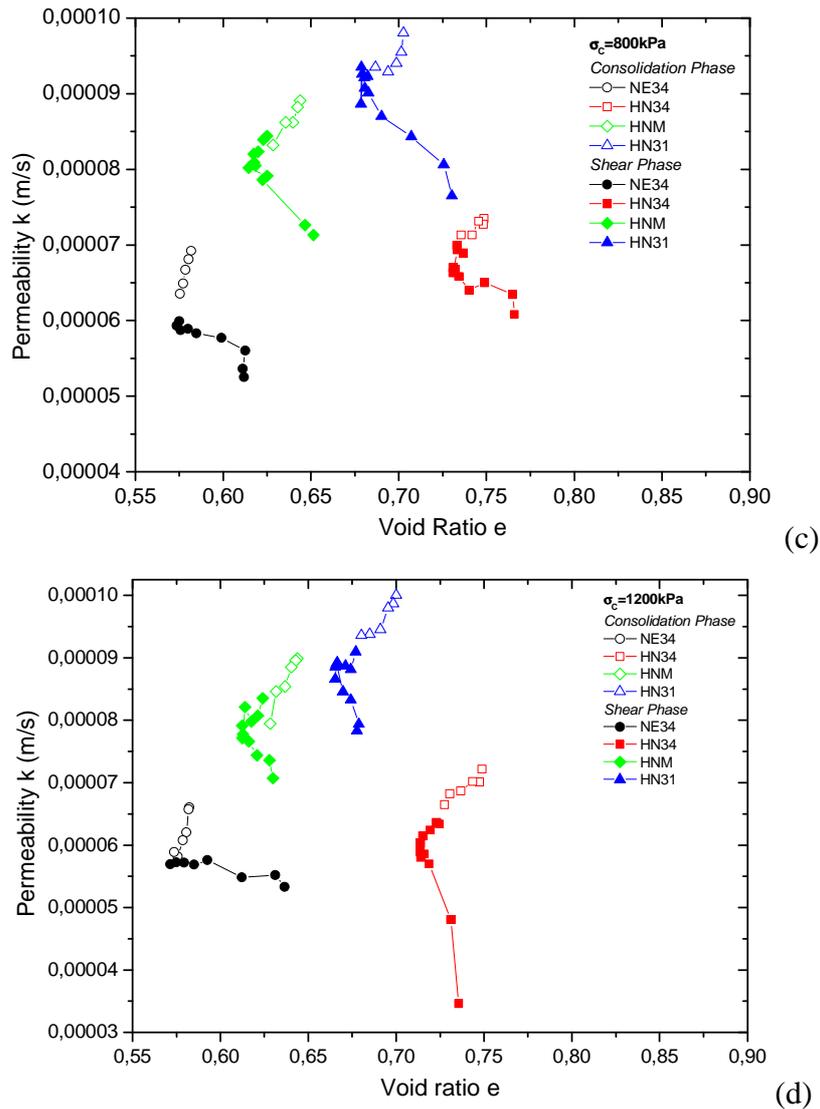


Figure 9 – Triaxial tests under constant confining pressure. Changes in permeability as a function of void ratio (a) 100kPa, (b) 400kPa, (c) 800 kPa, (d) 1200 kPa

3.3 Horizontal stress path

The effect of the stress path on the hydro-mechanical response of the studied sands is explored by performing experiments following the horizontal stress path (constant deviator). The shearing phase of the test starts after a first loading phases following the classical triaxial loading path, under constant confining pressure, until reaching a level of deviatoric stress of about 600 kPa. Then the horizontal stress path ($d\sigma_1 = d\sigma_3$) is accurately controlled until the stress state reaches the failure criterion. After this point, the stress state descends along the failure criterion (Figure 10). The volumetric strain as a function of the axial strain is shown in Figure 11. The volumetric response is similar to the one of classical triaxial tests. It exhibits a contracting phase followed by a dilating phase until strain localization and strength softening occurs. Strain localization is reached later when the specimen has undergone a higher

consolidation stress: for Fontainebleau sand NE34, strain localization occurs at a volumetric strain of about 4.5% for a consolidation pressure of 400kPa, and at a value close to 6.5% for 800 kPa. Fully-developed shear bands are visible on the specimens after the test (Figure 12).

Figure 13 presents the permeability evolutions of the four sands and for the two initial consolidation pressures (400 kPa and 800 kPa). An overall observation is that the permeability curves have the same shape as those obtained in the previous tests. The consolidation phase corresponding to a decrease of the void ratio is accompanied by a decrease of the permeability. During the shearing phase at constant deviator (horizontal stress path), the experimental results show, here again, a slight decrease of the permeability whereas the void ratio increases.

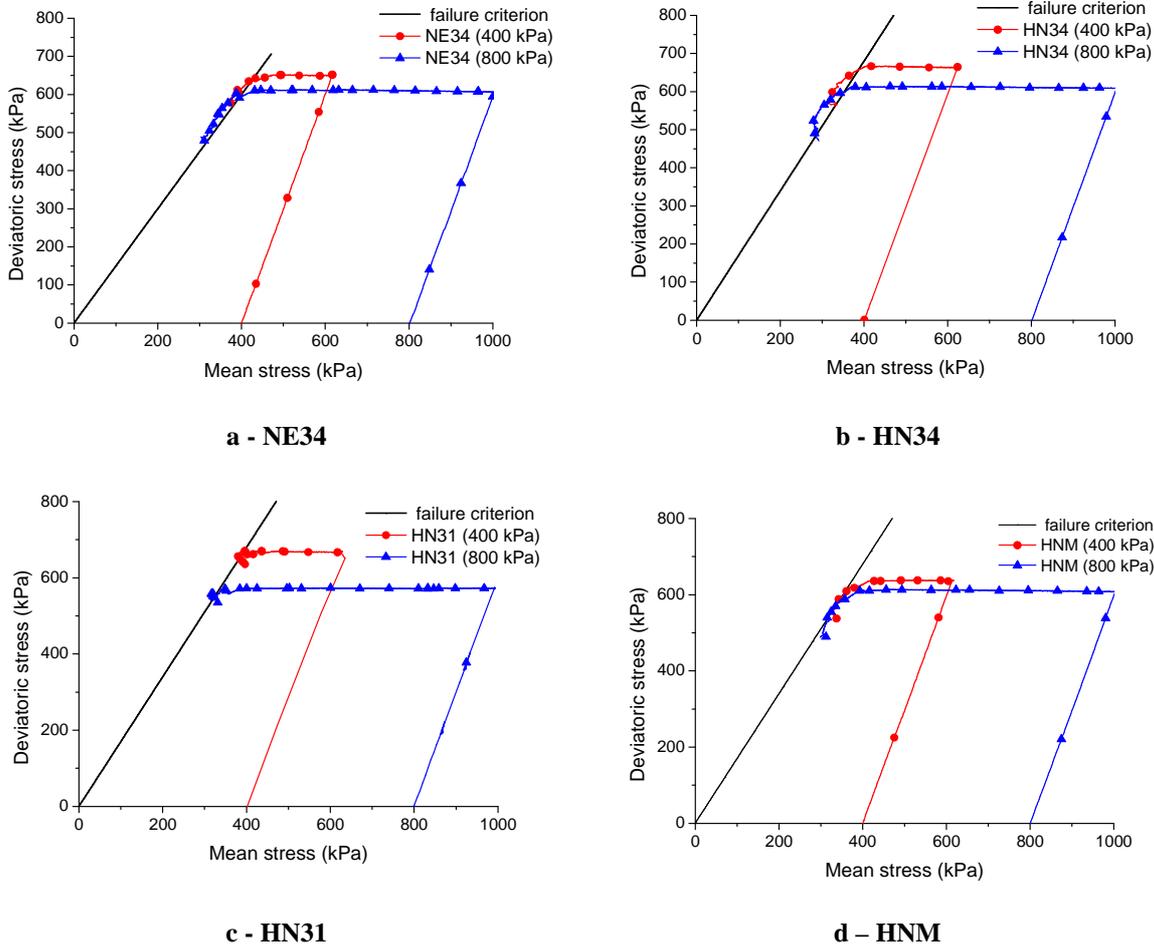


Figure 10 – Horizontal loading path for different sands and two consolidation stresses (400 kPa, 800 kPa)

3.4 Inclined stress path

The inclined stress path corresponds to an increase of the deviatoric stress and simultaneous decrease of the mean effective stress with a ratio of $dq/dp' = -1.5$ until the failure criterion is reached (Figure 14). The mechanical and hydraulic responses are very similar to those of the

horizontal stress path. The volume change exhibits again a small contracting phase followed by a dilating one (Figure 15). Strain localization occurs when the stress state reaches the yield criterion and corresponds to a change of slope in the volumetric response (Figure 16). We observe that, here again, permeability decreases during the shearing phase of the test (Figure 17).

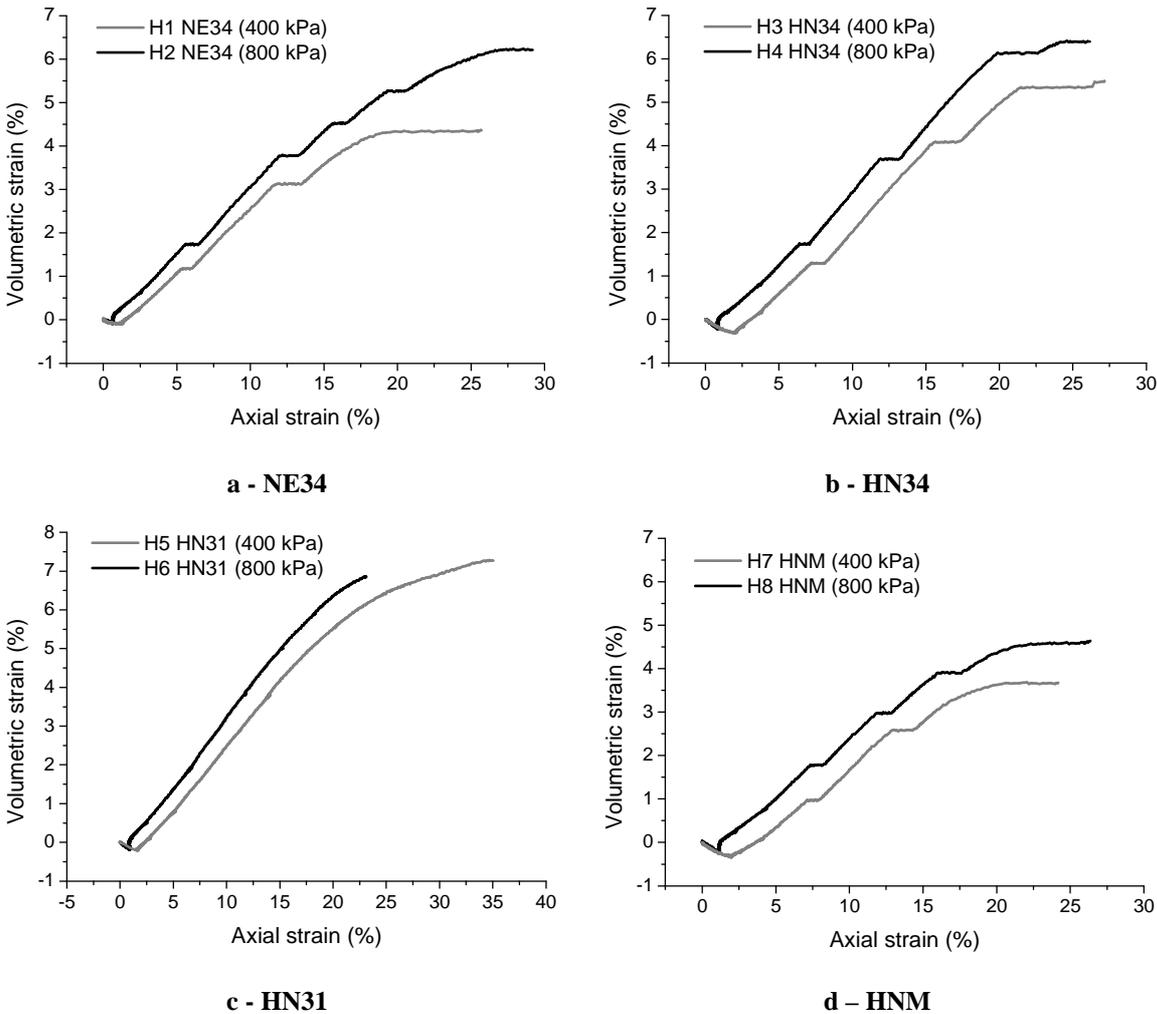


Figure 11- Volumetric strain – axial strain curves for all specimens subjected to a horizontal path for two confinement pressures of 400 kPa and 800 kPa

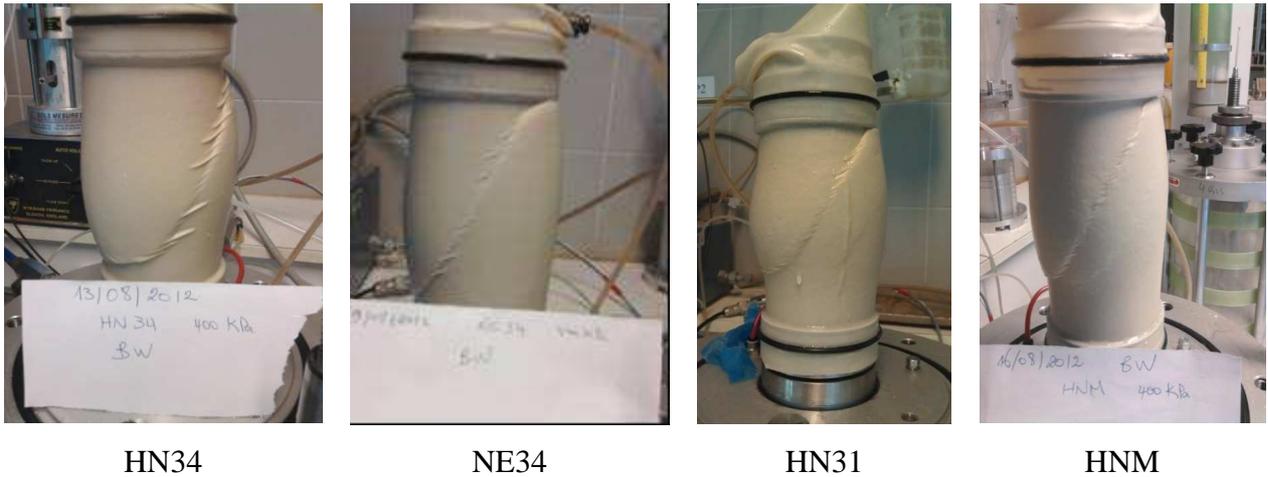


Figure 12- Shear band formation inside the specimens subjected to the horizontal path

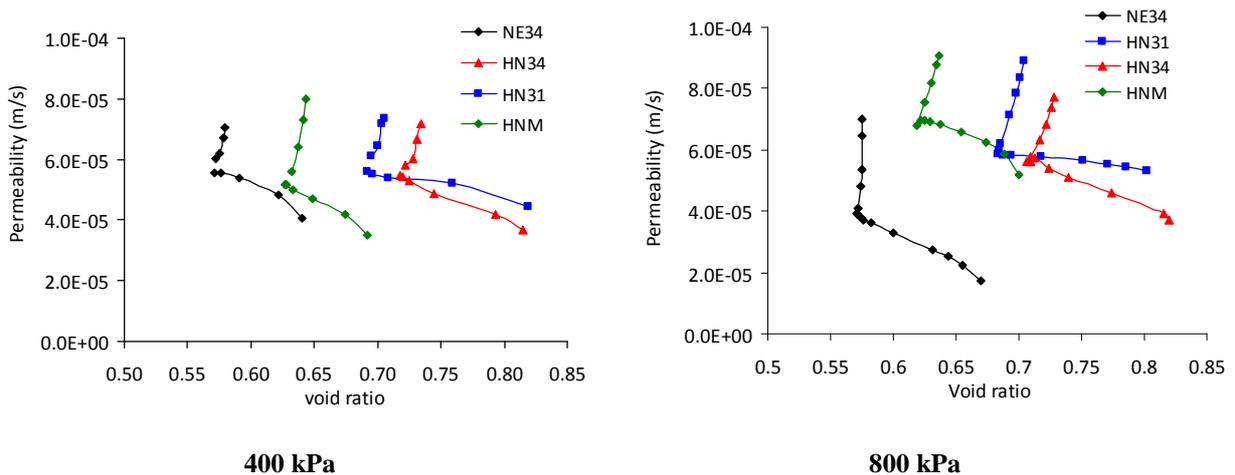


Figure 13 – Permeability evolution for the sand specimens under horizontal loading path with the same initial consolidation pressure

3.5 Comparison of permeability evolutions for different stress paths

In Figure 18 the three different stress paths and the permeability measurement points are plotted for the four tested sands. The Mohr-Coulomb failure line is also plotted for each sand. The permeability evolutions for each stress path in preceding figures have presented as a function of the void ratio, which gives a volumetric point of view of the permeability change. However, it should be mentioned that the permeability is a very complex material property, which depends on many factors describing the porous space of the material, including, pores size and shape, connectivity, tortuosity. Some of these factors are very difficult to identify and to measure for natural porous materials like soils and rocks. Permeability changes depend thus

on the evolution of each of these factors inside the pore volume of the material. Due to the extreme difficulty for characterizing these evolutions, and considering the actual need for predicting the permeability evolutions in practical applications, permeability evolutions are commonly expressed and analysed as a function of more easily measurable parameters. This is why permeability-porosity relationships (e.g. Kozeny-Carman relationship) are commonly used in practical applications. To see the influence of the stress path on the permeability evolutions, in addition to the volumetric description via the void ratio variations, the results are also presented as a function of the shear strain intensity, γ , which is the second invariant of the deviatoric strain tensor with the following expression for triaxial condition:

$$\gamma = \frac{2}{\sqrt{3}}(\epsilon_a - \epsilon_r) \tag{1}$$

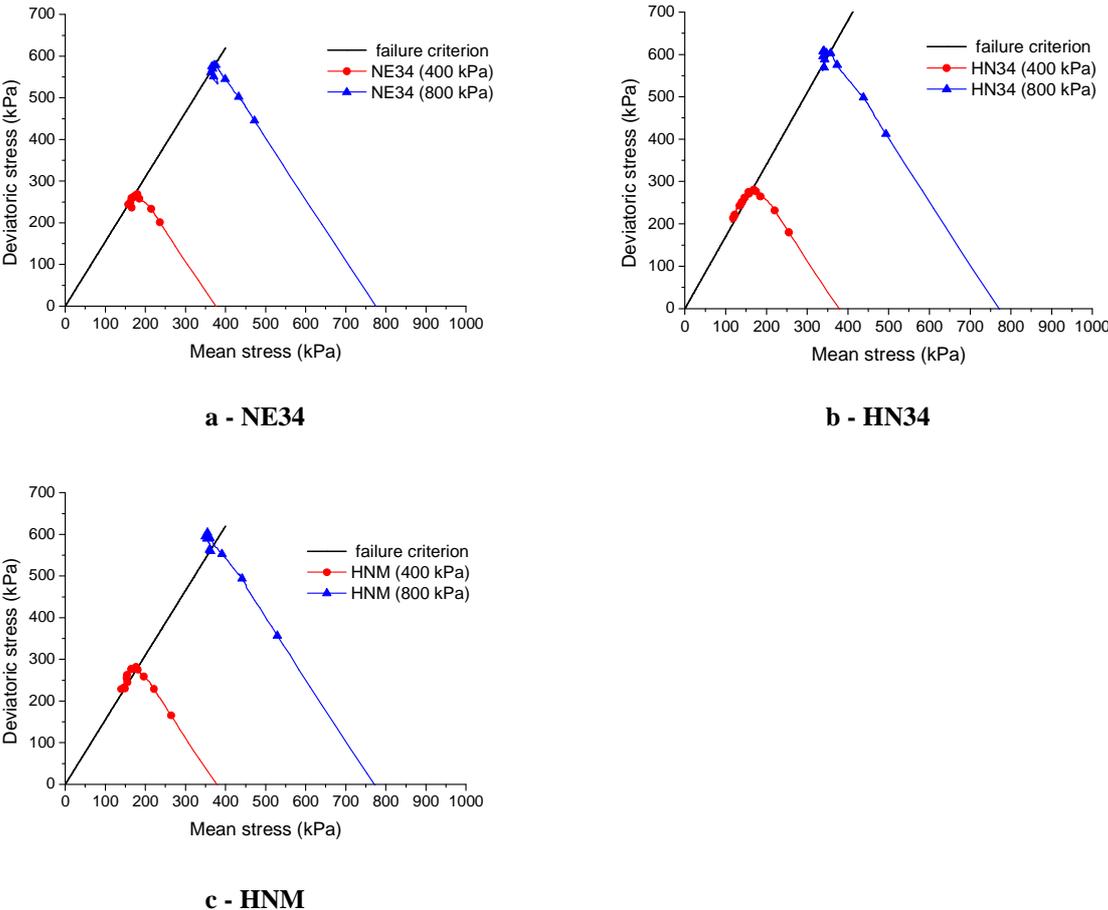
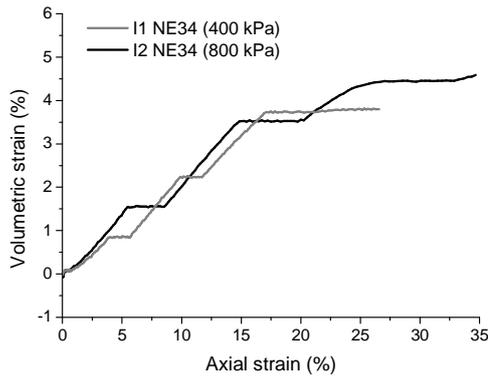
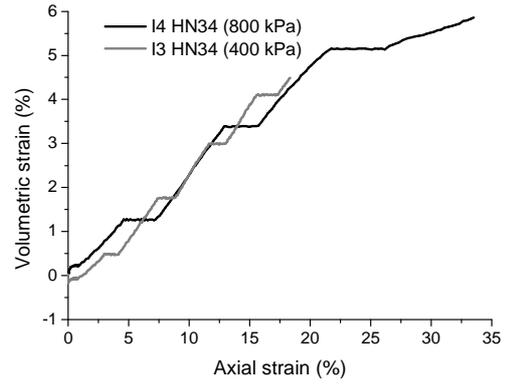


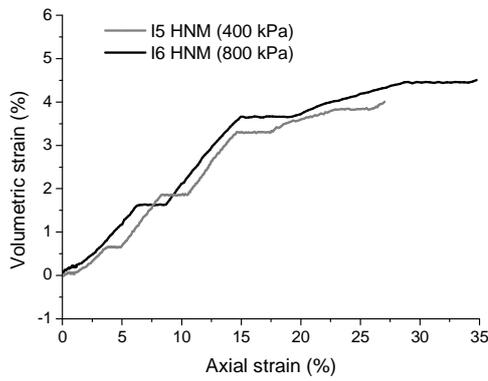
Figure 14– Inclined loading path for two initial consolidation pressures (400 kPa, 800 kPa)



a - NE34



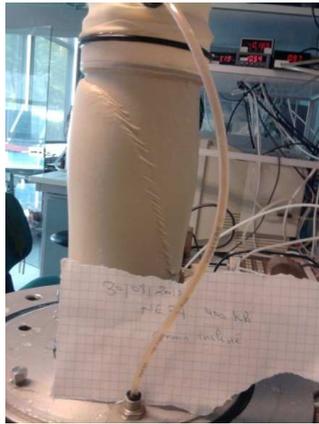
b - HN34



c - HNM

Figure 15- Inclined stress path: Volume changes

where ϵ_a and ϵ_r are the axial and radial strains respectively. The presentation of the permeability evolutions as a function of two independent variables is particularly useful for studying the stress path effect. To explain this, two different cases can be considered: the first case is the permeability evolution under isotropic compression during which the volumetric strain varies whereas the deviatoric strain remains constant. The second case concerns the permeability evolution under a stress path with constant mean effective stress. In the elastic domain, there is no volumetric strain and only the deviatoric strain evolves.



NE34



HN34



HNM

Figure 16- Shear band formation inside the specimens subjected to the inclined loading path

Figure 19 shows the variations of permeability for different stress paths as a function of the void ratio and the shear strain intensity. The comparison of permeability variations for different stress paths does not show a significant influence. After the end of the isotropic compression phase, the permeability variations as a function of void ratio or shear strain intensity show almost parallel decreasing trends. The permeability variations with the shear strain intensity show similar trends comparing to the variations with the volumetric strain, except of course for isotropic loading phase when there is no deviatoric strain variation.

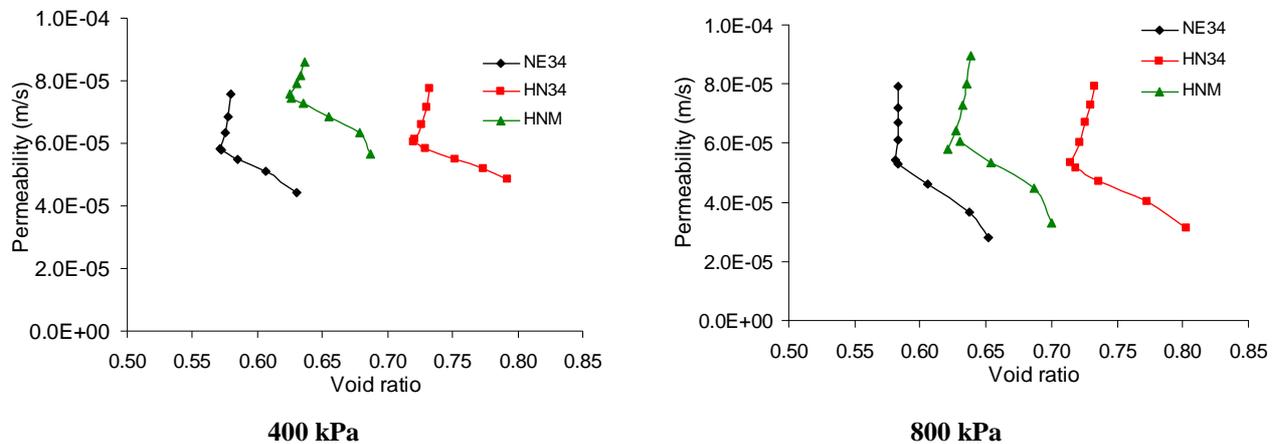


Figure 17– Inclined loading path: Permeability evolution for the two initial consolidation pressures (400 kPa, 800 kPa)

It is interesting to explore whether the samples which reach the same strain state from different paths experience the same permeability evolution. A closer look at the experimental results, particularly at the end of the tests, where the permeability changes are more pronounced, permits to verify this point. For a test performed during inclined stress path until a given strain state (volumetric strain=2.31%, shear strain intensity=10.64%), the ratio of

permeability to its initial value is 0.51. For a point with a close strain state in horizontal stress path (volumetric strain=2.58%, shear strain intensity=9.64%), the ratio of permeability to its initial value is 0.60. These values are quite close, without being equal. This comparison shows that while it has some influence, the stress path does not play a dominant role on the permeability evolutions.

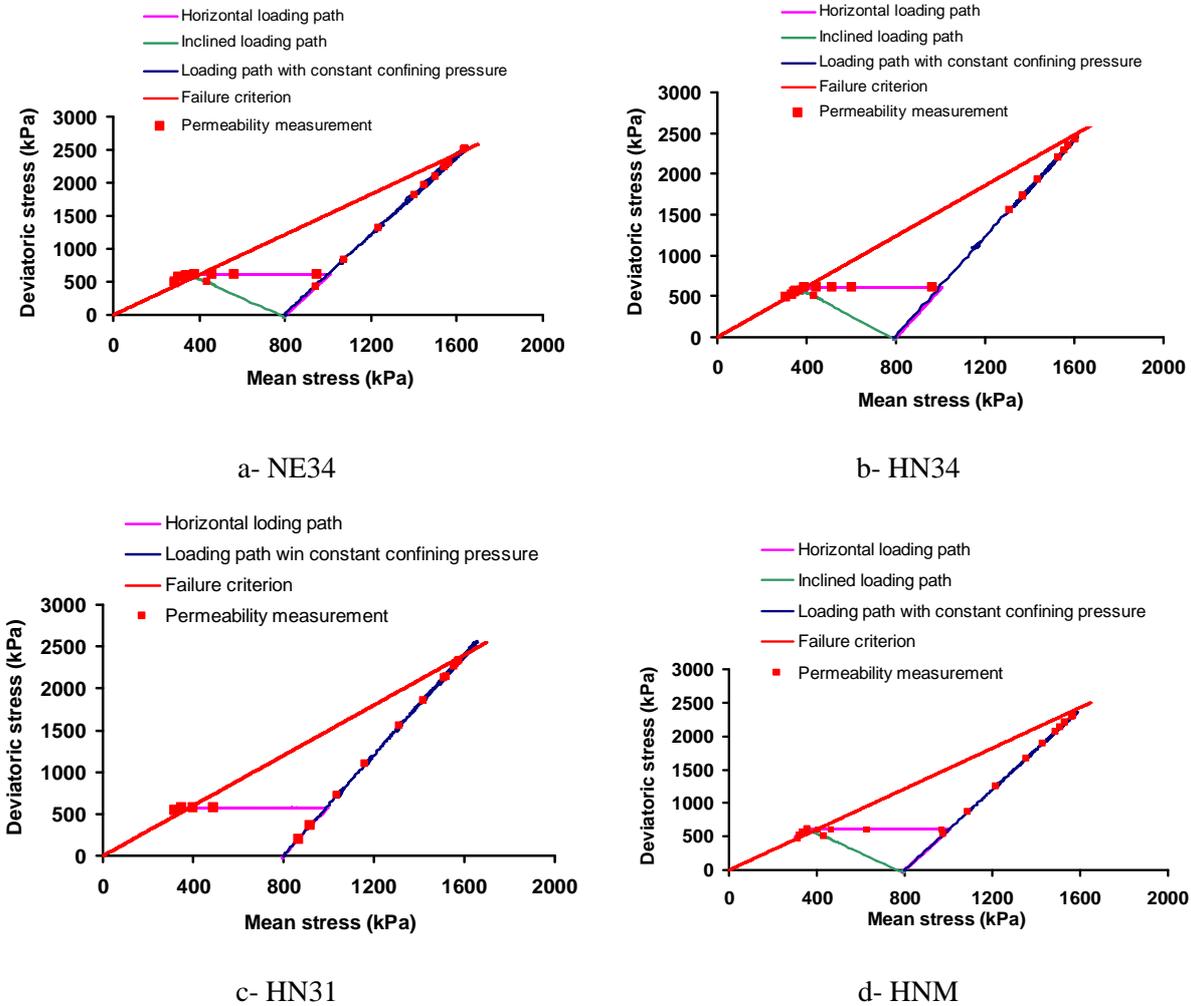
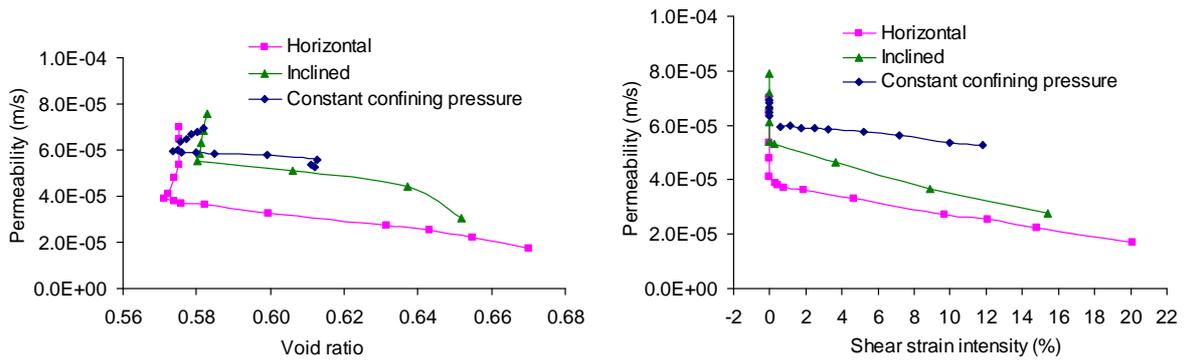
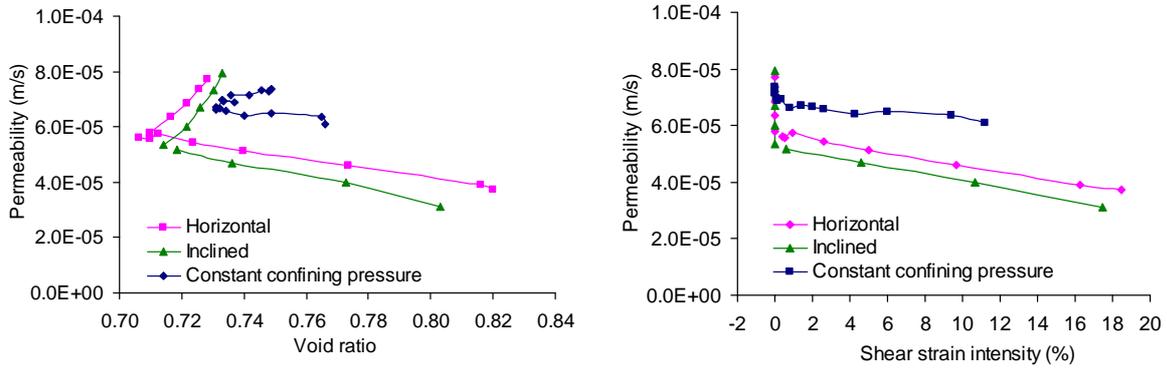


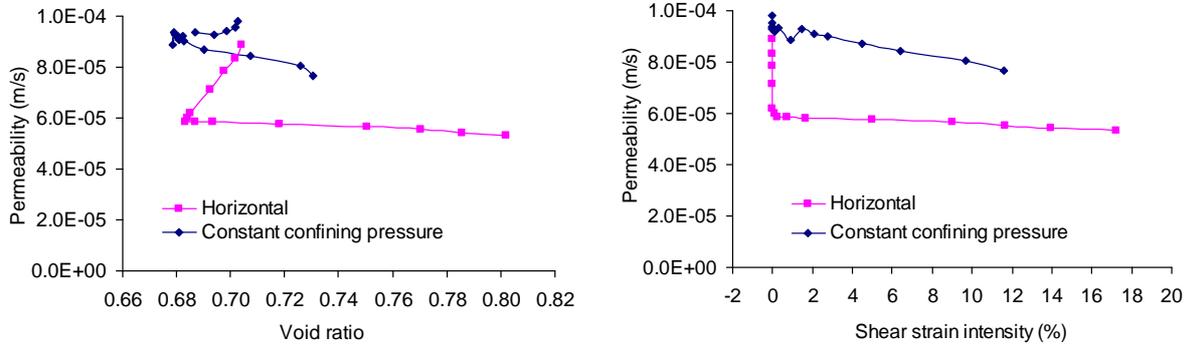
Figure 18 – Applied stress paths, permeability measurement points and failure criteria for different sands



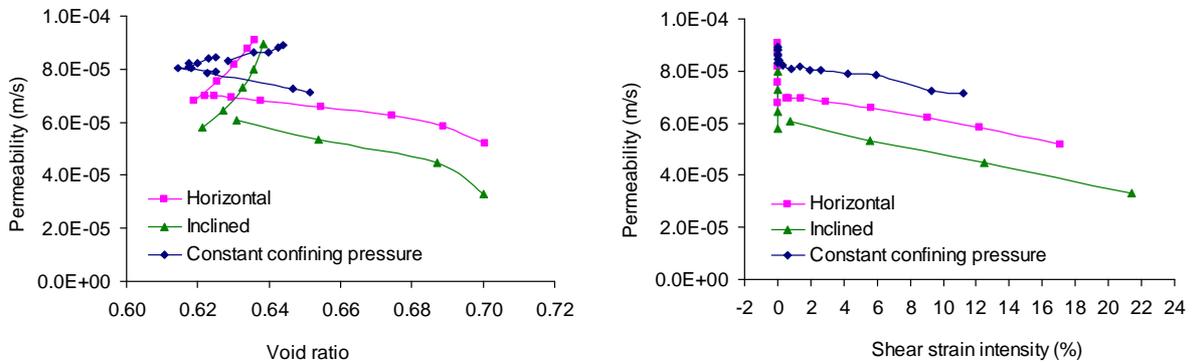
a- NE34



b- HN34



c- HN31



d - HNM

Figure 19- Influence of stress path on permeability evolution according to the void ratio and to the deviatoric strain

3.6 Fine particles production

In order to quantify the amount of fine particles produced during the test, we have performed triaxial tests under constant confinement on specimens for which particles smaller than 80 μm have been removed by sieving prior to testing. The quantity of fine particles (smaller than 80 μm) produced during the test is evaluated by sieving again the specimen after the test. A total number of twelve experiments have been performed on three different sands under different confining pressures. All samples have been submitted to the same maximum axial strain of 18%. The results presented in Figure 20 clearly show that fine particles are produced even at relatively low confining pressure. For each specimen, the mass of fine particles increases with increasing confining pressure. The observed increase for the two Hostun sands (HN31 and HN34) with sub-angular grains is much higher (up to 5 times) than for Fontainebleau sand NE34 with sub-rounded grains. Between the two types of Hostun sand, HN31, which has smaller median grain size and pore size, produced a greater quantity of fine particles for all confining pressures. Figure 21 presents SEM pictures of fine particles production.

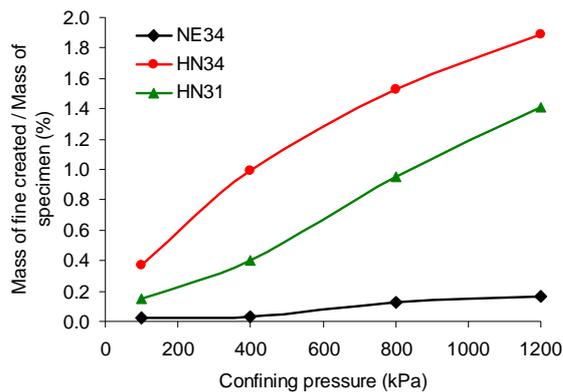


Figure 20 - Rate of fine particles created for different sands under four confining pressures ($\epsilon_a=18\%$)

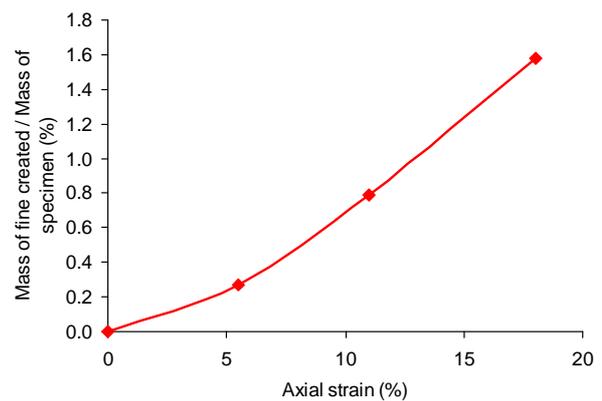


Figure 21 – HN34. Rate of fine particles created for different levels of strain under 800 kPa confining stress

To investigate the progression of fines production during a triaxial test, we performed four experiments on Hostun sand HN31 under 800 kPa confining pressure and we stopped the test at various axial strain levels. A sieve analysis after each test permits to evaluate the quantity of produced fine particles corresponding to each axial strain. The results are presented in Figure 22 and show that the production of fine particles starts before the peak stress. The shear band formation is generally observed close to the peak of deviator stress on the stress-strain curve (for an axial strain of about 5% to 8%), but as shown in Figures 6d and 20, the permeability reduction and fines particles production are observed even before the deviator stress peak. This fines production is probably mostly the result of grains attrition whereas

grains breakage is rather limited for the relatively low level of confining pressures used here. Permeability evolutions observed in our experiments thus appear as the result of the competing effects of sample dilation and fine particles production.

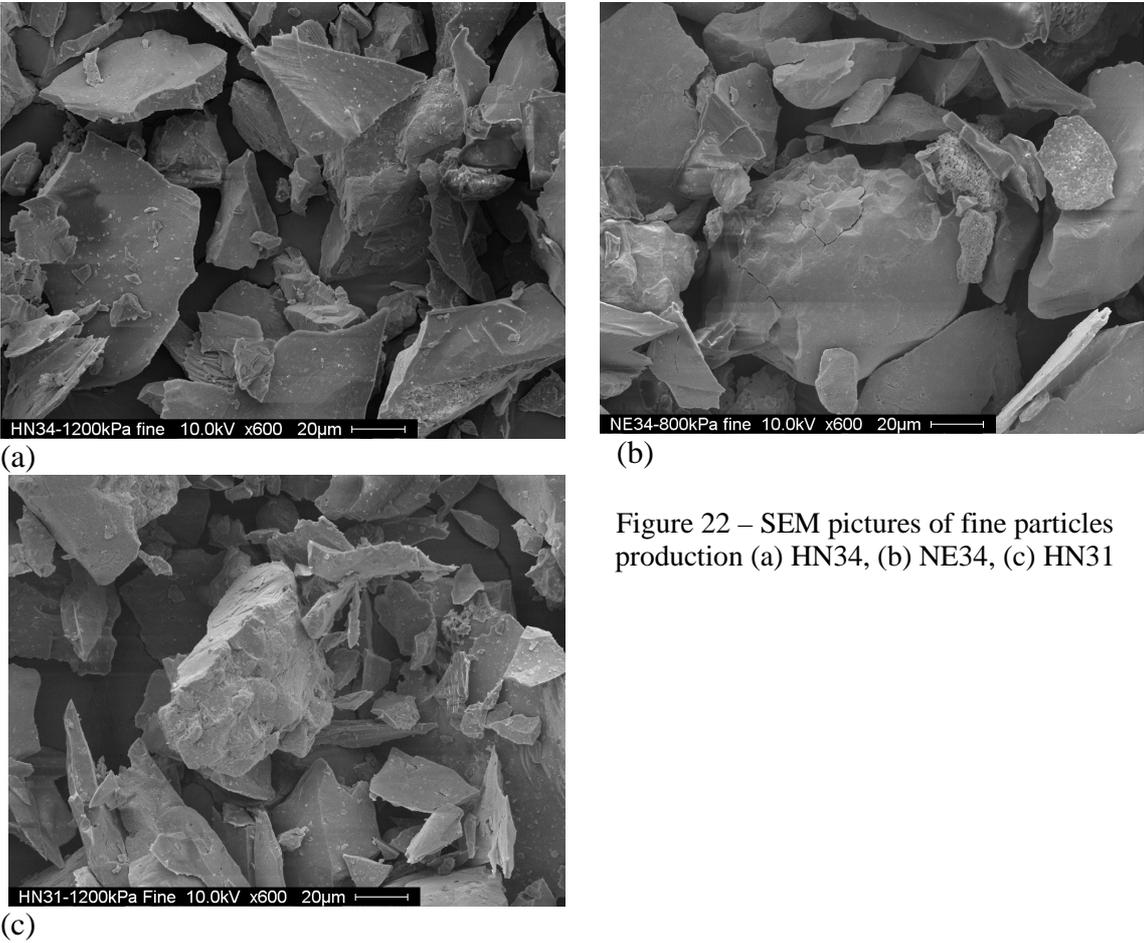


Figure 22 – SEM pictures of fine particles production (a) HN34, (b) NE34, (c) HN31

4 Conclusions

An experimental study based on axisymmetric drained triaxial tests was conducted to explore the change in permeability of unconsolidated (uncemented) sands under shear following three different loading paths (constant confining pressure, constant deviatoric stress, constant ratio of deviatoric versus mean stress increments). Four sands were chosen to study the influence of different parameters like the grain size and grain shape on the permeability. Several permeability measurements were performed for each test under different levels of mean stress during the isotropic compression phase and under different levels of axial strain during shear phase. The experimental results show a decrease of the permeability during isotropic consolidation of the specimen and during the contracting phase under shear. After this contractancy phase, permeability shows a stagnation or decrease during the dilatancy phase despite the increase in global void ratio of the specimen, independently of the stress path. This

decrease of the permeability is observed during the homogeneous deformation phase and is more pronounced when shear banding occurs. The same trend is observed for the different stress paths and the results show that the loading path does not play a dominant role in permeability variations. It is known that permeability is a complex material property which depends upon various factors as pore shape and size, tortuosity, connectivity etc... In this study, we have explored the effect of fine particles production during shearing and try to correlate fines production and permeability changes. Triaxial tests on specimens prepared with sand clipped to 80 μ m prior testing show that fine particles are produced before the occurrence of a shear band even under relatively low confining pressure. This phenomenon is more pronounced for Hostun sand with sub-angular grains than for Fontainebleau sand with sub-rounded grains. In the pre-localization regime, this fines production is attributed to grains attrition whereas grains breakage will be dominant inside the shear band under higher confining stress. Permeability decrease during shear before peak stress, as observed in our tests, can thus be attributed to the fine particles production. An interesting finding of this study is that the production of even a very small quantity of fines particles can significantly alter the permeability of the specimen. The test results show that the fine particles production is also considerably affected by the confining pressure, and by the grain size. For angular sands, the fine particles production increases with the strain level during the shear test.

These observations of pore throats clogging with the production or the injection of a small quantity of fine particles have also important consequences in reservoir engineering when the production water is injected for maintaining the reservoir pressure and stimulating oil recovery.

Acknowledgment

The authors gratefully acknowledge TOTAL for supporting this research. They wish also to thank Irina Andria-Ntoanina, Sara Assandi and Pierre-François Marty for their assistance in the experimental program.

Appendix 1

Correction of the measured permeability taking into account the deformed specimen shape

In the performed constant head permeability tests, the hydraulic conductivity of the specimen is evaluated using Darcy's law for a one dimensional flow, $k=QL/S\Delta H$, where Q is the water discharge, S is the section of the specimen, ΔH is the hydraulic load and L is the length of the specimen. During shearing phase, due to deformation and barreling of the specimen the flow lines are modified and it is necessary to correct the evaluated permeability. This is done by introducing a correction factor obtained from a numerical modeling of the fluid flow in the deformed specimen. Figure 23 shows the geometry of the finite element axisymmetric model of the specimen with length L and a barrel shape defined by the radius $R+e$ of the middle cross section (Figure 23). The upper and lower sections of the specimen are assumed to keep the initial radius R . The material is assumed to be homogeneous and isotropic, i.e. $k_x=k_y=k$, $k_{xy}=0$.

Several constant head permeability experiments have been simulated for different values of e and the permeability k' is calculated and compared to the real material permeability k . Figure 24 shows that the ratio k'/k can be fitted with a linear trend:

$$\frac{k'}{k} = 1 + 1.25 \frac{e}{R} \quad (2)$$

The above correction factor is applied to the measured permeabilities during the triaxial tests. From the measurement of the volume V of the deformed specimen given by the volumeter, the barreling parameter e is calculated from the following relation:

$$V = \pi R^2 L + \pi e \left(\frac{e^2}{3} + \frac{L^2}{4} \right) \quad (3)$$

The correction of the measured permeability is of the order of 5% with a maximum of 10% at large strains.

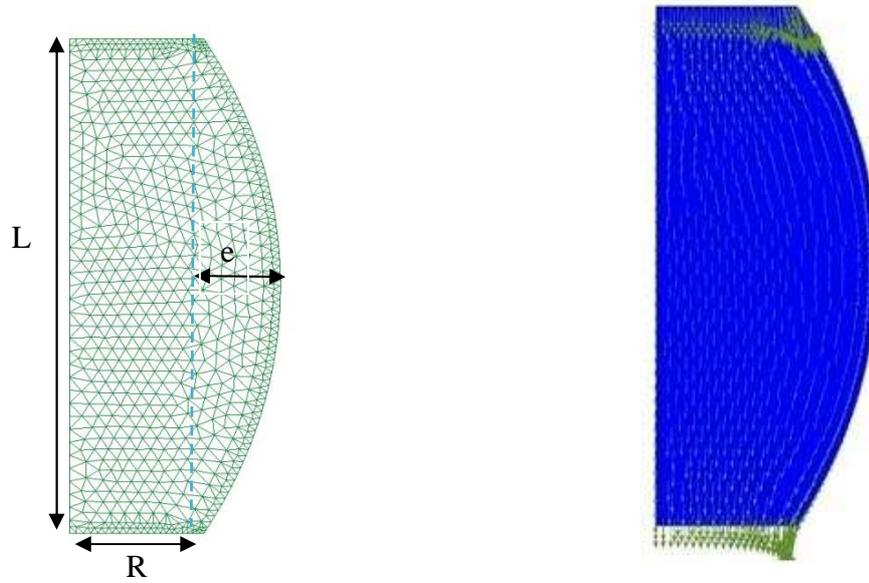


Figure 23 - Mesh and current lines in the deformed specimen

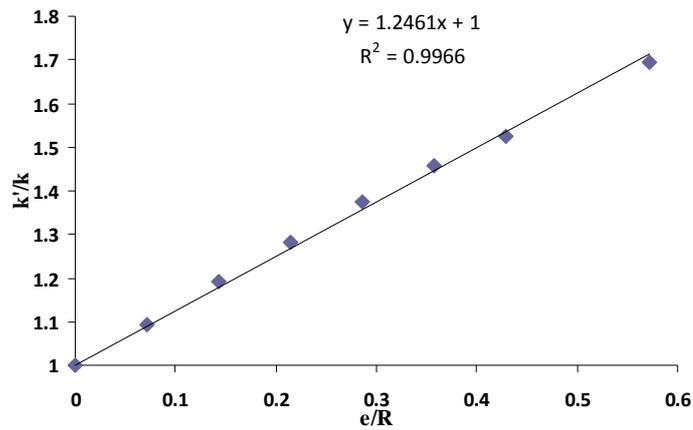
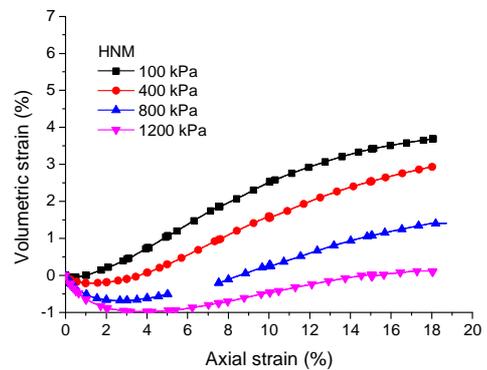
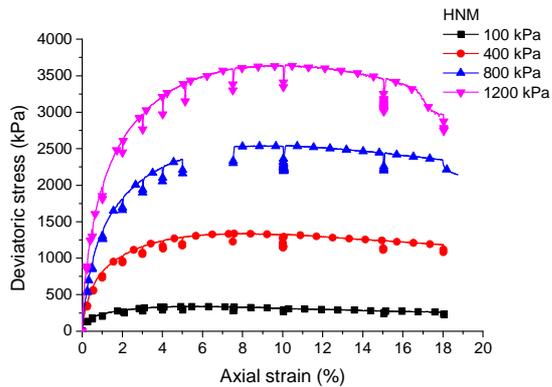
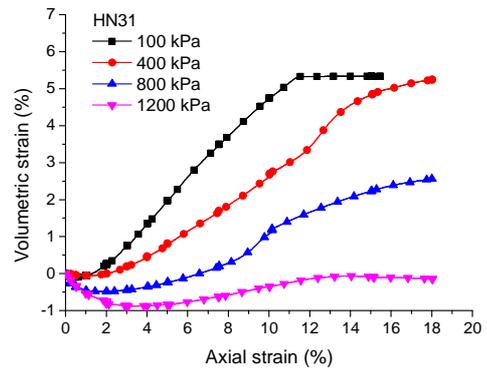
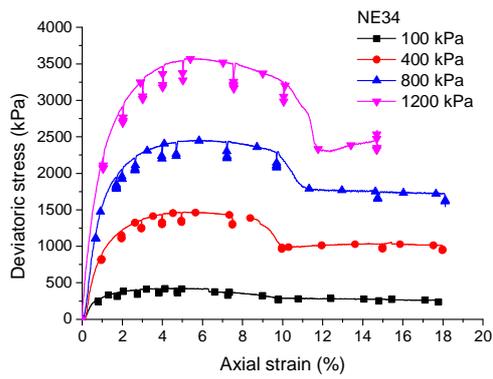
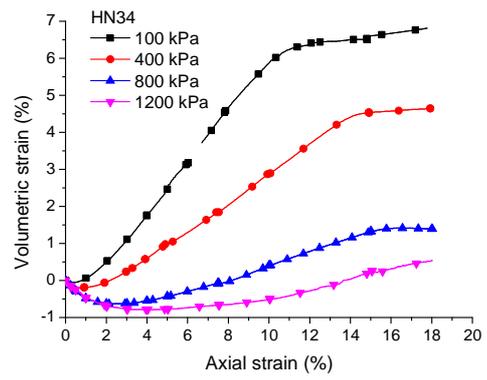
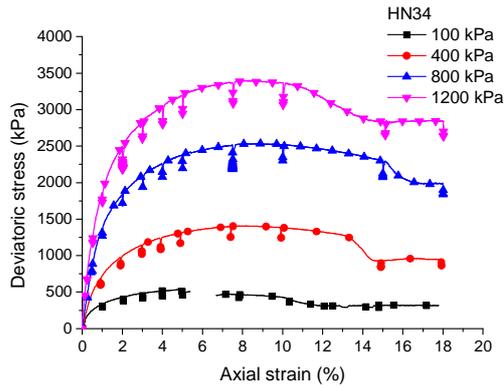
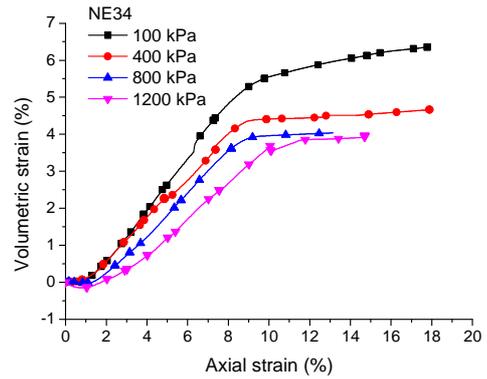
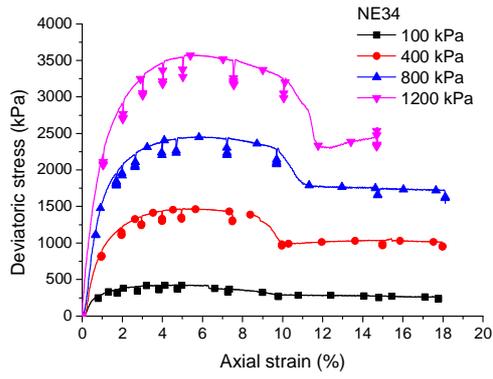


Figure 24 – Variation of the ratio of the measured permeability k' on the actual permeability (corrected) k with e/R

Appendix 2: Strain stress curves of the triaxial tests under constant confining pressure

Figure 25 presents the strain-stress curves of triaxial tests under constant confining pressure.



(a) Deviatoric stress – axial strain curves for studied sands

(b) Volumetric strain – axial strain for studied sands

Figure 25 – Mechanical response for all specimens subjected to a classical triaxial path with constant confining pressure

5 Bibliography

- [1] Andò, E., Viggiani, G., Hall, S. A., & Desrues, J. (2013). Experimental micro-mechanics of granular media studied by x-ray tomography: recent results and challenges. *Géotechnique Letters*, 3(July - September), 142–146. doi:10.1680/geolett.13.00036
- [2] Benahmed, N., Canou J., Dupla J.C., (2004). Structure initiale et propriétés de liquéfaction statique d'un sable. *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 332 (11), 887-894.
- [3] Crawford, B.R., Gooch, M.J. and Webb D.W. (2004). Textural controls on constitutive behavior in unconsolidated sands: Micromechanics and cap plasticity. Proc. 6th Int. Conf. North American Rock Mechanics Symposium (NARMS). American Rock Mechanics Association, ARMA/NARMS 04-611.
- [4] Fedaa, J (2002) Notes on the effect of grain crushing on the granular soil behaviour. *Engineering Geology*, 93–98
- [5] Feia, S., Ghabezloo, S., Bruchon, J.F., Sulem, J., Canou, J., Dupla, J.F., (2014) Experimental Evaluation of the Pore-Access Size Distribution of Sands. *Geotechnical testing Journal*, 37(4), 1-8. doi:10.1520/GTJ20130126.
- [6] Nguyen, V.H. (2012). Compaction des roches réservoirs peu ou non consolidées: impacts sur les propriétés de transport. Ph.D. thesis, Université de Cergy-Pontoise, France.
- [7] Olson, J.E., Yaich, E. and Holder, J. (2009). Permeability changes due to shear dilatancy in uncemented sands. Proc. US Rock Mechanics / Geomechanics Symp. 28th June – 1st July, Asheville, NC, US
- [8] Rechenmacher, A.L, Finno, R.J. (2011). Digital Image Correlation to Evaluate Shear Banding in Dilative Sands. *Geotechnical Testing Journal*, 27(1) : 1-10
- [9] Scott, J., Proskin, S., & Adhikary, D. (1994). Volume And Permeability Changes Associated With Steam Stimulation In an Oil Sands Reservoir. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, 33(7). doi:10.2118/94-07-06
- [10] Wong, R.C.K. (2000). Shear Deformation of Locked Sand in Triaxial Compression. *Geotechnical Testing Journal*, 23(2): 158.