



HAL
open science

Etude expérimentale et modélisation du comportement des sols meubles traités par un agent tensio-actif

Moez Selmi

► **To cite this version:**

Moez Selmi. Etude expérimentale et modélisation du comportement des sols meubles traités par un agent tensio-actif. Génie civil. Ecole Centrale de Lyon et Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne; Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis; Université de Lyon (COMUE), 2020. Français. NNT : . tel-03066331v1

HAL Id: tel-03066331

<https://hal.science/tel-03066331v1>

Submitted on 15 Dec 2020 (v1), last revised 7 Jan 2021 (v2)

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.



N° d'ordre NNT : 2020LYSEE004

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée conjointement
au sein de l'École centrale de Lyon
et de l'École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne

Ecole Doctorale N° 488
Science Ingénierie Santé

Spécialité
Science et génie de l'environnement

Soutenue publiquement le 28/07/2020, par :
Moez SELMI

**Etude expérimentale et modélisation du
comportement des sols meubles traités par
un agent tensio-actif**

Devant le jury composé de :

M. Essaieb Hamdi/ Professeur à Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis	Président
M. Anis Younis/ DR, CNRS à Strasbourg	Rapporteur
M. Yu-Jun CUI / Professeur à l'École des Ponts ParisTech	Rapporteur
M. Zied Saada Professeur à Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis	Examineur
M. Philippe Dubujet/ Professeur des universités ENISE Saint Etienne	Directeur de thèse
M. Mehrez Jamei/ Professeur à l'école Nationale d'ingénieur de Tunis	Directeur de thèse
Mme. Mariem Kacem/ Maître de conférences ENISE Saint Etienne (HDR)	Co-encadrante

Remerciements

Les travaux de recherche réalisés au cours de cette thèse ont été effectués au sein du laboratoire LTDS de l'ENI de Saint Etienne et le laboratoire LGC de L'ENI de Tunis. Cette aventure a été riche en rencontres et expériences. Il m'est donc évident d'exprimer toutes mes sincères remerciements aux personnes qui ont contribué de près ou de loin à la bonne conduite de ces travaux.

Je tiens à remercier particulièrement :

- *Mes directeurs de recherche, le Professeur **Mehrez JAMEI** et le Professeur **Philippe Dubujet**, qui ont accepté de superviser cette thèse, de suivre dans les détails l'avancement de mes travaux et pour tous leurs conseils précieux qui m'ont certainement permis de mener à terme cette recherche.*
- *Madame **Mariem KACEM**, co-encadrante, pour sa disponibilité, pour son aide et ses conseils précieux, et surtout pour le suivi de près de cette recherche tout au long des années passées à l'ENISE.*
- *Mr. **Jun CUI YU**, Professeur de l'Ecole des Ponts ParisTech, et Mr. **Anis YOUNES**, Professeur à l'Université de Strasbourg pour avoir tous les deux accepté de rapporter et d'évaluer le contenu de ce manuscrit.*
- *Tous les membres de l'équipe du laboratoire de Génie Civil de l'ENIT, mes collègues **Haitham, Fekher, Khouloud** et les membres du laboratoire LGC : **Mouhamed Samir, Latifa, Fatma** ... pour leurs aides et leurs disponibilités qu'il ont manifestées tout au long de ma présence à l'ENIT.*
- *Tous les membres de l'équipe du laboratoire de Génie Civil de l'ENISE, **Zakaria, Léonard, Zyed, Isabelle**... pour leur aide et coopération fructueuses.*
- *Sans oublier tout particulièrement Mesdames **Emilie Favier** et **Carmella Tardy** pour tout leur soutien et encouragement.*
- *Tout le personnel de l'ENISE et de l'ENIT pour toute l'aide qu'il m'a apporté pendant ces années de thèse.*

Enfin, j'exprime ma profonde gratitude envers ma famille pour m'avoir soutenu pendant toutes ces années.

Résumé

Le nombre de tunnels réalisés dans le monde est de plus en plus important pour répondre au développement économique, industriel et au besoin croissant des trafics pour diverses nécessités (facilité de transport, commerce, ...). Les quantités des terres meubles produites lors des creusements des tunnels sont importantes. Il est recommandé, si les caractéristiques mécaniques le permettent, d'utiliser ces matériaux pour des remblais ou pour d'autres ouvrages. Si ces matériaux ne répondent pas aux critères géotechniques exigés, ils sont mis dans les centres de stockage des déchets non dangereux (CTU, 2016).

Les propriétés mécaniques du sol excavé dépendent du traitement utilisé au cours de la procédure d'excavation par les machines de creusement. Différents types de produits, souvent des lubrifiants, sont utilisés dans l'objectif de faciliter et améliorer la procédure d'excavation. Dans le cas des sols argileux, des agents moussants sont généralement utilisés dans le but d'assurer la stabilité du tunnel, de faciliter la procédure d'excavation du sol et réduire les problèmes causés par le sol au niveau de l'avancement de la tête de coupe du tunnelier ainsi que le transport du sol par la vis d'extraction en dehors du tunnelier.

L'effet de ces lubrifiants sur le comportement hydromécanique des sols excavés n'est pas encore suffisamment investigué par la communauté scientifique.

L'objectif de cette thèse est d'étudier l'effet du traitement du sol par un agent moussant sur le comportement hydromécanique du sol ainsi que l'évolution du comportement au cours de la dégradation du lubrifiant ou de l'agent moussant choisi. En effet, l'évolution de la mousse se manifeste par l'évolution des bulles qu'elles la constituent. Une telle évolution passe de la création à l'écrasement sous des effets physiques ou mécaniques.

Dans le cadre de ce travail, des sols modèles reconstitués à partir d'un mélange sable-Kaolin avec un agent tensio-actif qui joue le rôle d'un lubrifiant ont été choisis pour mener toute une série d'essais. Ces expériences permettent d'investiguer les caractéristiques hydromécaniques du sol traité par cet agent tensio-actif. Des simulations numériques du comportement mécanique et hydrique du sol traité ont été réalisées dans l'objectif de prédire le comportement d'autres sols traités par éventuellement d'autres types de lubrifiants, une fois la démarche de modélisation est retenue.

Mot clés : Tunnelier, EPB, agent tensio-actifs, mélange sol mousse, comportement hydromécanique, écoulement multiphasique, dégradation de la mousse

Abstract

Tunnel construction worldwide is becoming increasingly important thanks to economic and industrial development and the growing need for tunnels in various applications (ease of transport, trade, etc.). On the other hand, the quantities of fine loose soil produced during digging are significant and constitute a disadvantage since they are generally classified as waste and placed in the disposal area. It is thanks to the treatment carried out and the addition of lubricants (surfactants) during digging operations that the excavated soil is considered polluted.

Mechanical properties of excavated soil depend on the surfactant used during the excavation procedure. Different types of surfactant are used to facilitate and improve the excavation procedure. In the case of clay soils, foaming agents are usually used in order to ensure the stability of the tunnel, and to reduce the problems caused during the advancement of the cutter head of the tunnel boring machine as well as the transport of the excavated soil by the screw conveyor outside the boring machine.

The effect of these lubricants on the hydro mechanical behavior of excavated soils has not yet been sufficiently investigated by the scientific community.

The objective of this thesis is to study the effect of soil treatment with a given foaming agent on the hydromechanical behavior of the soil as well as the evolution of the behavior during lubricant degradation. Indeed, the evolution of the foam is manifested by the evolution of the bubbles of which it is composed. Such evolution goes from creation to crushing under physical or mechanical effects.

As part of this work, soils model formed from a sand-Kaolin mixture with a surfactant which acts as a lubricant were chosen to conduct a whole series of tests. These experiments make it possible to investigate the hydro mechanical characteristics of the soil conditioned with foaming agent. Numerical simulations of the mechanical and hydrodynamic behavior of the treated soil were carried out with the aim of predicting the behavior of other soils treated with possibly other types of lubricants, once the modeling approach has been adopted.

Keywords: Tunnel boring machine, treated soil, foaming agent, hydromechanical behavior, foam degradation

Table des matières

Introduction Générale	8
Partie 1. Etat de l'art	14
I. Introduction	15
II. Creusement des tunnels dans les sols meubles : problématiques et solutions	16
II.1 Introduction aux méthodes de creusement utilisées dans les sols meubles	16
II.2 Cas de la machine EPB.....	17
II.3 Les sols concernés par la méthode de creusement EPB	18
II.4 Les différents additifs utilisés dans la méthode EPB et leur intérêt	19
III. Caractérisation des agents moussant	24
III.1 Qualité de la mousse	24
III.2 Caractérisation de la quantité injectée dans un sol	24
III.3 Classes d'agents moussants et leurs utilisations.....	25
III.4 Comportement de la mousse.....	27
III.5 Vieillessement de la mousse	30
IV. Effet des agents moussants sur le comportement hydromécanique d'un sol traité	34
IV.1 Caractéristiques physiques du mélange sol-mousse.....	34
IV.2 Caractéristiques mécaniques du mélange sol-mousse.....	35
IV.2.1 Effet de la mousse sur la perméabilité du sol	36
IV.2.2 Effet de la mousse sur la consolidation du sol	37
IV.2.3 Effet de la mousse sur le cisaillement du sol.....	40
IV.3 Vieillessement de la mousse dans le sol	41
V. Ecoulement de la mousse dans un sol	44
V.1 Introduction	44
V.1 Interaction fluide-solide : Adsorption	44
V.2 Etude d'écoulement des mousses en milieux poreux.....	45
V.3 . Modèles physiques multiphasiques d'écoulement.....	51
V.4 Ecoulement de la mousse dans un milieu poreux	54
VI. Synthèse bibliographique et présentation des orientations adoptées pour cette recherche .	56
Partie2 : Etude expérimentale	58
Chapitre 1: Choix du sol modèle et caractérisation du milieu sol-mousse	59
I. Introduction	60
II. Caractérisation des matériaux utilisés	60

II.1	Choix du sol.....	60
II.2	Observations microscopiques au MEB.....	63
II.3	Teneur en eau optimale du sol.....	65
III.	Traitement du sol par l'agent moussant.....	65
III.1	Produit tensioactif.....	65
III.2	Dosage du tensioactif.....	66
III.3	Détermination du <i>FIR</i> , <i>FER</i> et de C_f optimal.....	67
IV.	Effet de la mousse sur les propriétés physiques du sol Traité.....	69
IV.1	Structure du sol traité.....	69
IV.2	Effet du traitement sur la porosité du sol.....	72
IV.3	Effet de la mousse sur la fluidité du sol traité.....	75
V.	Approche expérimentale.....	76
V.1	Caractérisation de la mousse par Turbiscan.....	76
V.2	Caractérisation hydrodynamique des sols.....	79
V.3	Caractérisation hydrodynamique du sol traité.....	83
VI.	Conclusion.....	86
Chapitre 2:		87
Etude expérimentale du comportement hydromécanique du sol traité		87
I.	Introduction.....	88
II.	Effet de la mousse sur la perméabilité du sol traité.....	88
III.	Effet de la mousse sur la courbe de rétention.....	90
IV.	Essais de compression dans des conditions œdométriques.....	92
IV.1	Compression en conditions œdométriques du sol traité.....	92
IV.2	Effet de la mousse sur la compressibilité du sol traité.....	93
V.	Effet de la mousse sur le comportement en cisaillement du sol traité.....	101
VI.	Effet de la dégradation de la mousse au cours du temps sur les propriétés hydromécaniques du sol traité.....	105
VII.	Conclusion.....	109
Chapitre 3:		110
Etude expérimentale de l'écoulement de la mousse à travers un sol traité		110
I.	Introduction.....	111
II.	Effet de la mousse sur l'écoulement dans le sol.....	111
II.1	Effet de la mousse sur le drainage gravitaire.....	111
II.2	Essais d'injection de la mousse dans le sol.....	113

III.	Stabilité de la mousse générée au cours du temps.....	118
III.1	analyse de la stabilité de la mousse seule	119
III.2	Analyse de la dégradation de la mousse à partir des résultats Turbiscan.....	123
IV.	Conclusions	127
Partie 3 : Modélisation du comportement hydromécanique du sol traité		129
I.	Introduction	130
II.	Schéma de modélisation des agents moussants dans le sol traité	130
III.	Modélisation théorique du comportement mécanique du sol traité	132
IV.	Simulation des essais triaxiaux avec un sol traité	137
V.	Simulation de l'écoulement de la mousse en milieu poreux (Essai sur colonne)	141
V.1	Écoulement de la mousse dans un sol	141
V.2	Conception du modèle de l'écoulement de la mousse	141
VI.	Conclusion.....	145
Conclusion générale et perspectives		146
Abréviations, Nomenclatures et Indices.....		150
a.	Abréviations.....	150
b.	Nomenclatures.....	150
c.	Lettres Grecques	152
Références bibliographiques.....		160

Introduction Générale

Dans plusieurs pays et notamment en France, les grands projets des infrastructures de transport présentent des linéaires importants d'ouvrages et d'aménagements souterrains comme les tunnels, les tranchées couvertes ou les canaux, les gares souterraines ... Tous ces ouvrages sont réalisés par des excavations de grande importance. Elles génèrent des volumes importants de matériaux excavés. A titre non exhaustif, les estimations des volumes de matériaux excavés pour quelques exemples de grands projets sont les suivantes (CETU (Centre d'étude des tunnels), 2016) :

- Le Grand Paris Express : 205 km de ligne de métro et 69 gares dont la majorité est souterraine entraînant 20 millions de m³ de matériaux excavés;
- La ligne ferroviaire Lyon-Turin: 16 million de m³ générés par le creusement du tunnel de base (57 km de longueur) et 19 millions de m³ pour les ouvrages souterrains de la partie française entre Lyon et Modane (86 km de longueur cumulée);
- La Ligne Nouvelle Provence Côte d'Azur incluant le projet de gare souterraine à Marseille: certaines variantes présentent plus de 60 km de tunnels sur environ 180 km de longueur, soit un tiers du linéaire enterré pour environ 15 millions de m³;
- la Gare souterraine de Lyon Part-Dieu: 600 000 m³ de déblais hors tunnels d'accès.

Par ailleurs, l'importance de ces ouvrages ainsi que les enjeux économiques qui lui sont associés mettent en amont la recherche de solutions pour faciliter le creusement en souterrain et ainsi accroître le rendement des engins comme le cas des tunneliers. Cette problématique constitue un des thèmes d'actualité qui préoccupent à la fois les acteurs de la profession et les chercheurs scientifiques en termes de développement des produits industriels qui tient en compte les propriétés du sol à excaver.

D'un autre côté, le potentiel d'utilisation des matériaux excavés lors du creusement de ces ouvrages souterrains à proximité des sites est très important, puisqu'elle permet de préserver les ressources et diminuer les impacts liés au transport. Cependant, la question d'ordre environnemental quant à la réutilisation de ces matériaux une fois sont affectés par des ajouts de surfactants et de polymères, reste d'actualité et nécessite la recherche de solutions appropriées.

Bien évidemment, la nature et les caractéristiques des matériaux excavés lors de travaux souterrains varient en fonction du contexte géologique, et de la méthode d'excavation employée. Ces éléments ont une incidence directe sur les possibilités d'utilisation ultérieure des matériaux excavés (Lacour 2013).

La méthode de creusement peut également modifier le potentiel de valorisation des matériaux excavés. Elle peut conduire à conditionner l'utilisation de ces matériaux à un traitement susceptible d'en modifier le rapport coût/bénéfice, aussi bien sur le plan économique

qu'environnemental (Yang et al. 2013; Zumsteg and Langmaack 2017). Les techniques de traitement sont très diverses et ont des impacts environnementaux parfois très négatifs.

Les méthodes de creusement sont usuellement regroupées en deux catégories :

- le creusement dit «mécanisé» (tunnelier roche dure à grippeurs, tunnelier ouvert à voussoirs, tunnelier à pression de terre, tunnelier à pression de boue, etc.);
- la méthode conventionnelle (abattage à l'explosif et/ou à la machine à attaque ponctuelle).

Le choix de la méthode dépend de la nature géologique du terrain rencontré. Le tableau 1 illustre schématiquement le domaine d'application des différentes méthodes de creusement.

Tableau 1 : Domaines d'application schématique des principales méthodes de creusement (CETU, 2007)

	Terrain meuble				Terrain rocheux	
	Grave	Sable	Limon	Argile	Tendres	Dures
Méthodes conventionnelles	Attaque ponctuelle avec traitement spécial			Attaque ponctuelle		Explosif
Méthodes mécanisées	Tunnelier à pression de boue			Tunnelier à pression de terre		Tunnelier à grippeurs

Dans le cadre de notre étude, on s'est intéressé aux sols excavés par les tunneliers à pression de terre. Pour ces types de sols et afin d'améliorer le rendement des tunneliers et minimiser dans certains cas l'usure de leurs têtes de creusement, des additifs comme de la bentonite, des polymères, des agents moussants, sont généralement proposés. Ces additifs influencent les propriétés physiques, mécaniques et hydriques du sol excavé au cours de la procédure d'excavation ainsi qu'après son extraction.

Des travaux de la littérature se sont intéressés à la méthode de creusement du sol par les machines EPB, l'utilisation des lubrifiants et leurs intérêts dans la procédure d'excavation (Houlsby and Psomas, 2001; Peila et al., 2007; Psomas, 2001; Tarigh Azali et al., 2016). Ces travaux ont analysé en premier lieu l'efficacité des agents tensio-actifs dans la procédure d'excavation et le rôle positif qu'ils jouent pour faciliter et rentabiliser le creusement du tunnelier dans des terrains meubles et des terrains argileux qui se caractérisent parfois par un potentiel de colmatage assez fort.

Des travaux récents ont commencé à investiguer l'effet de différents agents tensio-actifs sur le comportement hydromécanique des sols excavés (Borio and Peila, 2010; Mori et al., 2018a; Psomas, 2001). Ces travaux ont montré la complexité de la structure sol-mousse vue les propriétés de la mousse et de sa rhéologie. Ces premières investigations ont montré principalement l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique du sol à court terme (ou dans une durée très courte estimée parfois à quelques minutes). A nos connaissances, il n'y avait pas de corrélation faite entre l'évolution du comportement du sol traité et l'évolution de la mousse qui se manifeste souvent par plusieurs phénomènes successifs caractérisant sa rhéologie.

Le traitement d'un sol avec un tensio-actif génère un changement dans la structure du mélange. Ceci se traduit par la création de la porosité créée par la disposition de la mousse sous forme de bulles incluses. La porosité associée aux bulles est appelée porosité fermée ou porosité « discontinue ».

Notre étude a été focalisée sur l'étude de la compressibilité de différents types de sols traités par le même agent tensioactif. Les sols sont différents par la proportion massique du mélange en Kaolinite. En effet, on a choisi le sable d'Hostun qu'on mixé à chaque fois avec une fraction massique d'une argile Kaolinite, dont le pourcentage massique variait de 10% à 40%. Une analyse du comportement hydromécanique a été profondément conduite sur la base de ces différents sols. Par ailleurs, et dont le but de conduire une large campagne d'essais à la fois mécaniques et hydrodynamiques, on a sélectionné comme tests à l'œdomètre et au triaxial en conditions consolidées et non drainées avec mesure de la pression interstitielle et des tests d'écoulement dans une colonne équipée par des tensiomètres.

Nous avons œuvré tout au long de cette étude à concevoir une démarche expérimentale et théorique pour atteindre les principaux objectifs suivants :

- Il s'agit d'étudier les effets du surfactant sélectionné, sur la structure physique des sols traités et sur leurs propriétés mécaniques, hydriques et hydrodynamiques.
- Il s'agit de quantifier le volume du liquide qui est produit tout au long de l'écrasement des bulles sous des actions mécaniques et physiques. Ce liquide est celui que la mousse constitue et qui se présente sous forme de film protégeant les bulles avant leur écrasement. En effet, tous les agents moussants ne sont quasiment pas stables et dont la structure physique évolue au cours du temps. Cette évolution se manifeste en trois phénomènes successifs qui sont le murissement, la coalescence et le drainage. Ces

phénomènes sont à quantifier, soit directement via des observations au microscope optique MO, soit indirectement à travers la variation du volume total des échantillons testés.

- L'approche par modélisation de ces phénomènes et du couplage hydromécanique est d'un intérêt majeur. Ainsi, une nouvelle formulation en contraintes effectives est proposée pour tenir compte de la compressibilité et de l'écrasement des bulles.

Le travail de recherche présenté dans ce document s'articule autour de cette démarche toute multiphysique. Le manuscrit proposé est représenté selon 3 parties :

Une **première partie** où une revue bibliographique aborde essentiellement deux thématiques principales. La première introduit la méthode EPB (Earth Pressure Balance) utilisée, les différents lubrifiants utilisés et leurs effets sur les propriétés mécaniques du sol excavé. Un état de l'art est établi sur les approches expérimentales ainsi que les approches de modélisation physique et numérique.

On met aussi l'accent sur l'étude de l'hydrodynamique de l'écoulement de la mousse à travers les travaux expérimentaux et de modélisation dans la littérature.

La **deuxième partie** expose le travail expérimental réalisé dans le cadre de cette étude de recherche sur le sol traité par l'agent moussant CLB F5 TM fourni par l'entreprise CONDAT. Cette partie est scindée en trois chapitres.

Le premier chapitre de cette partie introduit le protocole expérimental proposé et la méthodologie suivie dans cette partie, contenant une caractérisation physique du matériau utilisé, de l'agent tensio-actif ainsi que l'effet du traitement sur la structure du sol traité à travers des observations au microscope.

Le deuxième chapitre expose et interprète l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique du sol traité. L'effet de la mousse sur le comportement de la mousse est discuté à partir des essais de compression simple en conditions œdométriques. Des essais de consolidation œdométrique et des essais triaxiaux sur un des quatre sol traités (sol 4 : formé par du sable d'Hostun avec un mélange de 40% de Kaolinite) avec différents pourcentages de mousse ont été réalisés.

Le troisième chapitre expose le phénomène de diffusion de la mousse qui est identifiée à partir des essais d'écoulement en colonne de sol. La cinétique du drainage de la mousse dans le sol, ainsi que l'effet de son injection sur la pression interstitielle dans le mélange sont quantifiés et les résultats associés sont discutés.

La stabilité de la mousse dans le sol traité est analysée à travers les essais Turbiscan. Une comparaison entre la stabilité de la mousse seule et la stabilité de la mousse dans le mélange est faite.

Dans la toute **dernière partie (troisième partie)**, une formulation en contraintes effectives est proposée et des modélisations numériques des essais mécaniques et hydrodynamiques en utilisant le logiciel COMSOL multiphysique sont discutés. En effet, le but était de réaliser un modèle numérique permettant d'intégrer l'effet des bulles de la mousse sur le comportement mécanique et hydrique.

Différents scénarios ont été testés pour évaluer l'effet de la distribution de la taille et du pourcentage des bulles dans le mélange.

Enfin, une **conclusion générale et les perspectives** associées à ce travail de recherche sont présentées dessinant ainsi une nouvelle voie pour des futures études.

Partie 1 : Etat de l'art

I. Introduction

Les tunneliers permettent l'excavation des tunnels dans des sols et des roches variées pouvant aller du tendre au plus dure. Quant au creusement dans les roches très dures caractérisées souvent par un RQD (Rock Quality Designation) assez fort, il n'est pas nécessaire de stabiliser le front de taille du tunnelier, contrairement aux roches dont le RQD est faible. Bien évidemment, la nécessité de stabiliser ce front dans le cas où on creuse dans les terrains meubles instables ou sous des nappes phréatiques, est importante. Ainsi, il est nécessaire de récompenser la pression exercée sur la tête de coupe de la machine pour éviter l'infiltration d'eau et l'affaissement des terrains en surface. Des additives sous forme de polymères, bentonites et/ou mousses sont généralement utilisés pour assurer le bon fonctionnement et augmenter le rendement des tunneliers. Dans ce travail, l'étude est consacrée au cas du traitement des sols meubles par des agents moussants. Le type et les caractéristiques d'une mousse utilisée dépendent de la nature du sol à creuser. Le traitement du sol par ces additives au cours de l'excavation influencent leur comportement hydromécanique. Il s'agit du résultat escompté par ce traitement permettant ainsi un creusement adéquat en limitant la dégradation de l'outil de coupe.

Une fois les sédiments sont excavés, leurs propriétés hydromécaniques sont souvent affectées par la dégradation physique et chimique de l'additive en cours du temps.

L'étude du matériau sous effet du traitement permet de comprendre sa modification et aide pour le dimensionnement et le dosage du tensioactif pendant l'injection. L'étude de l'évolution du matériau en cours du temps permet d'optimiser son éventuelle utilisation. Ceci correspond bien à l'un des objectifs de notre étude. Afin de mettre en place la méthodologie d'expérimentation, il est nécessaire de connaître l'état de l'art sur les mousses, leurs utilisations et effet sur les sédiments. Un revu bibliographique sur les méthodes de modélisations physique et mécanique de ce milieu poreux à plusieurs phases permettra de définir les voies à explorer pour modéliser le comportement de matériau mélange avec un milieu évolutif tel que les mousses.

Cette première partie est destinée à décrire les techniques de creusement des tunnels en terrain meuble, les différents additifs utilisés et leurs intérêts dans la procédure d'excavation. On présente aussi une synthèse sur le rôle de ces additifs sur le comportement hydromécanique, particulièrement dans le cas des sols sableux.

On présente aussi une synthèse bibliographique sur la dégradation physique, chimique et mécanique des agents moussants utilisés dans les sols.

II. Creusement des tunnels dans les sols meubles : problématiques et solutions

II.1. Introduction aux méthodes de creusement utilisées dans les sols meubles

La décision de recourir à l'utilisation d'un bouclier à front pressurisé résulte de multiples facteurs. Compte tenu de son coût et du délai de construction de la machine, ce type de solution n'est justifié que pour les ouvrages de longueur assez importante, en général plus de 1 km (Maidl, 2003), particulièrement pour ce qui concerne les tunnels routiers qui nécessitent des machines d'au moins 10 à 11 mètres de diamètre. Actuellement, deux types de tunneliers sont généralement utilisés pour assurer l'excavation des tunnels en terrain meuble :

- Les machines TBM (Tunnel Boring Machine) Slurry : elles sont généralement conçues pour creuser dans les sols sableux et rocheux. On utilise la bentonite pour équilibrer la face de coupe du tunnelier au cours de son avancement (Maidl, 2003).
- Les machines TBM-EBP (Earth Pressure Balance) : elles peuvent être utilisées dans les différents projets de creusement. Des agents de conditionnement sont utilisés pour faciliter la procédure d'excavation et fluidifier le sol (Maidl et al. 2012, Figure 1). Le sol traité dans ce cas est utilisé pour équilibrer la face de la coupe du tunnelier avec le terrain meuble.

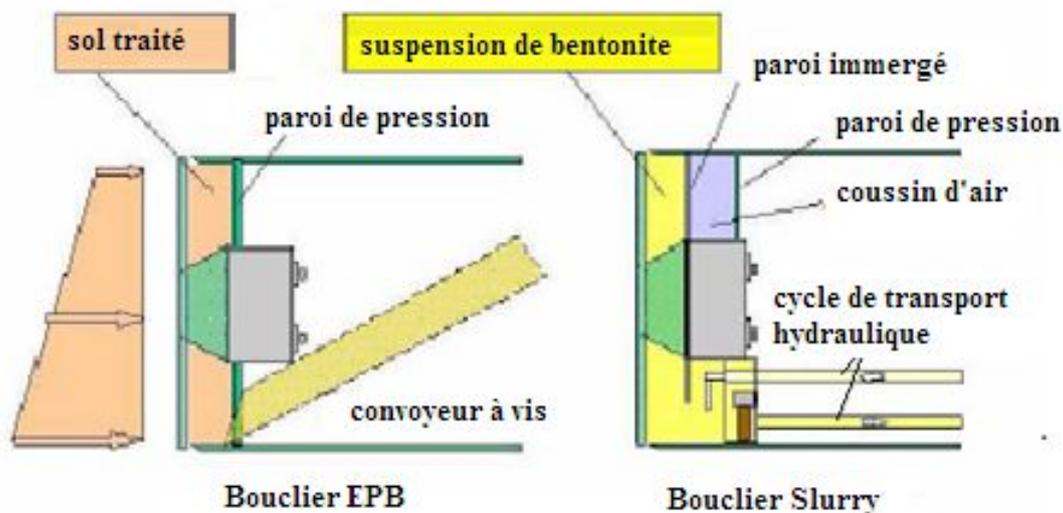


Figure 1 : Description des deux méthodes de creusement Slurry et EPB (Maidl et al. 2012)

II.2. Cas de la machine EPB

Dans notre travail, on s'intéresse aux sols excavés par les tunneliers EPB. Ces tunneliers sont conçus généralement pour creuser dans la partie argileuse. L'utilisation de ce type de tunneliers dans les sols argileux a pour but de minimiser les problèmes liés au colmatage de l'argile.

Dans le cas des EPB, la pression du sol et de l'eau exercée sur la face d'excavation du tunnelier est équilibrée par le sol à l'intérieur de la chambre d'abatage. Cette pression est commandée par la libération en temps donnée de sol par l'intermédiaire du transporteur à vis sans fin (Figure 2).

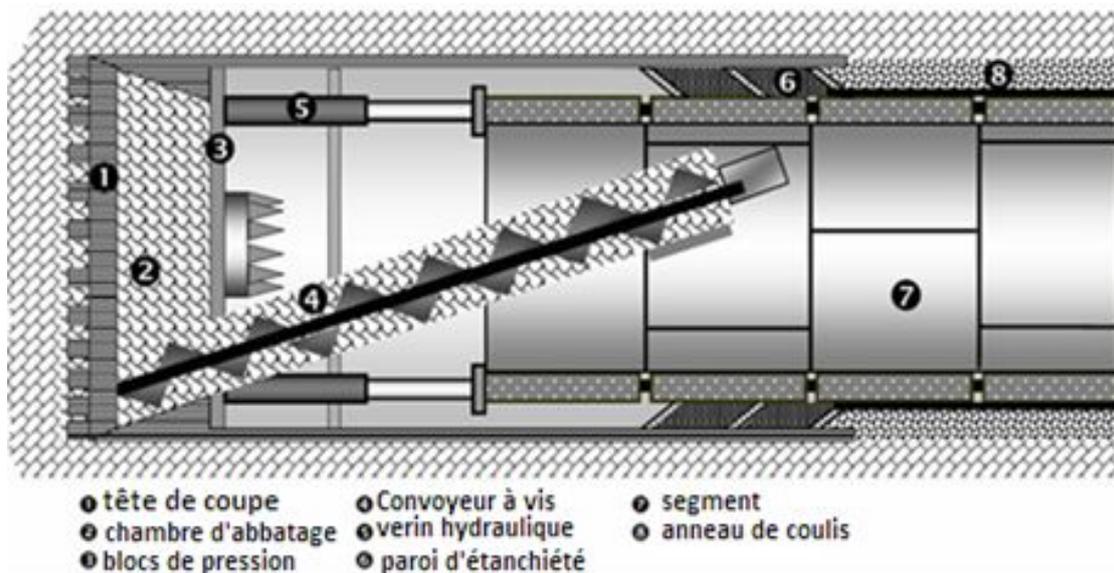


Figure 2 : Schéma descriptif d'un tunnelier (Acaroglu Ergun et al. 2016)

La terre excavée dans la chambre d'abatage doit fournir un soutien suffisant de la face d'excavation. Elle doit avoir la consistance qui lui permet d'équilibrer la pression dans la chambre d'abatage. Ainsi, le sol doit avoir certaines caractéristiques spécifiques. Le comportement du sol idéal pour l'application de l'EPB doit être caractérisé par :

- une bonne déformation plastique ;
- une faible perméabilité ;
- un faible angle de frottement ;
- une certaine fluidité (consistance souple) ;

Généralement, le sol à excaver présente rarement ces propriétés indiquées. Par conséquent, ce sol doit être traité pour faciliter la procédure de son excavation. Le conditionnement du sol est

assuré par l'injection des additifs (polymère, agents moussants, bentonite) à la face de coupe, directement en contact avec la face d'excavation et parfois dans le transporteur à vis.

La figure 3 présente l'exemple de l'application de la mousse dans les tunneliers à pression de terre EPB.

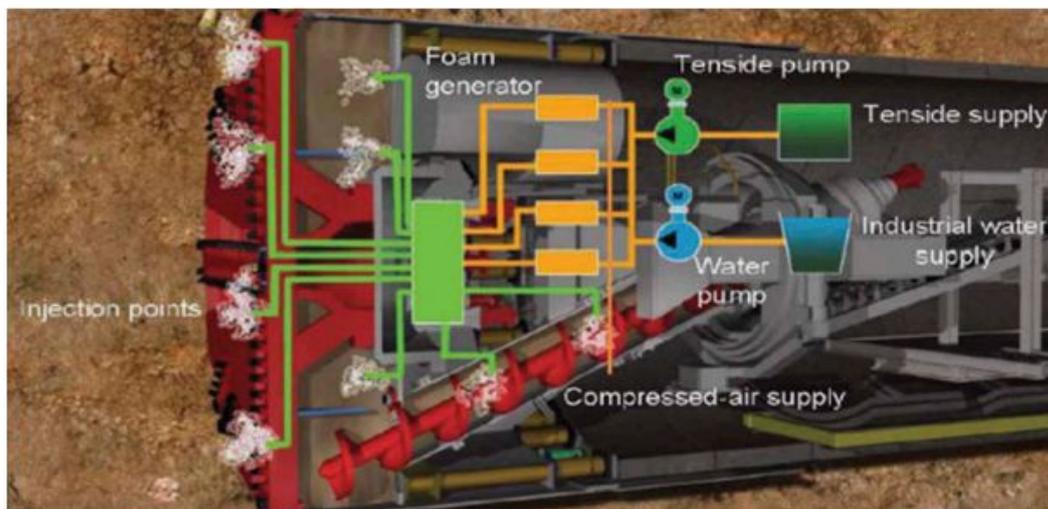


Figure 3 : Schéma de la production et de l'injection de la mousse dans EPB-TBM ((Tarigh Azali et al. 2019)

II.3. Les sols concernés par la méthode de creusement EPB

Les tunneliers à pression de terre (EPB) ont été utilisés à l'origine dans les sols à grains fins ayant une teneur en fine ($d < 0.06\text{mm}$) d'au moins 30% (Maidl et al. 2012). Dans le cas de ces sols, les additifs sont nécessaires, ils sont appliqués dans le but de modifier les propriétés du sol dans la chambre d'excavation. Pour les sols sableux ou gravier, la méthode Slurry est la plus utilisée. Les domaines d'application des deux méthodes sont illustrés sur la Figure 4 (Budach and Thewes 2015).

La méthode EPB est généralisée pour fonctionner dans différentes granulométries allant d'un sol sableux à un sol argileux. Pour les sols argileux, leurs structures consistantes permettent à ces types de sol traités par des agents moussants de jouer le rôle de stabilisation de la tête de coupe à partir de la chambre d'abattage (Figure 3).

Pour le cas du sol sableux, des agents moussants et polymères, agent moussant ou bentonite sont généralement utilisés afin de diminuer la perméabilité du sol traité et d'éviter ainsi l'écoulement du sol dans la chambre d'abattage (Jancsecz et al. 1999; Langmaerck et al. 2010; Oggeri et al. 2014).

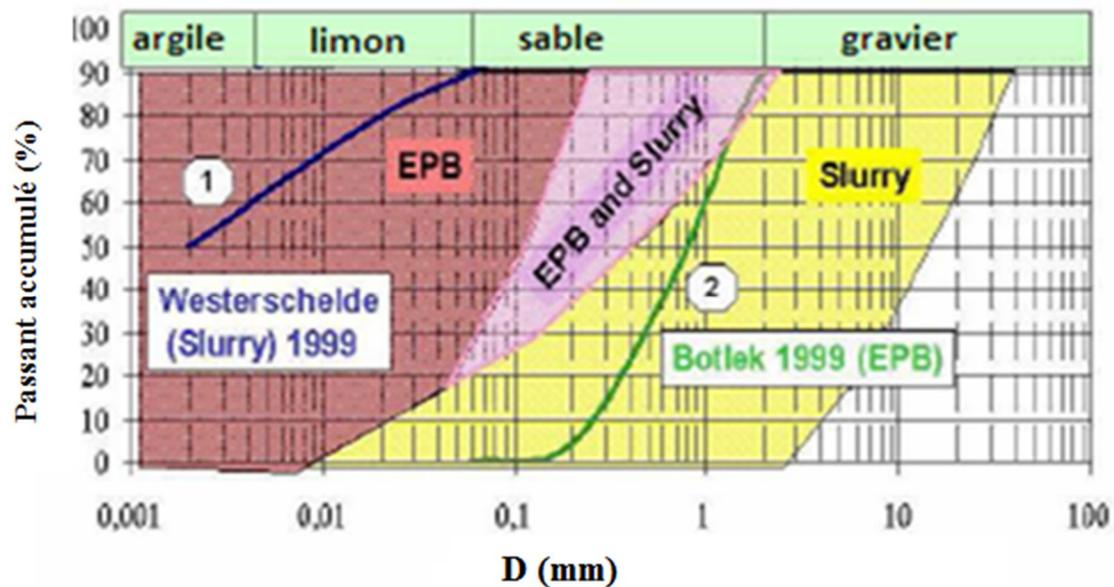


Figure 4 : Domaine d'utilisation des EPB et Slurry (Maidl et al. 2012)

II.4. Les différents additifs utilisés dans la méthode EPB et leur intérêt

Il existe trois types d'additifs :

- des polymères ;
- des agents moussants ;
- la bentonite.

Ces additifs peuvent être utilisés sous forme de produit unique ou comme un mélange de plusieurs types d'additifs pour traiter le sol.

II.4.1. La bentonite

La bentonite est une argile colloïdale. Elle est caractérisée par sa propriété thixotropique qui lui permet de se figer lorsqu'elle est au repos et de prendre son état liquide lorsqu'on l'agite. Elle se caractérise par un pouvoir de gonflement élevé grâce à sa composition essentielle en montmorillonite (dans les 80%) : $(\text{Na}, \text{Ca})_{0,33}(\text{Al}, \text{Mg})_2\text{Si}_4\text{O}_{10}(\text{OH})_2(\text{H}_2\text{O})_n$.

Pour maintenir la pression de la bentonite constante dans la chambre d'abattage, une réserve d'air comprimé fait office de ressort de stabilisation.

II.4.2. Les polymères

Les polymères sont composés de petits éléments chimiques appelés "monomères". Ils sont liés ensemble pour former une grande chaîne de longues molécules. Ils sont particulièrement recommandés dans le cas des sols fins (argileux) et des sols saturés. Les polymères sont aussi recommandés pour maîtriser la charge d'eau appliquée au front de coupe du tunnelier. Les premiers polymères utilisés étaient les polyacrylamides. Les développements scientifiques ont conduit à l'utilisation de chaînes d'hydrocarbures biodégradables qui sont solubles dans l'eau dans l'objectif de limiter la pollution du sol excavé.

En introduisant des polymères dans le sol, la cohésion augmente. Ainsi, on a un sol plus stable qui permet de soutenir la surface du bouclier. Certains polymères peuvent assurer également l'absorption de l'eau dans le sol. Ils conduisent ainsi à la réduction des caractéristiques de liquidité de la terre excavée.

Si un tunnelier fonctionne dans des sols à faible perméabilité, des problèmes peuvent se produire en raison de l'eau entrant. Dans cette situation, il est nécessaire de créer une cohésion entre les particules de sol et d'éviter la ségrégation. Afin d'obtenir ces caractéristiques, il est nécessaire d'utiliser une combinaison de mousse et de polymère, dans la plupart des cas, ce sera une longue chaîne polymère tel que c'est décrit dans la Figure 5 (Langmaack 2002). Ces polymères augmentent la stabilité de la mousse en modifiant les propriétés rhéologiques du sol traité.

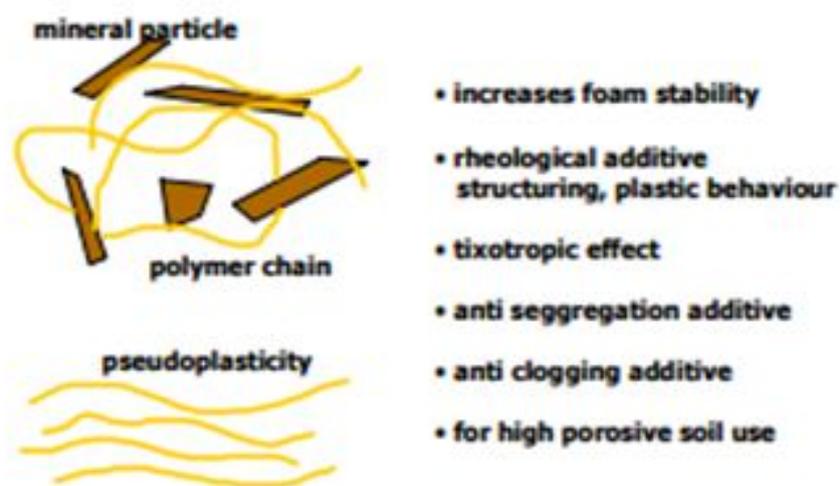


Figure 5 : Effet du polymère sur la structure du sol (Langmaack 2002)

Les polymères peuvent être introduits dans le sol excavé selon plusieurs méthodes :

- en ajoutant le polymère à la solution de mousse ;
- en injectant le polymère directement dans la chambre de coupe ou de la vis transporteuse ;
- en ajoutant à l'eau un polymère qui est injecté dans la chambre de coupe.

Dans les terrains très secs, il est recommandé d'injecter de l'eau dans la chambre de coupe afin d'aider à la production d'un matériau plastique. Cependant, le sol sableux est souvent non cohésif. Ainsi, l'addition de l'eau contribue à consolider le sol mélangé. Les taux typiques de pourcentage de polymère à ajouter varient de 0,3 % à 4% par rapport au volume de la solution de moussant ou de la quantité d'eau injectée (Figure 6) (Milligan, 2002).

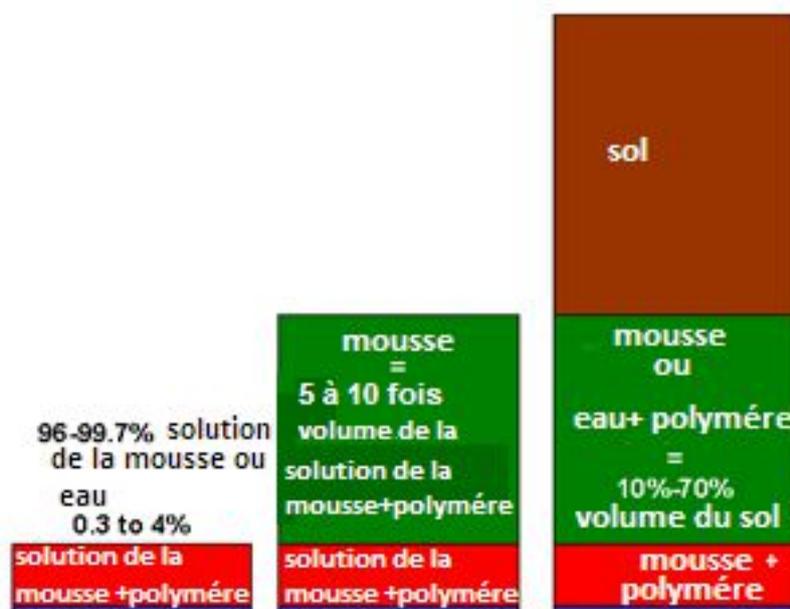


Figure 6 : Usage typique des polymères pour les EPB (EFNARC 2005)

II.4.3. Les agents moussants

Les agents tensioactifs sont par définition, des composant chimiques organiques qui diminuent la tension superficielle entre deux surfaces. Ils sont généralement composés d'une "tête" hydrophile (miscible dans l'eau) polaire et de "queue" lipophile (qui retient les matières grasses) apolaire. La tête hydrophile forme des liaisons hydrogènes et ioniques avec la phase hydrophile tandis que la queue hydrophobe forme des liaisons de Van der Waals et des interactions hydrophobes avec la phase lipophile.

Ces molécules peuvent être classées en trois catégories distinctes selon les caractéristiques chimiques de la tête polaire :

- 1- Les tensioactifs ioniques (anioniques et cationiques) : ces molécules se dissocient en solution au niveau de leur tête polaire (anions ou cations).
- 2- Les tensioactifs non-ioniques : dans ce cas, les molécules ne se dissocient pas en solution.
- 3- Les tensioactifs amphotères : ces molécules sont neutres parce qu'elles possèdent à la fois un groupement cationique (basique) et un groupement anionique (acide).

Des exemples de principales molécules des tensio-actifs sont résumés dans le Tableau 1. Molécules de tensioactifs usuelles.

Tableau 1. Molécules de tensioactifs usuelles.

Nom	Nom développé	Formule semi-développée	Nature
SDS	Sulfate de dodecyle et de sodium	$C_{12}H_{25}-O-SO-3 Na^+$	Anionique
AOT	Sodium bis(2-ethylhexyl) sulfosuccinate	$(C_8H_{17}-O-COCH_2)_2-SO-3 Na^+$	Anionique
CnEm	Polyoxyethylene alkyl éthers	$C_nH_{2n}^{+1}-(O-CH_2-CH_2)_m-OH$	Non Anionique
CPCI	Chlorure de cetyl pyridinium	$C_{16}H_{33}-N^+-(CH_2)_5 Cl^-$	Cationique
DDAB	Didodecyldimethylamonium bromide	$(C_{12}H_{25})_2-N^+-(CH_3)_2 Br^-$	Cationique

On les nomme agent tensioactifs ou surfactant ou agent moussant. Mélangés avec l'eau et sous agitation mécanique une mousse se forme. Il s'agit d'une dispersion de bulles de gaz dans un liquide. Les mousses contiennent typiquement de très petites bulles séparées par des films minces de liquide (lamelles) (Figure 7).

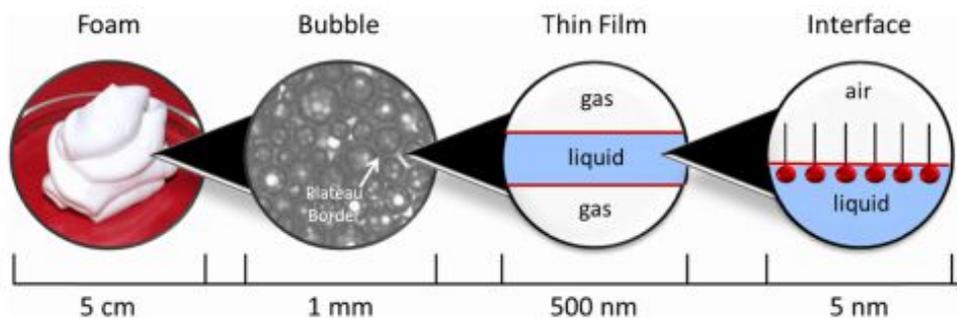


Figure 7 : Structure de la mousse à différentes échelles (Psomas 2001)

Les agents tensioactifs sont couramment utilisés dans les lessives où ils se lient à l'huile, à la graisse et à d'autres particules qui peuvent être rincées à l'eau. Mais de plus en plus leurs utilisations se généralisent pour atteindre d'autres domaines d'applications. Dans le cas des EPB, des problèmes au niveau de l'avancement de la tête de coupe se produisent fréquemment dans les sols argileux en raison de leurs viscosités et l'adhésivité. Il en résulte une faible vitesse d'avance du tunnelier et son immense entretien engendre ainsi un coût élevé. Les agents tensioactifs constituent donc une solution efficace pour résoudre ce problème.

Dans certains cas, le sol argileux présente des problèmes de collage dans le TBM même avec l'utilisation des agents moussants. Les liens entre les particules d'argile sont plus forts que le fonctionnement de la mousse. Dans ce cas, seule l'utilisation d'argile dispersant peut aider à atténuer ce problème de collage (bentonite par exemple). Ces agents tensioactifs ont plusieurs groupes fonctionnels et très forts par molécule (Figure 8). Leurs capacités à briser les liens entre les particules de l'argile du sol sont beaucoup plus élevées que ceux de la mousse (Milligan, 2002).

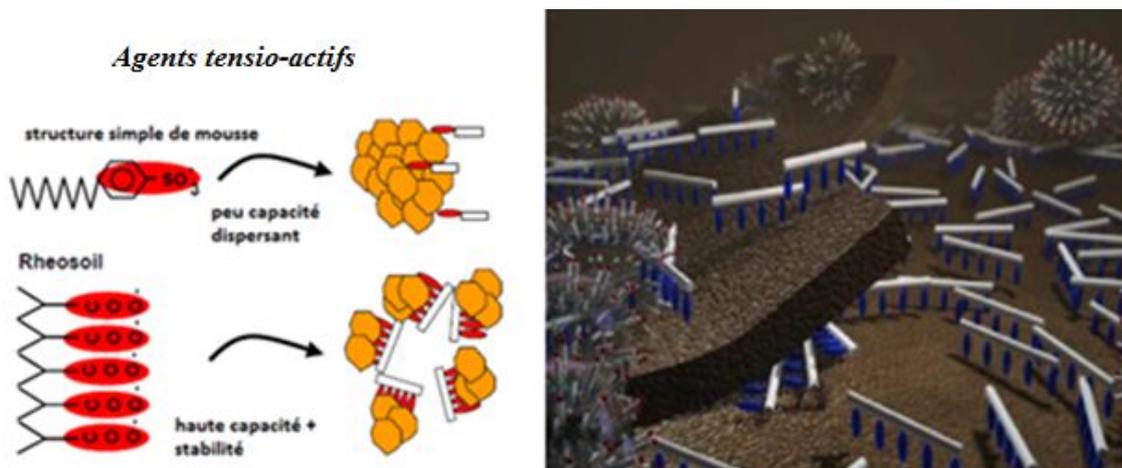


Figure 8 : Effets de la mousse sur les particules de sols à l'échelle microscopique (Milligan 2000).

Les agents moussants permettent d'atténuer les inconvénients des boues lourdes. Ils confèrent aux déblais une fluidité qui améliore leur évacuation ainsi que leur imperméabilité à l'eau. En outre, l'introduction de la mousse permet de réduire l'énergie nécessaire pour faire tourner la tête de coupe. Elle permet aussi d'éviter les risques d'avoir un sol collé à la tête de coupe qui se traduit par des blocages et une réduction des performances du tunnelier. Ces caractéristiques sont importantes lors de l'excavation dans le cas d'un terrain meuble, notamment des terrains sableux ou sablo-graveleux. Ces terrains sont caractérisés par un haut

niveau de la nappe phréatique, induisant des phénomènes de jaillissement d'eau à travers le bouchon mobile de déblais situés au niveau de la vis.

Lors du creusement des tunnels, on peut utiliser plusieurs types de mousses avec les différentes propriétés. Selon Peila et al. (2009), parmi ces types de mousse, on distingue :

- les agents moussants à comportement anti-collage, conçue pour les sols argileux,
- les agents moussants possédant une sensibilité ionique,
- les agents moussants ayant le comportement d'un sol drainant.

III. Caractérisation des agents moussant

III.1. Qualité de la mousse

La création de la mousse est le résultat de la création d'interfaces stables lors d'un malaxage d'un liquide contenant un tensioactif et du gaz. La mousse est caractérisée par «la qualité de la mousse» ou le débit fractionnaire de gaz (rapport entre le volume de gaz et le volume de la mousse), ainsi que la fraction volumique du liquide (rapport entre le volume de liquide et le volume de la mousse).

La détermination de la fraction volumique de liquide indique la présence de mousse humide ou mousse sèche. La première contient une quantité de liquide plus importante qu'une mousse sèche. La fraction volumique de liquide notée est égale au volume de liquide sur le volume total de la mousse. Lorsque cette valeur $\leq 0,05$, on parle de mousse sèche.

III.2. Caractérisation de la quantité injectée dans un sol

Généralement pour caractériser le traitement du sol par la mousse, un essai de malaxage est effectué. Cet essai permet de fixer la quantité de mousse nécessaire à injecter dans le sol. Il consiste à fixer trois paramètres qui caractérisent les propriétés de la mousse dans le sol. Il s'agit de la concentration de l'agent tensioactif, le ratio d'expansion de la mousse et le ratio de la mousse injectée.

III.2.1. Concentration de l'agent tensioactif

Cette caractéristique affecte la qualité de la mousse et la quantité de molécules dans la mousse finale. Elle est décrite comme le pourcentage massique et définie comme suit :

$$C_f = \frac{m_{at}}{m_{dm}} \quad \text{Eq. 1}$$

où :

m_{at} : masse de l'agent tensio-actif à dissoudre dans la mousse (kg) ;

m_{dm} : masse totale de l'eau dans laquelle est à dissoudre l'agent moussant (kg) ;

Les concentrations typiques de l'agent moussant à utiliser dans les sols varient de 1 à 5 %.

III.2.2. Ratio d'expansion de la mousse (FER)

Il est défini par le rapport entre le volume du liquide et le volume de l'air créé dans la mousse. Ceci est mesuré en comparant le volume de la solution de mousse contre la mousse gonflée (Eq.2) :

$$FER = \frac{V_m}{V_{dm}} \quad \text{Eq. 2}$$

où V_m = volume de la mousse (m³) et V_{dm} = volume de la solution avec mousse (m³) (volume correspondant à la masse m_{dm}).

III.2.3. Ratio de la mousse injectée (FIR)

Elle présente la quantité de la mousse qui sera introduite dans la chambre de mélange. Ceci est présenté sous forme de pourcentage de volume de la mousse par rapport au volume du sol (Eq.3) :

$$FIR = \frac{V_m}{V_{sol}} \quad \text{Eq. 3}$$

où V_{sol} le volume de sol (m³).

III.3. Classes d'agents moussants et leurs utilisations

Les agents moussants sont classés en trois classes. Chaque classe est caractérisée par des propriétés différentes afin qu'elle soit adaptée à un type de sol bien déterminé (Tableau 2).

Tableau 2 : Caractéristiques de différentes classes d'agents moussants (Borio, 2010)

Classe de l'agent moussant	Caractéristiques
Classe A	L'agent moussant possède une grande capacité de dispersion qui permet la disjonction des liaisons d'argiles et/ ou une bonne capacité de revêtement pour réduire les effets de gonflement
Classe B	L'agent moussant est conçu pour usage général et possède une stabilité moyenne
Classe C	L'agent moussant est caractérisé par une grande stabilité et des propriétés anti-ségrégation pour maintenir un sol cohésif et augmenter sa perméabilité.

Grace à la diversité des caractéristiques des sols, chaque classe d'agents moussants est conçue pour résoudre certains problèmes liés au sol lors du creusement par des tunneliers. Dans le Tableau 3, on cite le type de sol adéquat pour chaque classe d'agent moussant ainsi que les ordres de grandeur de la quantité de mousse injectée dans le sol (FIR , C_f).

Tableau 3 : Caractérisation des types d'agents moussants utilisés dans le sol (Borio, 2010; EFNARC, 2001)

Type de sol	Type d'agent moussant			Agent moussant injecté		Autre additifs utilisés		
	A	B	C	FIR (%)	C_f (%)	Agents de dispersion	Mousse stabilisateurs	Sols Stabilisateurs
Agrile				30-80	+	++	-	-
Sable limoneux argileux				40-60	+	+	-	-
Sable limoneux				20-40	+	-	+	-
Sable				30-40	++	-	++	++

avec :

- - : généralement non utilisé

- + : utilisé avec une faible quantité
- ++ : Utilisé avec une quantité moyenne

Trois classes sont identifiées de CA1 à CA3 pour des tensioactifs anioniques pour des utilisations selon le type de sols : de argileux jusqu'à des sols à perméabilités différentes et pour tout type de sol (

Tableau 4).

Tableau 4. Description des agents moussants utilisés en EPB selon le sol

Nom	Description
CA.1	Sont des solutions de tensio-actifs anioniques dans l'eau. L'élément le plus abondant est le sulfate de sodium Ether (15 % à 30% pourcentage massique). C'est un polymère anti-collage spécialement conçu pour les sols argileux.
CA.2	Ce type d'agent tensio-actif est basé sur une solution anionique biodégradable. La formulation comprend de l'alkyl-éthoxy-sulfate de sodium (10%-20%), de l'éther monobutylique de triéthylène-glycol (5%-10%) et d'eau. Cet agent est approprié selon le dosage en ses deux éléments pour l'injection dans les sols à perméabilité différente
CA.3	Contient des tensioactifs anioniques biodégradables et un polymère naturel, formulé pour l'injection dans l'ensemble les types de sols. Il contient un mélange de C12-C14 éthoxylés sulfates les sels de sodium des alcools (de 10 à 20%).

III.4. Comportement de la mousse

Les mousses liquides se comportent comme un matériau viscoélastique (Azimi 2015; Cohen-Addad et al. 2007; Safouane 2003; Safouane et al. 2006). Leur comportement est dit intermédiaire entre le comportement d'un solide et celui d'un liquide. La contrainte σ est reliée donc à la déformation (ϵ) en 1D par l'équation suivante (Eq.4) :

$$\sigma = E \cdot \epsilon + \mu \frac{d\epsilon(t)}{dt} \quad \text{Eq. 4}$$

Avec E est module d'Young (kPa) et μ la viscosité dynamique du fluide (Pa.s)

III.4.1. Contrainte seuil de la mousse

La réponse d'une mousse dépend de la contrainte qui lui est appliquée. Si cette contrainte est élevée, les bulles de la mousse se réarrangent et cette dernière s'écoule comme un fluide visqueux non-Newtonien (Safouane et al. 2006). Si les contraintes appliquées sont faibles, les bulles se déforment, ce qui augmente l'aire des interfaces liquide/gaz. Dans ce cas, la mousse se comporte comme un solide viscoélastique. La frontière entre les deux états de réponse définit une contrainte seuil qui dépend de la fraction volumique du gaz dans la mousse (Figure 9).

Des expériences de compression réalisées par Cohen-Addad et al. (2007) ont mis en évidence une relation semi-empirique qui exprime la contrainte seuil σ_s de compression en fonction du rayon moyen des bulles de la mousse R (Costa, 2012) :

$$\sigma_s = \alpha_y \frac{T}{R} (\phi - \phi_c)^2 \quad \text{Eq. 5}$$

avec : ϕ est la fraction volumique de gaz dans la mousse

T est la tension de surface (N.m^{-1})

$\phi_c = 0,64$ et α_y une constante comprise entre 0,5 et 1

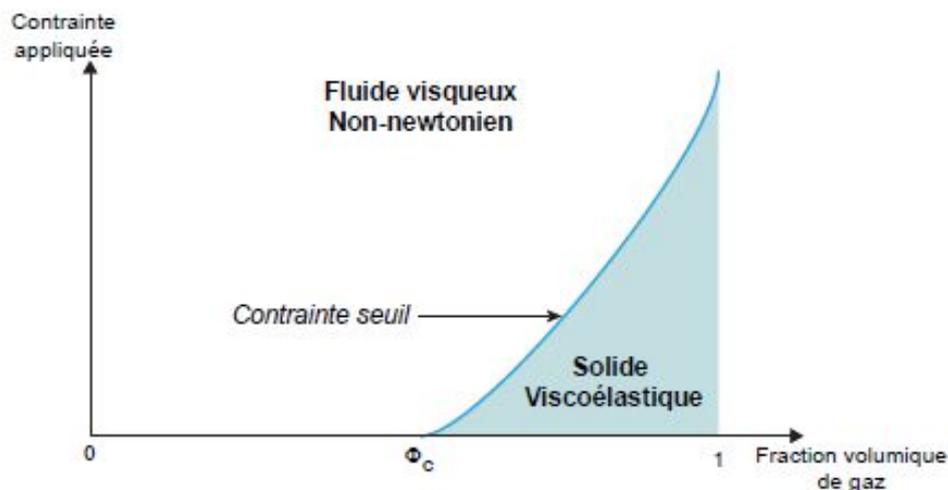


Figure 9 : Domaines de comportement mécanique liquide et solide d'une mousse (Costa, 2012)

III.4.2. Perméabilité des mousses liquides

L'écoulement de l'eau à travers la mousse se fait à travers le film liquide qui entoure les bulles de gaz. En effet, l'espace interstitiel entre les bulles de la mousse constitue les pores à travers lesquels le liquide peut s'écouler. Selon nos recherches bibliographiques, deux

principaux modèles de la littérature décrivent la perméabilité des mousses liquides (Figure 10) :

- 1) Le modèle de Havard (Koehler, 1999) qui considère que l'écoulement de l'eau dans la mousse est dominé par le mouvement des nœuds dans la mousse (Figure 10).
- 2) Le modèle de Trinity où l'écoulement est dominé par les bords de Plateau (Figure 10) tel que c'est établi par Kraynick (Kraynik, 1983).

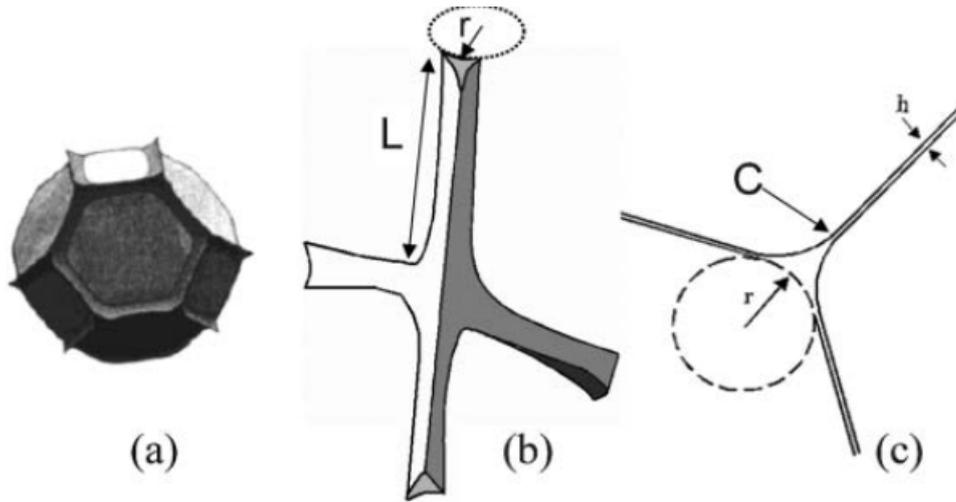


Figure 10 : (a) La forme de la bulle, (b) Géométrie de 4 bords de plateaux attachés par un nœud, (c) section transversale d'une frontière du Plateau, avec les trois films attachés à elle au point C (c) (Saint-Jalmes, 2006)

La formule générale de perméabilité de la mousse $k(\varepsilon)$, est obtenue en supposant la validité de la loi de Darcy. Elle dépend de la longueur des bords de « Plateau », de la fraction de liquide dans la mousse, de la rhéologie de surface et probablement d'autres paramètres. Une équation généralisée décrivant le drainage en intégrant la déformation de la mousse est présentée comme suit (Safouane 2003):

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \nabla \left(\frac{\rho g}{\eta} \varepsilon K(\varepsilon) \right) - \nabla \left(\frac{\gamma \varepsilon^{-1/2}}{2\eta l} \frac{K(\varepsilon)}{\sqrt{\varepsilon}} \nabla \varepsilon \right) = 0 \quad \text{Eq. 6}$$

avec: γ : tension superficielle (N.m^{-1}) ; l : longueur du film liquide (m) ; ρg : pression hydrostatique (kPa) ; η : viscosité cinématique de la solution ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$) ε : la déformation volumique de la mousse (-)

La perméabilité du mélange sol-mousse sera donc affectée par la perméabilité de la mousse, qui lui diffère d'une mousse à une autre selon leurs caractéristiques (taille moyenne des bulles, viscosité...). L'examen de cette équation montre son caractère fortement non linéaire et sa résolution dépend bien de la perméabilité $K(\varepsilon)$.

III.5. Vieillessement de la mousse

III.5.1. Les principaux phénomènes physiques

Une mousse est constituée de bulles de gaz séparées par un liquide, qui forme une phase continue. La taille des bulles des mousses issues de tensio-actif varie habituellement entre 50 μm et plusieurs millimètres. Au cours du temps, les bulles qui constituent la mousse évoluent en taille et en nombre à cause de l'instabilité thermodynamique. Trois phénomènes physiques sont identifiés comme responsables de cette évolution : drainage, mûrissement et coalescence.

- Le drainage :

Le drainage de la mousse se déroule sous l'effet de la gravité du liquide qui constitue le film de la mousse. La conséquence de ce drainage, c'est qu'au cours du temps, une augmentation du paramètre *FER* est notée. Le liquide dans la mousse s'écoule dans les bords du plateau conduisant ainsi à un état de mousse sèche (Figure 11) (Safouane et al. 2006). Le drainage constitue donc la principale cause qui engendre le vieillissement de la mousse.

- le mûrissement :

Généralement, au cours de la génération de la mousse, les bulles formées sont de tailles différentes. Le gaz contenu dans les bulles peut être plus ou moins soluble dans le liquide qui l'entoure. La pression interne (P_1) dans les petites bulles est plus importante que celle dans les bulles de grandes tailles (P_2). La diffusion de gaz entre particule est alors possible. Ce phénomène, appelé mûrissement, conduit à la diminution globale du nombre de bulles dans une mousse et au grossissement de celle qui restent et ceci au cours du temps (Figure 11) (Hilgenfeldt et al. 2001; Saint-Jalmes 2006). Il est expliqué par la loi de Laplace qui relie la différence de pression entre deux bulles (P_1, P_2) à la tension de surface (Eq. 8).

$$\Delta P = P_2 - P_1 = \frac{2T}{R_c} \quad \text{Eq. 7}$$

où T est la tension de surface (N.m^{-1}), et $1/R_c$ est le rayon de courbure moyenne (m^{-1})

Cette relation implique que plus la différence de pression engendrée au niveau du ménisque est grande entre une bulle et son extérieur. Plus l'énergie liée à la tension superficielle est importante et donc plus la courbure moyenne est petite. La vitesse de ce phénomène décroît avec la taille des bulles de gaz : plus les bulles sont de taille faible, plus on a une diffusion rapide entre les bulles (Lioumbas et al. 2015).

- La coalescence :

Ce phénomène est dû à la rupture du film liquide qui sépare deux bulles de la mousse. Ces deux bulles se coïncident pour former une seule bulle. Ce phénomène est rarement isolé, il est suivi d'une succession de ruptures de film entre les bulles voisines. On parle de l'effondrement de la mousse (Langevin and Rio, 2006).

Contrairement au phénomène de mûrissement la vitesse de la coalescence croit avec la taille des bulles de la mousse. Le drainage est la première cause du phénomène de coalescence. En effet, le film liquide s'écoule vers le bas sous l'effet de la gravité et devient ainsi plus aminci et plus fragile. Il y a aussi d'autres mécanismes d'origine mécanique ou thermique qui peuvent conduire à la rupture du film liquide (Koehler et al, 2000).

Contrairement au mûrissement qui est engendré sur l'ensemble de la mousse, la coalescence est un phénomène localisé qui se manifeste en plusieurs points. Généralement les bulles situées aux bords et qui sont exposées à l'air ou soumises à une contrainte extérieure subissent plus le phénomène de coalescence (Figure 11).

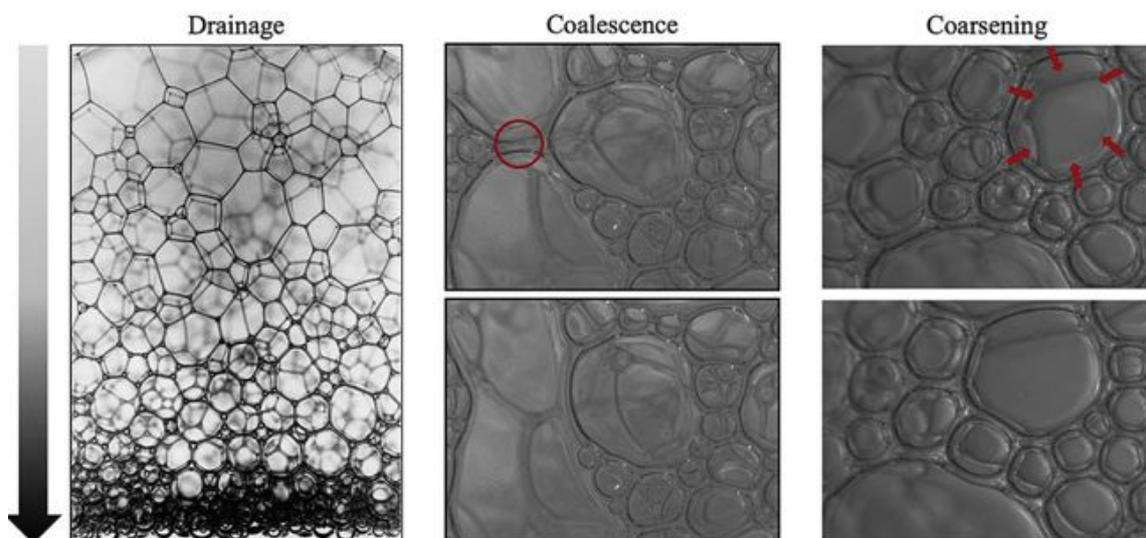


Figure 11 : Vieillissement de la mousse sous l'effet des phénomènes de drainage, de coalescence et de mûrissement (Lazidis et al. 2018)

III.5.2. Les paramètres influençant le vieillissement de la mousse

Les trois phénomènes définis précédemment sont interdépendants. La stabilisation de la mousse dépend du liquide utilisé, du gaz et de l'éventuel stabilisateur (Fameau and Salonem, 2014). Schramm and Wassmuth (1994) et Quebaud et al. (1998) indiquent que la stabilité de la mousse est principalement due à la limite du phénomène de drainage liquide. La méthode de détermination du temps de demi-vie est utilisée pour caractériser la stabilité de la mousse utilisée en EPB-TBM (Thewes et al, 2012, Milligan 2000, Quebaud et al., 1998). Le temps de demi vie de la mousse correspond au temps nécessaire pour perdre la moitié du liquide initial dans la mousse due au drainage. Afin d'évaluer la stabilité de la mousse, Langmaack (2009) a utilisé en plus du temps de demi-vie, l'approche par évaluation des volumes de mousse en cours de temps.

Varade et al. (2011) et Arriaga et al. (2012) ont montré que la présence de particules non solubles à la surface air/liquide permet la stabilité de la mousse par rapport au murissement. Par ailleurs ils ont montré que si la mousse n'est pas polydispense, ce phénomène peut être expliqué par le critère de Gibbs (Gibbs, 1906). En effet, le critère de Gibbs prédit l'absence de murissement lorsque l'élasticité de la surface du liquide est supérieure à la moitié de la tension de surface du liquide. Ils ont noté que le critère de Gibbs n'est pas suffisant pour expliquer ces phénomènes surtout lorsque la mousse est stabilisée par des particules parce que les bulles ont différents comportements. En particulier, on peut observer une coalescence restreinte qui conduit à une émulsion monodispersée avec des interfaces liquides/liquides entièrement recouvertes de particules (Destribats et al., 2009). Fameau et Solonen (2014) ont réalisé une revue des résultats récents obtenus sur la stabilité des mousses en présence d'autres particules dans le mélange.

Par ailleurs, les paramètres de vieillissement de la mousse dépendent des conditions extérieures auxquelles la mousse est soumise. En effet l'évolution de la mousse à la pression atmosphérique est bien différente à leur évolution sous effet d'une pression extérieure. D'après Höhler et Cohen-Addad (Höhler et Cohen-Addad, 2005), une contrainte appliquée au-delà de la limite d'élasticité conduit à un réarrangement irréversible des bulles et à l'écoulement de la mousse comme le cas d'un fluide visqueux non-Newtonien. Wu et al (2018) ont investigué le cas vieillissement de la mousse sous l'effet d'une pression appliquée, à travers des observations microscopiques. L'évolution de la mousse a été observée dans une enceinte fermée et soumise à différentes pressions. L'effet d'une pression P appliquée sur la

mousse se traduit par un drainage de liquide qui accompagne la subdivision des bulles en plusieurs bulles de tailles moins importantes. Il existe une pression limite à la quelles les bulles deviennent incompressibles dans le liquide formé (Figure 12). Sous l'effet de la pression appliquée, l'évolution des phénomènes de drainage et de coalescence des bulles de la mousse est moins importante que son évolution à la pression atmosphérique (Figure 12).

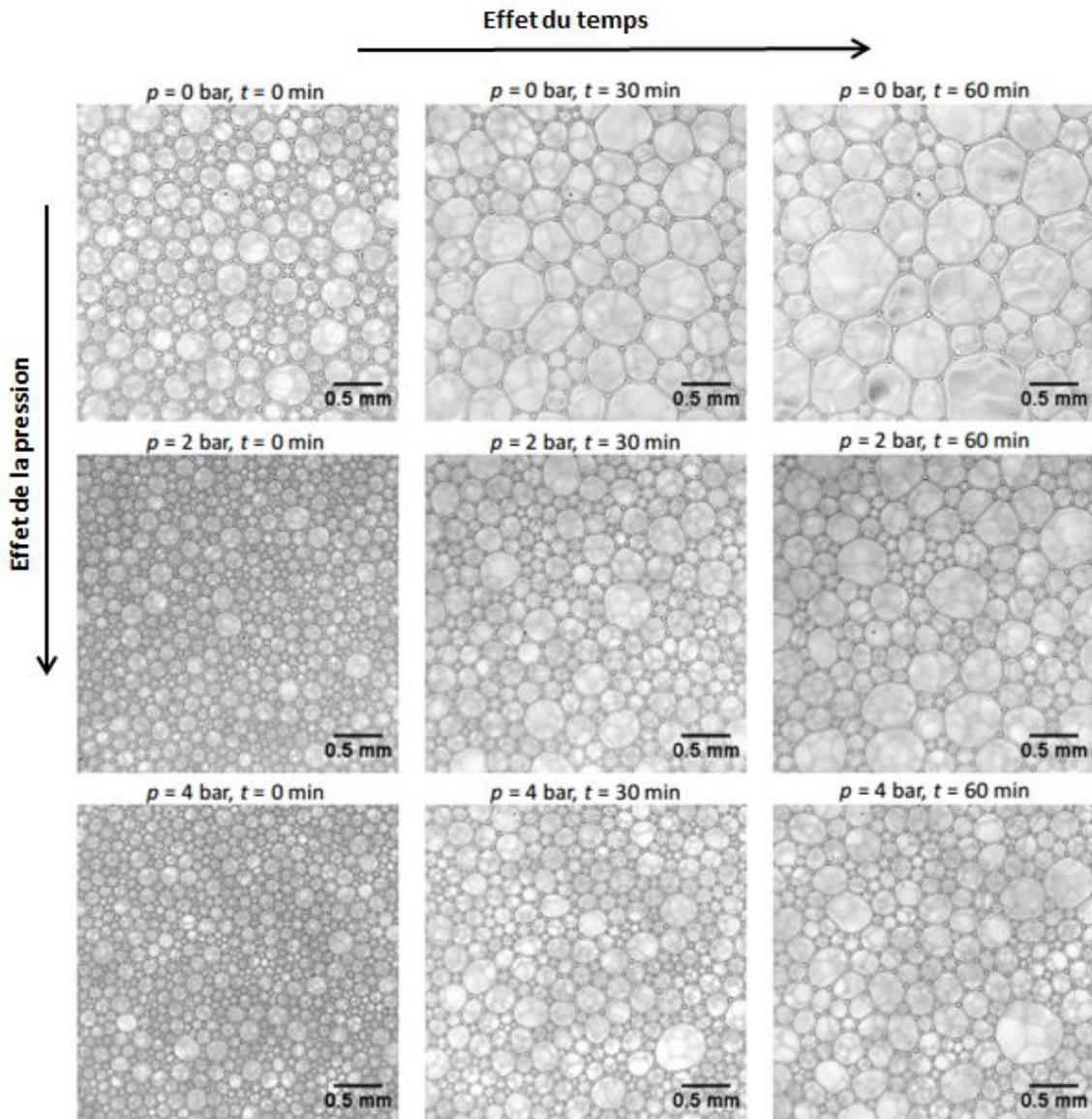


Figure 12 : Vieillesse de la mousse soumise à différentes pressions P (Wu et al. 2018)

IV. Effet des agents moussants sur le comportement hydromécanique d'un sol traité

IV.1. Caractéristiques physiques du mélange sol-mousse

La caractérisation physique de la structure du sol traité a été étudiée par plusieurs auteurs afin de déterminer le traitement optimal qui se traduit par un meilleur fonctionnement de la machine de creusement (Peila 2014; Psomas 2001). L'essai d'affaissement selon ASTM (2003) (Kett 2009), utilisé dans les essais du béton, est utilisé pour décrire l'ouvrabilité des sols traité. Dans des études comparatives de Vinai et al. (Vinai et al. 2008), diverses valeurs d'affaissement d'anciens projets de creusement par des tunneliers utilisant le conditionnement du sol ont été données. Ces études montraient que les projets avec des valeurs d'affaissement comprises entre environ 10 cm et 20 cm permettaient d'atteindre une maniabilité plus adéquate dans le « tunneling » EPB. L'affaissement caractéristique permet d'éviter un comportement très rigide et sec dû à une insuffisance de la teneur en eau ou en mousse et un comportement trop fluide en raison d'une teneur en eau excessive. Le volume de la mousse nécessaire (*FIR*) à injecter pour assurer cette condition dépend de la teneur en eau initiale dans le terrain (Figure 13)

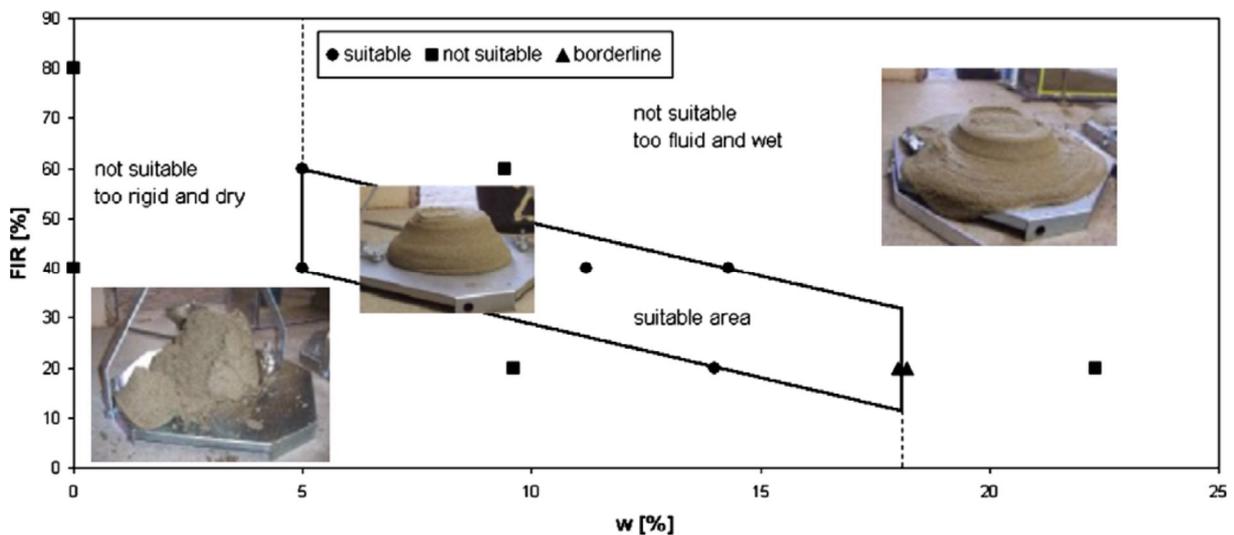


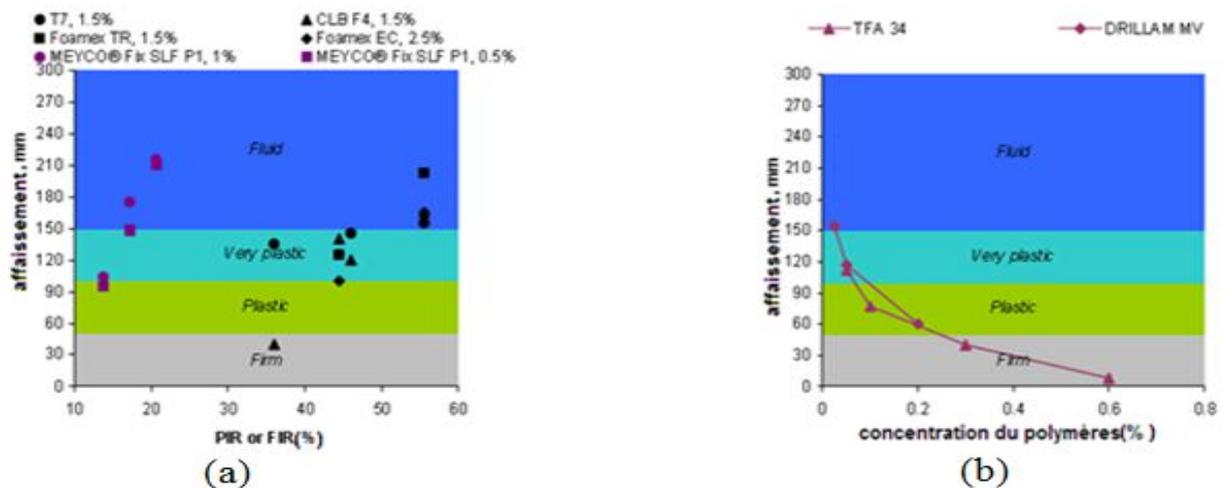
Figure 13 : Choix de la fluidité appropriée pour le traitement du sol dans les EPB (Vinai et al. 2007)

Afin de caractériser l'état de plasticité du sol avec l'ajout d'additifs, Milligan (2000) a eu recours à l'essai d'affaissement du sol.

La Figure 14.a montre que la plasticité diminue en augmentant le pourcentage de l'agent moussant introduit dans le sol. Ces derniers se dispersent dans le sol pour le rendre plus fluide.

La plasticité du sol augmente sous l'effet de l'ajout de polymère à la mousse. Ce dernier peut absorber de l'eau dans le sol ce qui conduirait à la réduction de sa fluidité (Figure 14.b).

Ces résultats sont justifiés par les changements apportés à la structure microscopique du sol et décrits dans le paragraphe précédent.



T7, Foamer TR, MEYCO, CLB F4, Foamer EC : Agents moussants

TFA 34, DRILLAM MV : Polymère

Figure 14 : Effets des polymères et des agents moussants sur la plasticité du sol (Duarte, 2007)

IV.2. Caractéristiques mécaniques du mélange sol-mousse

Le changement de la rhéologie du sol traité par les agents tensio-actifs conduit directement au changement des propriétés hydromécaniques du sol. Plusieurs travaux ont été réalisés sur des mélanges sable-mousse ou argile-mousse pour étudier l'effet du traitement du sol sur les propriétés hydromécaniques (Hajjalilue-Bonab et al. 2014; Houlsby and Psomas 2001; Peila et al. 2007; Psomas 2001). Les résultats montrent une réduction de la perméabilité et l'angle de frottement du sol traité et une augmentation de la sa compressibilité en fonctions de la quantité de la mousse injectée FIR.

Au cours de l'opération du creusement, la perméabilité ainsi que l'angle du frottement du sol traité sont des paramètres importants, dont les valeurs optimales permettent de faciliter l'excavation et éviter les problèmes liés à l'eau et le collage du sol dans le convoyeur.

IV.3. Effet de la mousse sur la perméabilité du sol

La perméabilité à l'eau du mélange sol mousse dépend essentiellement du type et la qualité de la mousse utilisée (paramètres C_f et FIR) ainsi le type de sol faisant l'objet du traitement. La plupart des études antérieures se sont intéressées à l'étude de drainage de fluide à travers un sol sableux traité (Borio et al. 2010; Copur et al. 2013; Psomas 2001; Zumsteg and Langmaack 2017). Dans ces travaux le terme perméabilité n'a pas été bien définie due d'une part à la complexité de la structure du sol et d'autre part à la confusion possible entre la considération d'un écoulement monophasique ou celui polyphasique. La dégradation de la mousse au cours de l'essai complique encore l'approche théorique à adopter. Par ailleurs, on trouve Borio et al. (2010) qui ont utilisé le perméamètre à charge constante pour prédire l'effet de la mousse sur la perméabilité du sol traité (Figure 15). La Figure 16 présente les résultats de l'essai de perméabilité effectué sur un sol sableux- limoneux traité avec un agent moussant (Borio and Peila 2010). Le volume du fluide récupéré est mesuré au cours du drainage sur différents échantillons de sol sableux traité. Différentes valeurs du taux d'expansion (FER) et du taux d'agent moussant (FIR) ont été utilisées. Les résultats montraient que le drainage de l'eau à travers un mélange sol-mousse dépend de ces deux paramètres de traitement du sol FIR et FER . Le volume du fluide récupéré est plus important au cours du temps dans un sol non traité que celui dans un sol traité, ce qui prouve une diminution de la perméabilité du sol traité en fonction des paramètres FIR et FER (Figure 16).

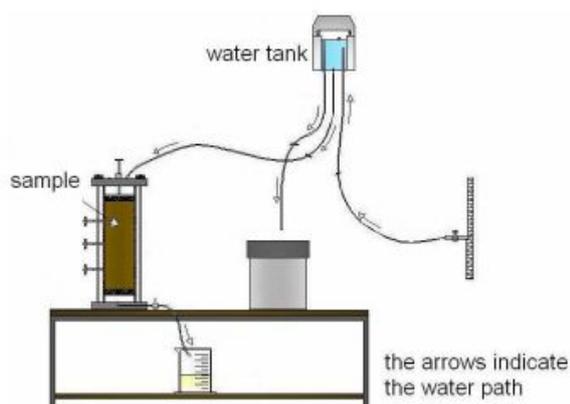


Figure 15 : Schéma du dispositif de perméabilité utilisé pour un sol traité (Borio and Peila 2010)

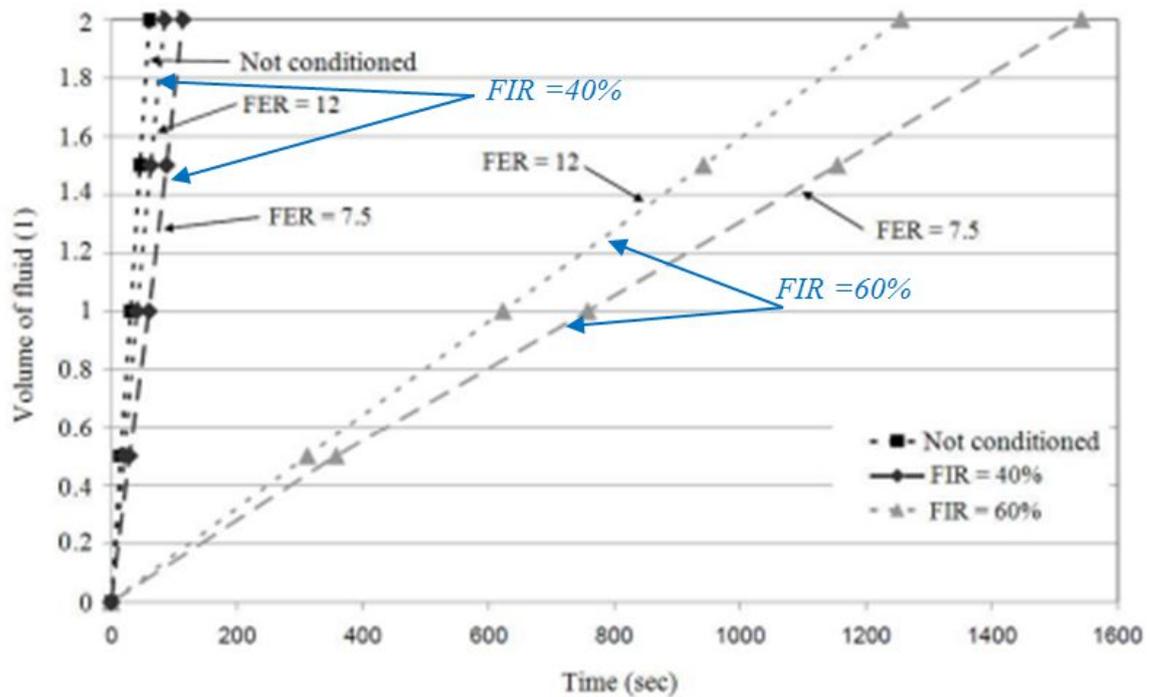


Figure 16 : Effet du traitement du sol sur la perméabilité (Borio et al. 2010)

IV.4. Effet de la mousse sur la consolidation du sol

Les additifs ajoutés lors des opérations de creusement des tunnels ont des effets directs sur la contrainte de pré-consolidation et l'indice des vides. Plusieurs travaux antérieurs réalisés sur des sols traités avec différents types d'additifs ont montré leurs effets sur les paramètres de compressibilité du sol. Cet effet se traduit par une augmentation de la compressibilité du mélange. L'indice des vides initial du mélange est modifié suite au traitement du sol par des additifs (Borio et al. 2007; Houlsby and Psomas 2001).

La Figure 17 présente les résultats de l'essai œdométrique sur des mélanges de sable fin avec différents pourcentages de la mousses (Psomas 2001). L'indice des vides initial augmente en fonction du pourcentage de FIR et présente une valeur supérieure à l'indice des vides maximal dans le cas du sable non traité (e_{max}). L'effet de la contrainte appliquée se traduit par une diminution de l'indice des vides. L'indice des vides du sol traité reste toujours supérieur à e_{max} , ce qui explique que les bulles ne disparaissent pas entièrement dans le mélange sous effet des contraintes appliquées.

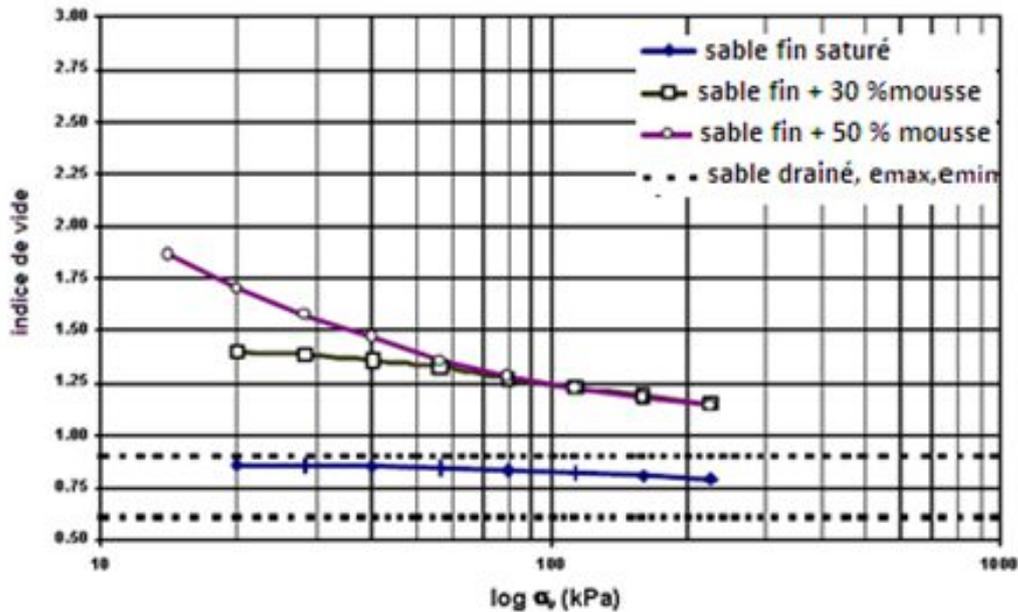


Figure 17 : Courbe de consolidation du sable fin mélangé avec de la mousse (Peila, 2006)

L'effet de la mousse sur la contrainte effective dans le sol a été discuté par Mori et al. (2018) à partir d'un essai de compression non drainé. Les auteurs ont réalisé des essais de compression œdométrique sur un sol sableux traité avec différents pourcentages de mousse injectée.

Dans ce cas la mousse est considérée intégrée dans les pores pour former un fluide à deux phases (bulles du gaz + eau). La pression interstitielle mesurée est donc affectée par la présence des bulles de la mousse dans le mélange. Les auteurs considèrent un échantillon de sol sableux traité par de la mousse, la contrainte effective (σ') dans le sol est admise et exprimée par la loi de Terzaghi, utilisée dans un milieu saturé (Eq.9)

$$\sigma' = \sigma - u_w \quad \text{Eq. 8}$$

Avec u_w la pression interstitielle

La variation du volume de la mousse sous l'effet d'une contrainte appliquée est traduite par la loi de variation des volumes d'un gaz parfait sous l'effet d'une telle pression (Eq.10).

$$V_{ap} = V_{a,0} \frac{P_{atm}}{P + P_{atm}} \quad \text{Eq. 9}$$

avec V_{ap} le volume du gaz dans l'échantillon du sol sous la pression P (m^3), $V_{a,0}$ le volume du gaz généré par la mousse dans l'échantillon à la pression atmosphérique P_{atm} .

La Figure 18 présente une comparaison de plusieurs résultats de l'essai de compression d'un sol sableux traité avec plusieurs pourcentages de *FIR* dans une cellule non drainée. Les échantillons caractérisés par un *FIR* important commencent par un indice des vides initial plus élevé et sont donc plus compressibles. La variation de volume de l'échantillon dans ce cas est reliée à la variation du volume de la mousse. La variation du tassement final de l'échantillon augmente en fonction du paramètre *FIR*. Ceci conduit à une réduction de l'indice des vides en fonction de *FIR* (Figure 18.a). En fonction de l'augmentation de la contrainte verticale, l'indice des vides diminue pour atteindre une valeur limite qui tend vers l'indice des vides maximal dans le sol non traité e_{max} (Figure 18.b). Cet indice des vides est défini selon la norme ASTM D 4253 (ASTM 2006) par le rapport du volume des vides de l'échantillon à l'état lâche ($V_{v,max}$) et le volume du solide (V_s) ($e_{max} = \frac{V_{v,max}}{V_s}$).

La pression interstitielle augmente à un taux similaire à la contrainte verticale totale jusqu'à ce que le rapport e / e_{max} soit atteint (Figure 18.c). La contrainte effective verticale commence à se stabiliser par la suite. L'échantillon avec le *FIR* le moins important ($FIR_0=27\%$) présente une faible pression dans les pores car son rapport e/e_{max} initial est inférieur à la valeur de 1,2. La contrainte effective verticale se développe donc à partir de début de l'essai (Figure 18.d). Ce résultat indique que la compression conditionnée du sol au-dessus du rapport transitoire e / e_{max} est la compression de l'air due à augmentation de la pression interstitielle, mais que les contraintes de grain à grain régissent le comportement en dessous de ce ratio (Figure 18.d). Pendant le déchargement les échantillons ne commencent à gonfler que si l'on commence à avoir une contrainte effective faible (c'est-à-dire la pression interstitielle de l'ordre de la contrainte totale). Dans ce cas, chacun des deux éléments (sol et mousse) présentent un comportement totalement élastique incompressible lors du déchargement.

La variation de volume de la mousse affecte la pression interstitielle dans le sol, qui, elle-même affecte la contrainte effective. Ce concept adopté par Mori (Mori et al. 2018b) ne peut être utilisé que dans le cas où les bulles de la mousse occupent l'espace poreux comme c'est dans le cas des sables.

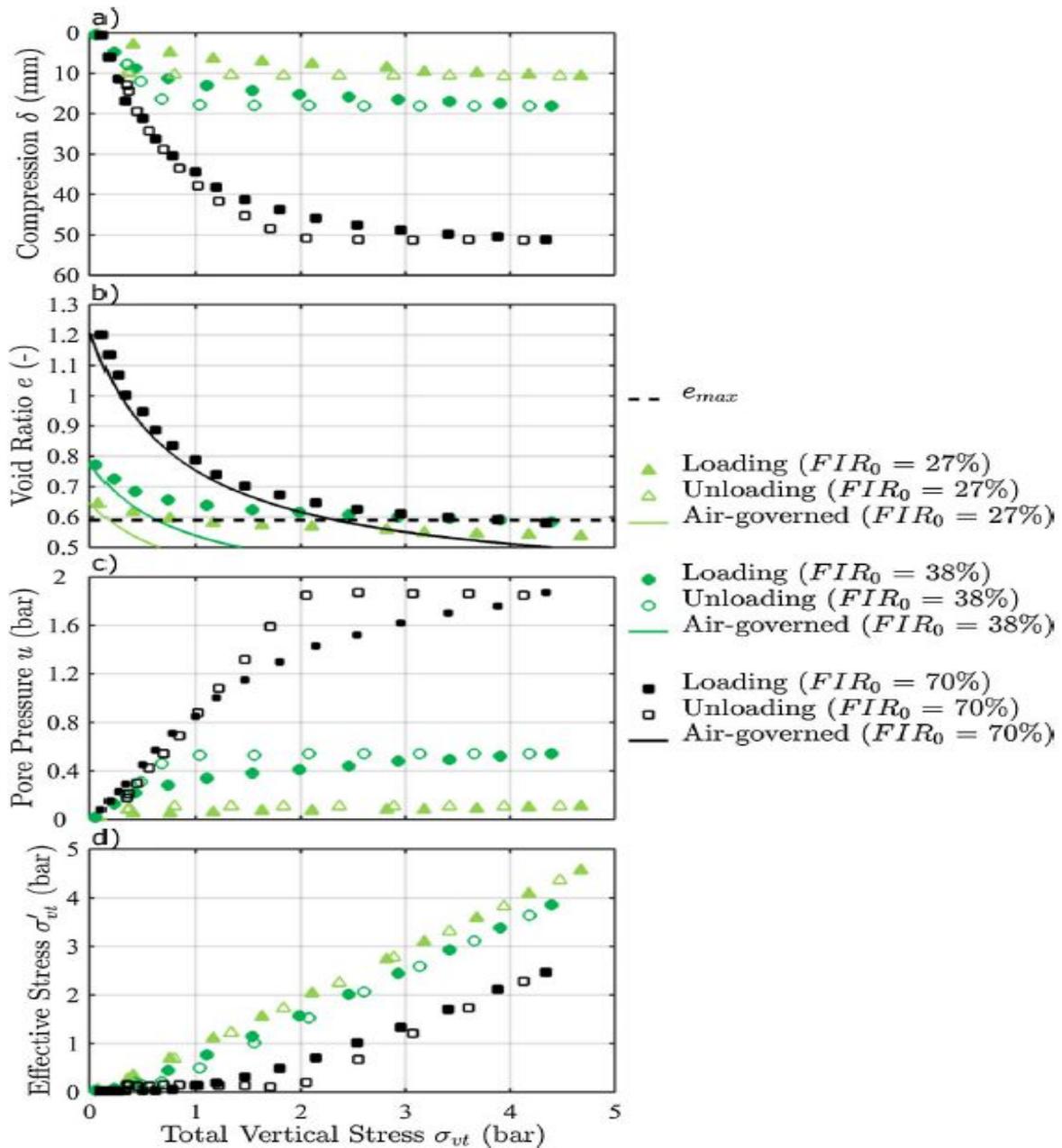


Figure 18 : Essai de compression non drainée sur un échantillon sableux traité avec différentes pourcentage de FIR (Mori et al. 2018b)

IV.5. Effet de la mousse sur le cisaillement du sol

Les paramètres de cisaillement sont généralement déterminés dans le cadre de la mécanique des sols à partir des essais de laboratoire de cisaillement direct ou au triaxial. La plupart des travaux de la littérature présentent les essais de cisaillement à la boîte afin de prédire l'effet de la mousse sur des sols sableux traités (Hamidi et al. 2009; Psomas 2001). Psomas (2001) a étudié l'effet de la mousse sur les propriétés au cisaillement d'un sol sablonneux.

Les résultats de ces essais à faible niveau de contrainte sont présentés sur la figure ci-dessous (Figure 19), (Houlsby and Psomas 2001; Psomas 2001). On remarque que la contrainte de cisaillement à la rupture pour le cas de mélange sable-mousse est toujours inférieure à celle du sable seul. Ainsi le mélange sable-mousse présente un angle de frottement plus faible que le sable lui-même. Les auteurs ont expliqué cette diminution par le fait que le mélange sable fin-agent moussant est affecté par la présence des bulles de gaz déformables qui peuvent être considérées comme des particules en contact avec les particules solides sans frottement.

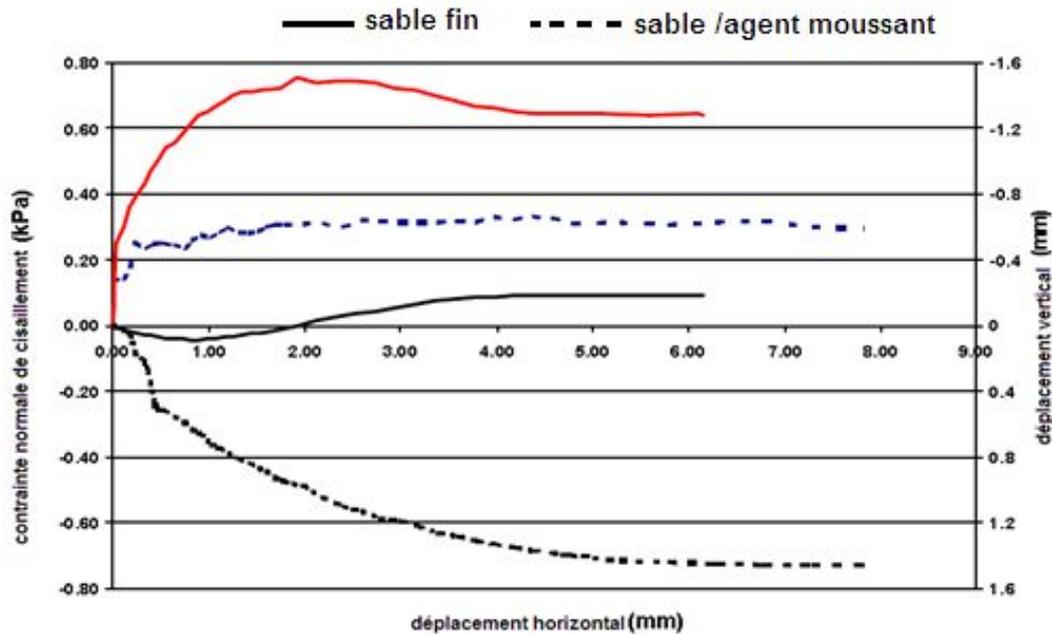


Figure 19 : Essai à la boîte de cisaillement sur un sable fin à faible contrainte (28.3 KPa) (Psomas S. , 2001)

IV.6. Vieillessement de la mousse dans le sol

Sans application d'un chargement mécanique, l'évolution de la mousse dans le sol dépend principalement de deux types de dégradation physique à long et à court terme, et chimique de l'agent tensio-actif. Quelques travaux des littératures ont été intéressés à l'étude de la dégradation de la mousse dans le sol et leurs effets sur l'évolution de la structure du sol traité surtout à long terme (Baderna et al. 2015; Barra Caracciolo et al. 2019; Özarmut and Steeb 2015; Ying 2006).

Plusieurs autres études se sont intéressées à la dégradation de la mousse dans le sol de point de vue biologique et chimique ainsi que son implication sur la santé et sur l'environnement (Ying, 2006 ; Baderna et al. 2015 ; Langmaack et Fai Lee, 2016) ;

IV.6.1. Dégradation physique de la mousse dans le sol

L'effet du milieu poreux sur le vieillissement de la mousse a été peu étudié selon les différents travaux de la littérature. Il s'agit d'effets physiques à court terme du matériau. A notre connaissance, aucun travail ne s'est intéressé à l'étude de l'évolution à court terme d'un mélange sol-mousse et seules Özarmut et Steeb (Özarmut and Steeb, 2015) ont étudié ce phénomène sur un milieu poreux modèle composé de billes de verre. Dans ces travaux, les auteurs ont investigué l'évolution des phénomènes de drainage et coalescence de la mousse dans un lit de particules de verre. Les résultats montrent que ces phénomènes évoluent au cours du temps de la même manière que leurs évolutions dans le cas de la mousse seule. Ces phénomènes de vieillissement qui caractérisent la mousse dans le milieu poreux conduisent à l'augmentation des tailles des bulles de la mousse dans le mélange avant leur écrasement (Figure 20).

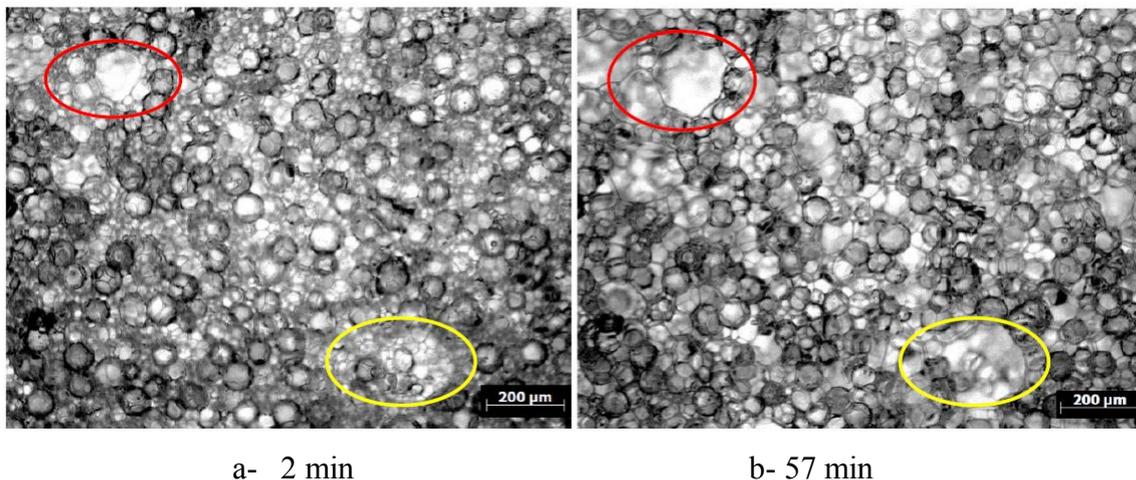


Figure 20 : Microstructure de mélanges billes de verre solides / mousses liquides capturés après 2 min et 57 min (Özarmut and Steeb (2015))

Durant de précédents travaux de notre équipe (Pedraza et al. 2014 ; Pedraza et al, 2015), il a été démontré qu'un sol traité retrouve les mêmes valeurs initiales de certaines propriétés au bout de 28 jours. En effet suite à un traitement, des caractéristiques mécaniques telles que la compressibilité ou l'angle de friction interne, ont une valeur qui augmente. Après 28 jours ces caractéristiques retrouvent leurs valeurs initiales. Par ailleurs, la perméabilité reste affectée par la présence de la mousse même après 28 jours.

IV.6.2. Dégradation chimique de la mousse dans le sol

La plupart des agents moussants commerciaux utilisés par les EPB sont des solutions de tensioactif anionique (Özarmut and Steeb 2015). La possibilité que les déblais issus des

travaux de creusement puissent être considérés comme un sous-produit réutilisable ou un déchet est relié au potentiel de dégradation de ces agents moussants dans le sol. Les tensioactif anionique sont généralement classés comme biodégradable à partir des essais de biodégradation (Baderna et al. 2015; Van Ginkel 1996; Özarmut and Steeb 2015; Ying 2006). Des analyses des tensioactifs par chromatographie en phase liquide (HPLC) ont été utilisés pour étudier la biodégradation des tensioactifs dans le sol (Baderna et al. 2015; Özarmut and Steeb 2015). Des essais de biodégradation réalisés par Özarmut et Steeb (Özarmut and Steeb 2015) montrent que le temps de disparition de ces agents tensioactifs est assez rapide. Les essais réalisés sur un agent tensioactif de type SLES ($C_f=1.5\%$, $FER=9\%$, $FIR=60\%$) utilisé par les EPB sur deux types de sol. Les résultats de ces essais montrent que la concentration de ce dernier dans le sol diminue rapidement au bout de 7 jrs à la moitié de concentration. Au bout de 28 jrs, l'agent tensioactif est complètement dégradé (Figure 21).

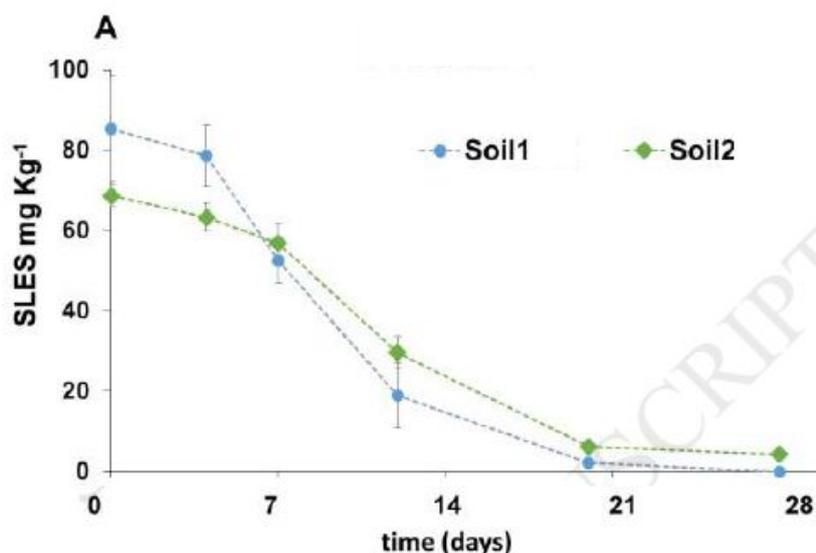


Figure 21 : Evolution de la concentration du tensioactif dans le sol au cours du temps (sol 1 : argile limoneuse, sol 2 argile sablonneuse) (Özarmut and Steeb 2015)

Dans des travaux précédents de notre équipe (Pedraza et al. 2014 ; Pedraza et al, 2015), une étude de biodégradation a été réalisée. Les essais consistent en l'application des tests au spiromètre selon la norme NF EN ISO 9408. Les résultats ont montré que pour les trois échantillons testés (200g de sol non traité, 200 g de sol traité et 100 g de sol de référence contenant des bactéries) deux étapes de cinétiques de dégradations différentes sont obtenues pendant 8 jours (Figure 22). Le changement de la cinétique est autour du 5^{ème} jour après l'injection de la mousse, où elle devient plus importante. Ce changement est dû

principalement aux phénomènes de dégradation physique de la mousse (drainage, coalescence) et leurs évolutions au cours du temps.

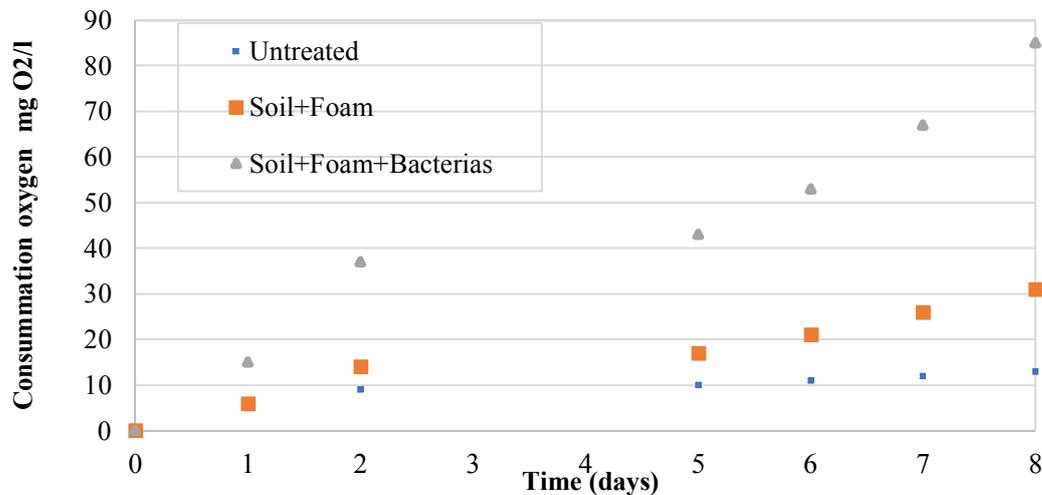


Figure 22: Biodégradation de la mousse au cours du temps dans un échantillon de sol (pourcentage massique 60 % sable +40% argile (Pedraza et al, 2015)

V. Ecoulement de la mousse dans un sol

V.1. Introduction

Le déplacement d'un fluide par un autre fluide non miscible est un sujet d'intérêt majeur, notamment dans le cadre des sites et sols pollués, sol traité par des agents tensioactifs. Dans le cadre de cette thèse, les deux phases air et liquide aqueux, sont deux fluides non miscibles. Donc le déplacement de la mousse suite à l'écoulement de la phase liquide dans le sol peut être considéré dans notre cas comme un écoulement diphasique dans le milieu. Cette partie vise à introduire les différentes notions décrivant les écoulements diphasiques, et exposer les bases pour la compréhension du déplacement de la mousse dans un milieu poreux saturé en eau.

V.2. Interaction fluide-solide : Adsorption

La compréhension des processus impliqués dans la distribution des agents tensioactifs dans le milieu poreux est essentielle pour comprendre leurs comportements dans ces milieux où ils sont injectés. Une fois que le tensioactif est introduit dans le milieu poreux, il subit de nombreux processus tel que la sorption et la dégradation. La sorption est représentée par les échanges entre les phases aqueuse et les phases solides ou les phases gaz et solide. La sorption d'un surfactant sur un sol dépend de nombreux facteurs, notamment ses propriétés physico-

chimiques, sa nature sédimentaire et les paramètres environnementaux. Les informations provenant du processus de sorption d'un agent tensioactif peuvent être utilisées pour estimer la distribution de l'agent tensioactif dans le milieu poreux. La sorption a une influence significative sur la dégradation de l'agent tensioactif.

Il existe plusieurs mécanismes d'adsorption des molécules tensioactives sur les surfaces des milieux poreux : principalement des interactions de van der Waals, les liaisons hydrophobes qui peuvent se créer entre tensioactifs et surface du solide, des interactions acido-basiques, des interactions électrostatiques et la polarisation des électrons π (Del Campo Estrada, 2014).

L'importance de l'adsorption est contrôlée par trois facteurs : (1) la nature des espèces adsorbées, y compris la nature du groupe de tête (anionique, cationique, non ionique, etc.) et celle de l'hydrophobe (longueur et nature de la chaîne, degré de ramification, etc.), (2) la nature de la surface solide sur laquelle le tensioactif est adsorbé (très chargé, non polaires, etc.), et (3) la nature du liquide l'environnement (dans l'eau, le pH, la teneur en électrolytes, la température, les additifs, etc.). Un léger changement de l'un de ces facteurs ou d'autres facteurs peut entraîner un changement important dans les caractéristiques d'adsorption du système (Myers, 2005).

L'adsorption peut être décrite en utilisant des isothermes de sorption. Des modèles d'adsorption ont été proposés à partir de la forme de ces isothermes. D'après Treiner (1996) l'adsorption d'un tensioactif peut être représentée par une isotherme équivalente à celle de Gibbs pour les interfaces Liquide/air, c'est-à-dire que la quantité de tensioactif adsorbée est représentée en fonction du logarithme de la concentration non adsorbée (en équilibre dans la solution).

Deux modèles principaux sont utilisés pour les tensioactifs : isotherme d'adsorption à 4 régions (Somasundaran et Fuerstenau, 1966) et isotherme d'adsorption à 2 étapes (Fan et al, 1997). Ces modèles traitent de l'adsorption de tensioactifs sur des surfaces hydrophiles. Myers (2005) propose une description des mécanismes qui explique les différentes vitesses d'adsorption pour un tensioactif ionique avec une isotherme à 3 régions.

V.3. Etude d'écoulement des mousses en milieux poreux

V.3.1. Etude expérimentale

Les tensioactifs sont classiquement utilisés pour la récupération assistée du pétrole (RAP). Il s'agit d'une des méthodes mises en œuvre pour augmenter la quantité de pétrole brut qui peut être extraite à partir d'un gisement de pétrole. Ils sont utilisés dans certaines techniques de

remédiation des aquifères et sols pollués (Schramm, 2000). La mousse est utilisée dans les sols principalement pour chasser les contaminants tels que les métaux, les matières organiques et les liquides en phase non aqueuse (NAPL) des sols non saturés (Mulligan et Eftekhari 2003 ; Wang et Mulligan 2004; Rothmel et al. 1998 ; Peters et al. 1994, Portois 2018).

Dans le cadre de ces applications, des études de l'écoulement de la mousse dans le milieu poreux ont été réalisées sur des sol sableux (Du et al. 2019; Hematpur et al. 2018). Ces travaux restent limiter au sol sableux à cause des difficultés causées par l'argile au niveau de la génération de la mousse et son écoulement dans le milieu. Del Campo Estrada et al. (2015) ont constaté la difficulté de générer de la mousse dans des milieux peu perméables (une perméabilité de l'ordre de $2,47 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$).

Trois méthodes d'injection de la mousse sont utilisées :

- La pré-génération de mousse : Il s'agit de la méthode utilisée dans les EPB qui consiste à créer la mousse avec un générateur de mousse. Cette dernière est injectée par la suite dans le sol (figure 23).
- La co-injection: Dans ce cas la mousse est générée in-situ par l'injection simultanée d'un gaz (souvent air comprimé) et d'une solution de tensioactif et eau (figure 24). La création de la mousse est alors effectuée à l'entrée d'un creusement (ou d'un puits) dans le sol.
- Le Surfactant Alternating Gas (SAG) : il s'agit ici d'injecter d'une manière alternée le gaz et la solution de tensioactif. La mousse se crée ainsi dans le milieu poreux.

Les fluides à la sortie des dispositifs expérimentaux sont souvent collectés en cours du temps et analysés.

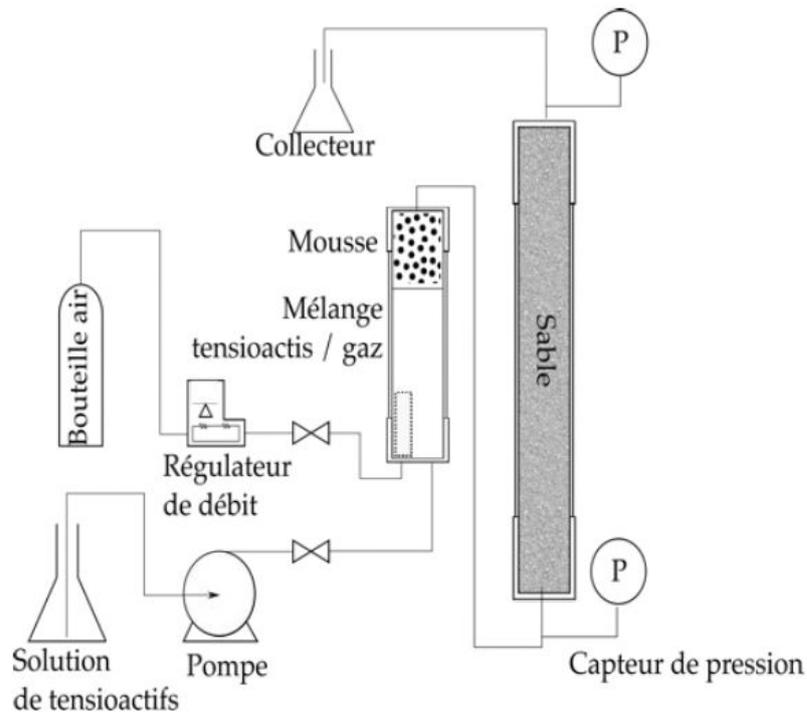


Figure 23 : Montage de génération de la mousse avant son injection dans un échantillon de sol (Portois, 2018)

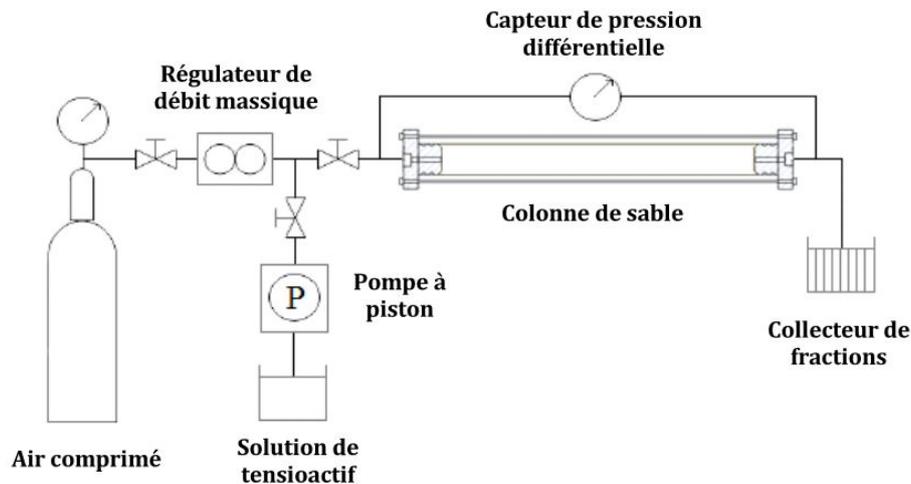


Figure 24 : Méthodologie expérimentale d'injection de la mousse dans un milieu poreux (Estefanía and Estrada, 2014)

Des études réalisées sur des colonnes de sol montrent l'augmentation de la pression interstitielle et la diminution du degré de saturation dans le sol au cours de l'écoulement de la mousse dans une colonne de sol. Cet écoulement est accompagné par une modification des propriétés des bulles de la mousse, en effet ces bulles se déforment pour traverser et intégrer les pores du milieu. Une modification des caractéristiques de la mousse en termes de taille et

densité des bulles de la mousse dans le milieu poreux. La Figure 25 montre l'évolution de la perte de charge dans une colonne de longueur L et le volume de liquide récupéré à la sortie de la colonne en fonction du temps (ou du volume des pores VP) et sous effet de l'écoulement d'une mousse générée à partir du tensioactif (Triton® X-100) (Del Campo Estrada, 2014).

Kovscek et Bertin (2003) ont établi l'effet de transport de la mousse dans un milieu poreux sur un gradient de pressions en appliquant la loi de Darcy par la formule suivante :

- Ecoulement d'eau :
$$\Delta P_{eau} = \frac{8\mu L\vartheta}{r_p^2} \quad Eq.10$$

- Ecoulement de la mousse :
$$\Delta P_{mousse} = \frac{8\left(\frac{\alpha n_f}{5}\right)L\vartheta}{\vartheta^3 \frac{r_p^2}{f}} \quad Eq.11$$

avec μ est la viscosité de l'eau (P.s), L longueur de l'échantillon (m) et r_p rayon moyen des pores (m) et ϑ vitesse d'écoulement (m3/s), n_f est la densité de lamelles de la mousse mobiles par unité de volume (m-3), α constante de proportionnalité

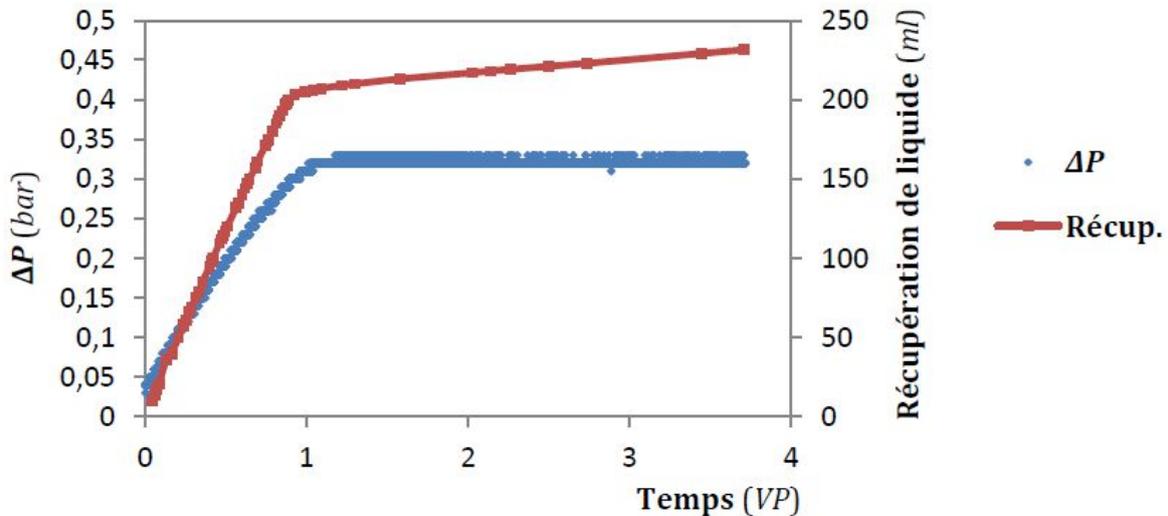


Figure 25 : Perte de pression entre l'entrée et la sortie de la colonne et le volume du liquide récupéré en fonction du volume des pores V_p (Del Campo Estrada, 2014)

V.3.2. Modélisation de l'injection de la mousse en milieu poreux

Plusieurs travaux de recherche se sont intéressés à la modélisation des écoulements des mousses en milieux poreux souvent en présence d'une phase PLNA ou en présence de polluants pour les deux applications les plus importantes citées précédemment (Kovscek et al. 1995 ; Ma et al. 2013 ; Del Campo Estrada, 2014 ; Davarzani et al.2015, Zhang et al.). Il existe

trois approches pour modéliser les écoulements de la mousse en milieu poreux : l'approche empirique, la semi-empirique et celle dite mécanistique. Dans le cas de l'approche mécanistique, il est difficile d'obtenir des paramètres fiables. Dans le cas des modèles empiriques et semi-empiriques il existe des limitations pour décrire la rhéologie et la mobilité des mousses (Zhang et al., 2009). Les modèles mécanistiques se basent sur les théories des écoulements des fluides en milieux poreux avec la prise en compte des échanges possibles entre les phases présentes.

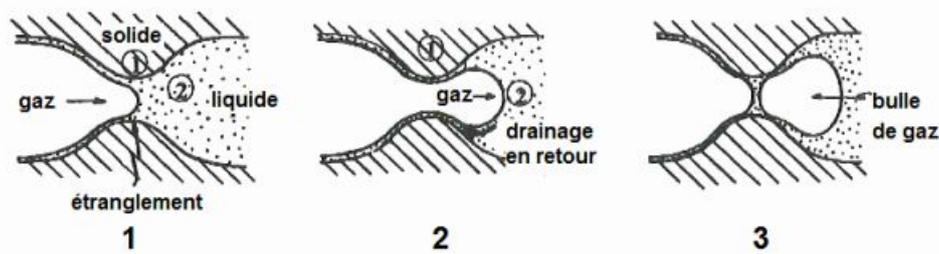
Pendant son mouvement la dynamique de la mousse comporte la destruction, la formation et le piégeage de la mousse.

L'adsorption des tensioactifs ioniques sur chaque surface liquide/gaz du film fait apparaître des forces de répulsion excessives. A de petites épaisseurs de film, les forces saillies et/ou d'hydratation provoquent une répulsion très forte. De plus, les forces attractives de van der Waals ont tendance à déstabiliser le film. Ces trois forces combinées forment la pression disjointe P_d qui est fonction de l'épaisseur du film. Il existe une valeur P_d^{rup} , qui correspond à la possibilité de rupture du film (Khristov et al., 1981).

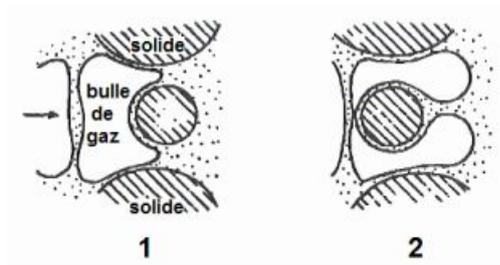
Le premier mécanisme de la destruction de la mousse dans le milieu poreux est dû à la succion capillaire P_c (Kovscek and Radke, 1994). Quand le P_c atteint P_d^{rup} , elle est appelée la pression capillaire critique pour la rupture, P_c^* . Comme la pression capillaire est liée à la saturation en eau dans le milieu, la saturation en eau correspondant à P_c^* est noté S_w^* .

Il existe trois importants mécanismes au niveau de pore de génération de lamelle : «snap-off», lamella-division et leave-behind.

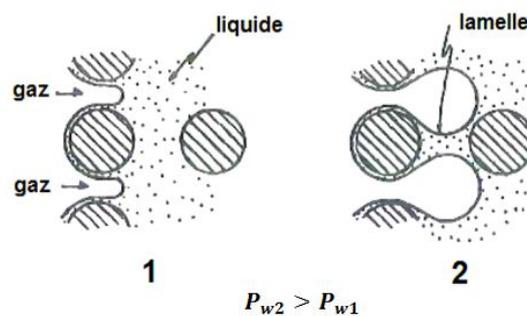
Le mécanisme Snap-off, quand le gaz traverse le seuil du milieu poreux, la courbure de l'interface augmente. Selon la loi de Laplace, la pression capillaire augmente jusqu'à une valeur fixe. Dans le milieu poreux, la courbure diminue ainsi que la pression capillaire. Comme la pression de gaz est constante, la pression dans le liquide est plus forte dans le pore que dans le seuil. Cette différence provoque un gradient qui fait que le liquide se déplace vers l'étranglement et quand le gradient est suffisant, une lamelle se forme (Figure 26 .a). Le mécanisme de lamella- division est lié au mécanisme précédent. Ce mécanisme consiste en la division d'une bulle en deux lorsqu'elle arrive à un embranchement (Figure 26.b). Le mécanisme Leave behind lié au drainage, où les deux ménisques se rencontrent et forment une lamelle en direction parallèle au sens de l'écoulement (Figure 26.c).



a. Etapes du mécanisme Snap-off



b. Etapes du mécanisme division de lamelle



c. Etapes du mécanisme leave behind

Figure 26 : Mécanisme d'écoulement de la mousse dans le milieu poreux (Ransohoff et Radke, 1988)

La saturation en mousse est fonction du gradient de pression, la pression capillaire, la saturation en phase aqueuse, la géométrie du pore et les conditions d'injection de la mousse. Ce phénomène consiste dans l'immobilisation d'une fraction de la phase gaz dans des pores. Ce mécanisme qui impacte fortement la mobilité de la mousse, est souvent décrit par une réduction de la perméabilité relative du gaz.

Ainsi le défi majeur pour la modélisation mécaniste est le suivi les changements de la texture de la mousse. Ces changements sont le résultat de mécanismes dynamiques de génération et de coalescence (ou de destruction) de lamelles in situ qui, à leur tour, entraînent des changements dans la mobilité des gaz et le gradient de pression. Le concept de suivi de la population de bulles a été utilisé dans de nombreuses méthodes de simulation de l'écoulement

de la mousse. Ces modèles sont connus sous le nom de modèle de lamelles ou « balance models ».

V.4.. Modèles physiques multiphasiques d'écoulement

V.4.1. Hydrodynamique des écoulements en milieu poreux

La loi de Darcy (Darcy, 1854) permet de modéliser l'écoulement de l'eau à travers un lit de sable. Elle exprime le débit d'un fluide non compressible s'écoulant à travers un milieu poreux de longueur L (Eq.12).

$$Q = AK \frac{dH}{dL} \quad \text{Eq. 12}$$

avec Q [$\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$] est le débit du fluide, A [m^2] est la section d'écoulement, K [$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$] la conductivité hydraulique et dH/dL [$\text{m} \cdot \text{m}^{-1}$] est le gradient hydraulique.

La conductivité hydraulique est liée à la perméabilité intrinsèque \bar{K} [m^2] selon l'équation 13.

$$K = \frac{\bar{K} \rho g}{\mu} \quad \text{Eq. 13}$$

Avec ρ [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$] la masse volumique du fluide ; g [$\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$] est l'accélération de la pesanteur et μ [$\text{Pa} \cdot \text{s}$] est la viscosité dynamique du fluide.

La loi de Darcy peut ainsi être exprimée de la manière suivante

$$Q = \frac{\bar{K}}{\mu} (\nabla P + \rho g \nabla z) \quad \text{Eq.14}$$

avec ∇P le gradient de la pression de la phase fluide, et z la direction de l'écoulement.

La vitesse de Darcy U [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$] est définie par le rapport du débit sur la section de l'écoulement (Eq. 15).

$$U = \frac{Q}{A} \quad \text{Eq.15}$$

L'existence de plusieurs fluides non miscibles dans le milieu poreux, capables ou non de se déplacer, impose des modifications dans les équations classiques de modélisation de l'écoulement monophasique. En condition d'écoulement multiphasique, l'écoulement de la phase α dépend aussi de sa teneur en phases occupantes. Ainsi, un terme correctif apparaît dans l'équation classique de Darcy : la perméabilité relative $k_{r\alpha}(\theta_\alpha)$ qui dépend de la teneur en eau. Il s'agit de la loi de Darcy généralisée (Eq. 16).

$$Q_\alpha = \frac{\overline{K} k_{r\alpha}(\theta_\alpha)}{\mu_\alpha} (\nabla P_\alpha + \rho_\alpha g \nabla z) \quad \text{Eq.16}$$

avec ∇P_α le gradient de la pression de la phase α , μ_α la viscosité dynamique de la phase α , et ρ_α la masse volumique de la phase α .

Le rapport de la vitesse de Darcy sur la teneur volumique en phase fluide α : θ_α , dans l'hypothèse où toute la phase présente dans les pores se déplace, est appelé la vitesse de pore ou vitesse interstitielle \vec{U}_α [m.s⁻¹] (Eq. 17).

$$\vec{U}_\alpha = \frac{Q_\alpha}{\theta_\alpha} = \frac{Q_\alpha}{\phi S_\alpha} \quad \text{Eq. 17}$$

Dans cette équation ϕ [-] est la porosité, et S_α est la saturation en phase α . S_α est définie par le rapport de volume de la phase α par le volume de pores.

V.4.2. Le système diphasique (phase aqueuse et phase gazeuse)

V.4.2.1. La saturation dans un milieu diphasique

Dans le cas d'un écoulement diphasique, le milieu est saturé par deux fluides non miscibles. La saturation en phase α dans un milieu poreux. Les propriétés capillaires contrôlent la saturation des fluides immiscibles. Les modèles de pressions capillaires donnent les relations mathématiques entre les saturations et les pressions capillaires. Le modèle de van Genuchten-Mualem (van Genuchten,1980) est utilisé pour lier la perméabilité relative à la pression capillaire pour chaque phase dans le système diphasique. La pression capillaire est : $P_{cgw} = P_g - P_w$ et la saturation effective en phase aqueuse est exprimée par :

$$\bar{S}_w(P_{cgw}) = \frac{S_w - S_{wr}}{1 - S_{wr}} = \begin{cases} \left[1 + (\alpha_{vg} P_{cgw})^{n_{vg}} \right]^{m_{vg}} & ; P_{cgw} > 0 \\ 1 & ; P_{cgw} \leq 0 \end{cases} \quad \text{Eq.18}$$

$$S_g = 1 - S_w$$

où n_{vg} , m_{vg} [-] et α_{vg} [-] sont les paramètres du modèle de van Genuchten, \bar{S}_w [-] la saturation effective en phase aqueuse et S_{wr} [-] est le degré de saturation résiduelle en phase α .

La perméabilité relative pour les deux phases est exprimée par :

$$\begin{aligned} k_{rw}(\bar{S}_w) &= \bar{S}_w^{0,5} \left[1 - (1 - \bar{S}_w^{1/m_{vg}})^{m_{vg}} \right]^2 \\ k_{rg}(\bar{S}_w) &= (1 - \bar{S}_w)^{0,5} \left[1 - \bar{S}_w^{1/m_{vg}} \right]^{2m_{vg}} \end{aligned} \quad \text{Eq.19}$$

V.4.2.2. Présence de la mousse dans le milieu poreux

La plupart des modèles d'écoulement de la mousse sont basés sur le concept de la pression capillaire limite P_c^* (Farajzadeh et al., 2015; Khatib et al., 1988). Le principe se base sur le fait que la mousse n'affecte pas la relation entre la perméabilité à l'eau en conditions non saturées et en saturées, comme c'était évoqué par plusieurs auteurs (Bernard et al., 1965 ; Huh et al., 1989; Eftekhari et Farajzadeh, 2017 ; Portois, 2018). Ce qui signifie que les perméabilités relatives à l'eau en absence et en présence de la mousse sont égales pour une saturation en eau donnée. Ceci est dû que l'effet de la mousse sur la mobilité de l'eau est réalisé indirectement par la diminution de sa saturation dans le milieu.

La pression capillaire P_c est une fonction de la saturation en liquide. Elle contrôle la texture de la mousse : l'augmentation des P_c diminue la stabilité des lamelles. La valeur de la pression capillaire limite P_c^* correspond à la transition entre mousse forte (strong foam) et la disparition de la mousse (weak foam) (Khatib et al., 1988). En effet, durant un écoulement de la mousse, la pression capillaire ne peut dépasser P_c^* ce qui signifie que la saturation du liquide est supérieure à S_w^* qui dépend elle de la perméabilité du milieu (Figure 27). Si on augmente la proportion du gaz qui s'écoule, la saturation de liquide diminue jusqu'à atteindre S_w^* . Ainsi, le taux de coalescence augmente et les bulles grossissent (Khatib et al., 1988).

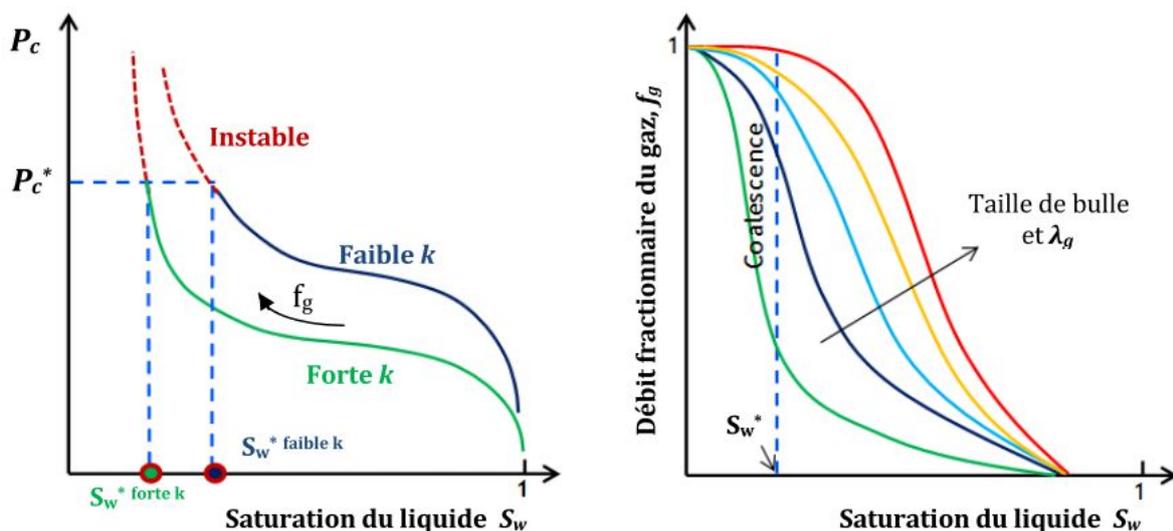


Figure 27 : Courbe de pression capillaire en fonction de la saturation de la phase mouillante et courbe de débit fractionnaire pour des écoulements de la mousse (Del Campo Estrada, 2014, adapté de Khatib et al., 1988).

Dans leurs travaux Khatib et al. (1988) ont établi la relation entre la pression capillaire limite et la perméabilité du milieu (Figure 28.a). Dans leurs conditions d'expériences, la valeur de la

pression d'air est plus importante que celle pour un milieu de faible perméabilité ($k < 7,9 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$). Dans ce cas la mousse est instable, l'écoulement est à la fois sous forme de liquide et de gaz. Khatib et al. (1988) montrent que la présence de gaz piégé dans des bulles de tensioactif diminue la mobilité des gaz dans un milieu de faible perméabilité (Figure 28.b).

Considérons ces aspects, plusieurs travaux ont établie des équations de la perméabilité relative des phases gaz et liquide en présence de la mousse, tels que les travaux de Rosman et Kam, (2009) et Ma et al. (2013).

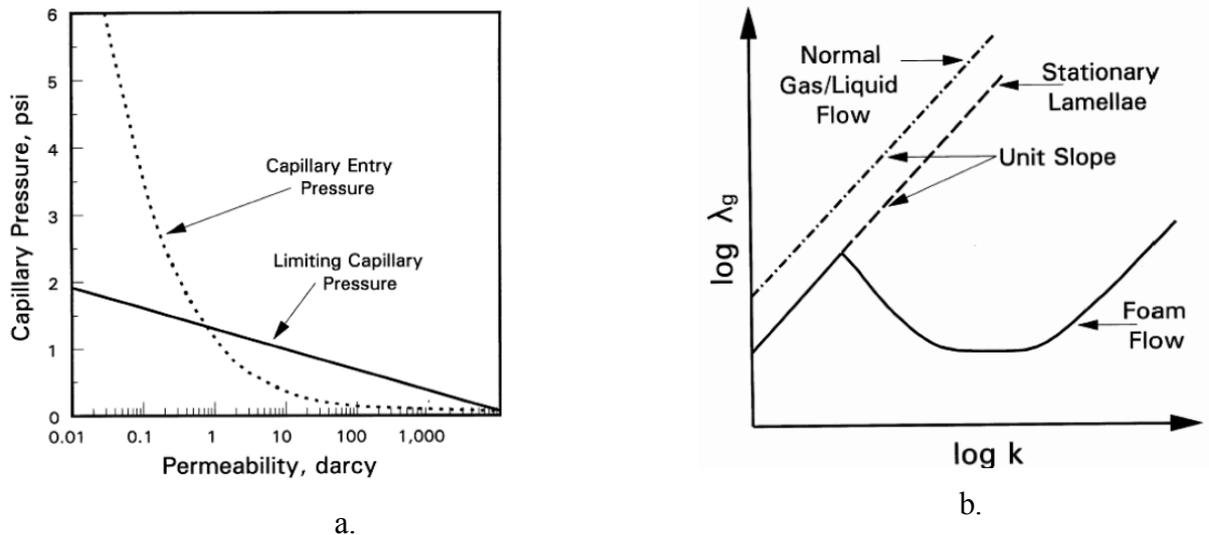


Figure 28 (a) Variation de la pression capillaire d'entrée d'air et la pression capillaire limite P_c en fonction de la perméabilité k du milieu et (b) Variation de la mobilité du gaz λ_g en fonction de la perméabilité k du milieu poreux (Khatib et al., 1988).

V.5. Ecoulement de la mousse dans un milieu poreux

Les modèles appliqués pour l'étude de l'écoulement de la mousse dans un milieu poreux se basent souvent sur les modèles d'écoulement des fluides en milieu poreux (Zhang et al. 2009).

V.5.1. Modèle de bilan de masse sur la population de bulles

La résistance à l'écoulement des bulles qui forment les mousses liquides dans un milieu poreux conduit à la réduction de la mobilité de la mousse dans le milieu en provoquant des surpressions interstitielles lors de l'écoulement. Une des approches est de modéliser la mobilité des gaz à partir de concentration en nombre de bulles dans le milieu poreux. Par la suite et grâce à l'équilibre qui suit l'évolution de la concentration, il est possible de lier les bulles à la mobilité des gaz. Dans ce modèle, la mousse est considérée en tant que composant non-réactif. Les travaux de Kovsky et al. (1995) et de Kovsky et al. (1997) ont développé un

modèle mécaniste sur la base d'une approche de bilan de matière. L'écoulement de la mousse est intégré dans une équation de bilan de masse dans un milieu continu. En plus des bilans de masse pour l'eau, surfactant, et le gaz, un équilibre transitoire sur la taille moyenne des bulles est ajouté en une seule dimension (Eq. 20).

$$\frac{\partial}{\partial t} [\emptyset (S_f n_f + S_t n_t)] + \frac{\partial}{\partial x} (u_f n_f) = \emptyset S_g [k_1 \vartheta_w \vartheta_f^{1/3} - k_{-1} \vartheta_f n_f] + Q_b \quad \text{Eq.20}$$

avec \emptyset [-] la porosité, n_f [M.L⁻³] la concentration des bulles, ϑ [m/s] vitesse moyenne, k_1 [-] facteur de génération de la mousse, k_{-1} [-] facteur de coalescence, Q_b [-] est un terme source, l'indice f réfère à la mousse qui coule et t la mousse piégée dans le milieu g à la phase gazeuse et w à la phase aqueuse. Cette équation est applicable dans le cas de l'écoulement de la mousse liquide dans un milieu poreux. Elle dépend du facteur de génération de la mousse liquide qui dépend lui-même des tailles des pores dans l'échantillon (Hilgenfeldt et al., 2001)

Le terme de gauche correspond au terme d'accumulation, le terme de droite correspond au transport convectif, à l'évolution de la population des bulles par différence entre génération et coalescence et à un terme source/puits Q_b .

Les taux de génération et de destruction des lamelles exprimé ici en $r_g = k_1 \vartheta_w \vartheta_f^{1/3}$ et $r_c = k_{-1} \vartheta_f n_f$ respectivement, peuvent être définis selon plusieurs autres théories développées dans la littérature (Zhang et al., 2009).

D'après Apaydin et Kovscek, (2000), ce modèle a bien reproduit le comportement expérimental de la mousse à des concentrations de tensioactif autour de 1% en masse. Cependant, cette approche n'a pas été testée pour différentes concentrations de tensioactifs.

V.5.2. Théorie de filtration des bulles de mousse

Le modèle de filtration pour des bulles de mousse est aussi couramment utilisé pour les mousses de faible taille. Vu la faible taille des bulles équivalente à celle des colloïdes, Wan et al. (2001) ont modélisé le transport de mousse en milieux poreux en se basant sur la théorie de filtration appliquée aux colloïdes (en 1D).

$$R \frac{\partial n_f}{\partial t} = D \frac{\partial^2 n_f}{\partial x^2} + v_w \frac{\partial n_f}{\partial x} - k_a n_f \quad \text{Eq.21}$$

Avec n_f [m^{-3}] est la densité des bulles (concentration des microbulles), R est le facteur de retard pour un équilibre local de sorption, D [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$] est le coefficient de dispersion ($D = \alpha_L v_w$, ou α_L est la dispersivité longitudinale) et k_a [s^{-1}] est coefficient cinétique d'attachement de premier ordre.

VI. Synthèse bibliographique et présentation des orientations adoptées pour cette recherche

L'application de la mousse pour le traitement des sols à excaver par les EPB est un moyen efficace pour résoudre des problèmes multiples qui peuvent survenir le moment de creusement. Ce traitement affecte en premier lieu la structure du sol traité et la production d'une boue sous forme d'un mélange sol-mousse. L'état et les caractéristiques physiques de ce mélange dépendent de la granulométrie du sol traité. La mousse affecte la structure physique du sol par le changement de la porosité « classique » existante dans la plupart du sol de la nature à une porosité fermée formée par des bulles de gaz discrètes. Ce paramètre conduit lui-même au changement des propriétés physiques, hydromécaniques et hydrodynamique du mélange sol-mousse. Des études de la microstructure du mélange sol-mousse confirment le caractère dispersif des molécules de l'agent moussant qui permettent d'atténuer le caractère collant des argiles grâce à la cohésion importante. Les essais hydromécaniques montrent la diminution de la perméabilité, de l'angle de frottement et l'augmentation de la compressibilité du sol sous l'effet du traitement par les agents moussants. D'autre part, les propriétés hydrodynamiques du mélange du sol traité sont affectées par le drainage multiphasique de la mousse dans le milieu poreux. Ce phénomène est observé surtout dans le cas du sol sableux où la mousse peut occuper les pores dans le milieu. La plupart des études de la bibliographie étudiant le cas du sol traité se sont focalisées principalement sur l'efficacité de la méthode de traitement sur les propriétés hydromécanique afin d'améliorer le creusement et l'excavation des sédiments du tunnel (Galli and Thewes 2010; Houlsby and Psomas 2001; Vinai et al. 2007) . Cependant le comportement de vieillissement de la mousse n'a pas été pris en considération pour interpréter l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique du sol traité. Cet effet de vieillissement est bien développé dans la littérature à travers des études sur la mousse seul généralement (Wu et al. 2019, 2018). Des questions se posent alors :

- Comment ce phénomène de vieillissement peut se traduire dans le cas du sol traité soumis à des effets de chargement et comment la structure de sol est affectée ?

- Comment la mousse se présente dans un sol argileux et comment le concept des contraintes effectives dans du sol traité par la mousse peut être formulé ?

La compréhension de ces effets permet d'une part de prédire l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique à court terme, au cours de la procédure d'excavation, le rôle qu'elle peut jouer dans la stabilisation de la tête de coupe dans la chambre d'abattage. D'autre part la dégradation à long terme de la mousse au cours du temps permet de prédire les utilisations du sol excavé dans d'autres applications du génie civil vu que la quantité de sol produite au cours de l'excavation est importante.

Le comportement hydrodynamique de la mousse dans le cas du sol sableux a été aussi investigué dans le cadre de notre étude dans l'objectif de comprendre l'évolution de drainage de la mousse et leurs effets sur l'excès de la pression interstitielle.

La méthodologie de recherche adoptée dans ce travail est résumée dans la figure suivante (Figure 29).

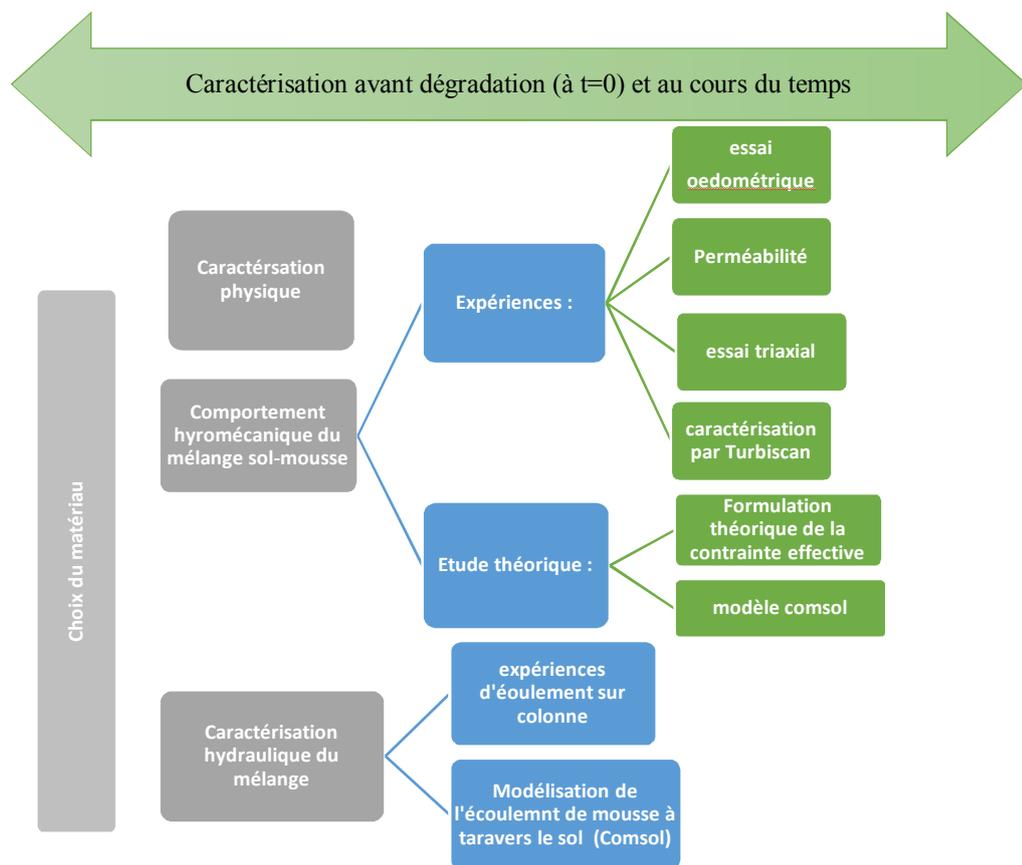


Figure 29 : Méthodologie de travail adaptée dans cette étude

Partie 2 : Etude expérimentale

Chapitre 1: Choix du sol modèle et caractérisation du milieu sol-mousse

I. Introduction

Comme c'était signalé dans la partie précédente, plusieurs paramètres interviennent dans la caractérisation hydromécanique des sols traités : le type de sol, le type de surfactant, et les paramètres de traitement...

Malgré les réponses apportées dans des travaux récents (Mori et al. 2015; Wu et al. 2019, 2018), recensés dans le chapitre « Etat de l'art » en lien avec le comportement hydromécanique du sol traité par des agents tensioactifs, de nombreuses interrogations scientifiques subsistent. De nouvelles études sont nécessaires, afin de mieux investiguer l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique et hydrodynamique du sol traité. Dans notre étude, une attention particulière a été portée à l'identification des paramètres influençant l'évolution de la mousse dans le sol ainsi qu'à ses effets sur l'évolution des propriétés hydromécaniques du mélange.

Dans ce chapitre, on présente les différents matériaux choisis pour mener la campagne d'essais expérimentaux. Les paramètres de traitement des différents types de sol choisis et leurs effets sur la structure du sol traité sont aussi discutés. De même, on présente les approches expérimentales adoptées dans le cadre de notre travail pour mieux comprendre l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique et hydrodynamique.

II. Caractérisation des matériaux utilisés

II.1. Choix du sol

L'étude sur un sol réel provenant de site d'extraction peut révéler des interactions probables de plusieurs phénomènes qui seront à l'origine de la complexité de l'étude paramétrique que nous visons d'engager. Pour remédier à l'interférence à la fois de plusieurs paramètres, un sol reconstitué avec un mélange sable-Kaolin a été choisi.

Le sable d'Hostun (HN31) est issu des carrières de l'usine SIKA implantée à Hostun (Drome). Il est couramment utilisé en France et au niveau international comme matériau modèle dans le domaine de la mécanique des sols (COMBE, 1998). Ce sable est essentiellement composé de Silice et de Quartz. Les caractéristiques fondamentales de ce matériau sont présentées dans le Tableau 5.

Tableau 5 : Caractéristiques physiques du sable d'Hostun (SEBELCO)

Densité spécifique (kg/cm³)	2,65
pH	7,5
Densité apparente du sable sec (kg/cm³)	1,5
Coefficient d'uniformité Cu	1,39

Le choix du Kaolin comme argile revient au fait qu'il représente une partie importante des sols rencontrés dans le terrain en France et au fait qu'il a un très faible potentiel d'activité. Son diamètre moyen d_{50} est de 2 μm .

La Kaolinite est fournie par la société DOUSSELIN. Ce type d'argile est couramment utilisé dans les laboratoires pour les raisons suivantes :

- elle représente une grande partie des sols rencontrés dans la nature
- elle est disponible commercialement
- elle présente une perméabilité relativement élevée
- elle est caractérisée par une structure relativement stable avec l'absence de retrait et de gonflement

Les caractéristiques physiques du Kaolinite Polwhite KL sont exposées dans le Tableau 6.

Tableau 6 : Caractéristiques physiques de la Kaolinite Polwhite

Limite de liquidité W_L (%)	55
Limite de plasticité W_p (%)	30
Densité sèche (g/cm ³)	1,45
Teneur en eau optimale (%)	29
Masse volumique spécifique des grains solides (g/cm ³)	2,65
Pourcentage des particules de diamètre inférieur à 0.002mm (%)	62
Capacité d'absorption du bleu de méthylène	1,75

Différents mélanges de sable et du Kaolin ont été utilisés dans le cadre de notre étude afin d'examiner le rôle du type de sol par la variation du taux de mélange en sable ou/ et en Kaolin. Le sol est donc constitué à partir de plusieurs fractions massiques. Le cas de 40 % de kaolin et 60 % de sable représente le sol le plus étudié dans cette recherche, dont le choix est

motivé par à la fois le facteur «workability» et la faisabilité des essais à explorer. Ce choix de sol nécessite déjà, systématiquement un traitement par des lubrifiants. Ce type de sol a été sélectionné pour mener toute la campagne d'essais hydromécaniques (essais de perméabilité, essais au triaxial, essais œdométriques et enfin des essais en colonne).

D'autres mélanges des sols constitués de 0%, 20% et 30 % de Kaolin ont été utilisés dans l'objectif cette fois de comprendre l'effet de la granulométrie sur le vieillissement de la mousse dans le sol.

Devant les difficultés rencontrées pour mener des essais d'écoulement de la mousse dans un sol argileux, des essais de colonne avec injection de la mousse ont été effectués qu'avec le sol sableux défini précédemment. Le Tableau 7 résume les expériences réalisées pour chaque type de sol.

Tableau 7: compositions des sols modèles reconstitués

Tests	Appellation du sol	Composition du mélange	
		Sable (% massique)	Argile (% massique)
Essais hydromécaniques (triaxial, œdomètre et de perméabilité, ...etc).	Sol 4	60	40
Drainage gravitaire du liquide dans le mélange sol-mousse	Sol 4	60	40
Expérience d'écoulement de la mousse dans une colonne de sol	Sol 1	100	0
	Sol 1 bis	90	10
	Sol 2	80	20
Vieillissement de la mousse dans le sol (Essai au Turbiscan)	Sol 1	100	0
	Sol 2	80	20
	Sol 3	70	30
	Sol 4	60	40

Les essais granulométriques (par tamisage et par sédimentation) sont réalisés selon les normes : NF P94-056 pour le sable et NF P94-057 pour la Kaolinite. La granulométrie est caractérisée par une courbe très serrée du sable ($0,1 < D < 1\text{mm}$) et une forte proportion des particules de taille inférieure à $2\ \mu\text{m}$, de la Kaolinite (62%). On obtient donc, des mélanges presque dépourvus de la fraction $[0,001- 0,1\text{mm}]$ avec des courbes en escalier Les courbes granulométriques des différents sols sélectionnés sont présentées dans la Figure 30.

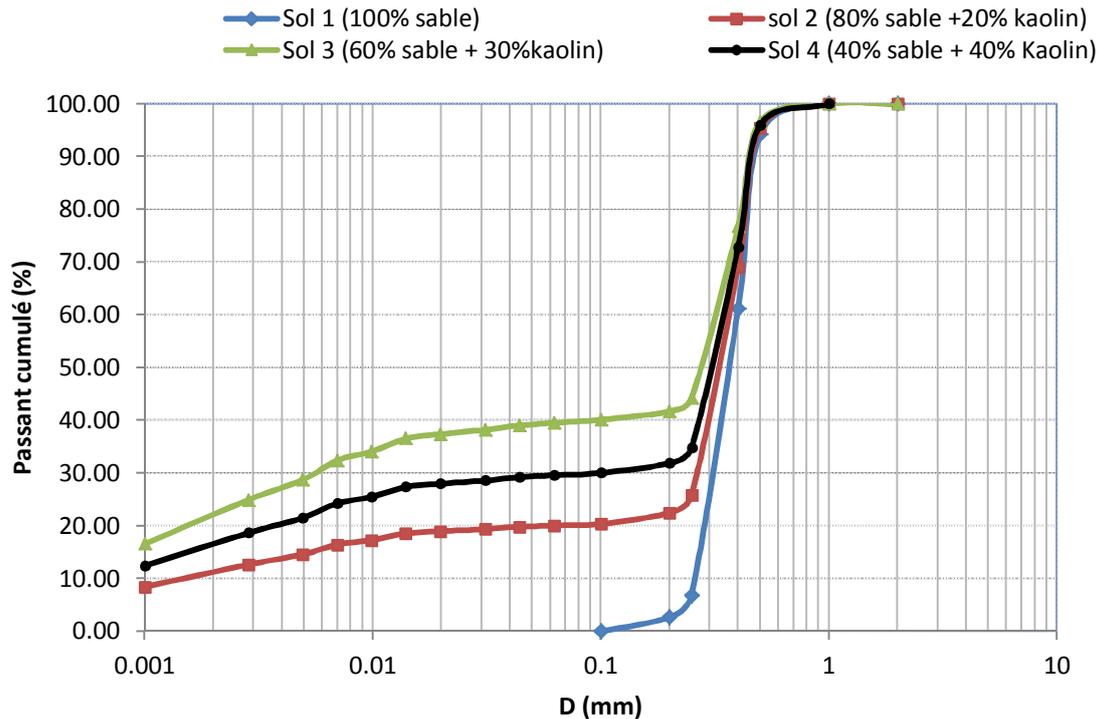


Figure 30 . Courbes granulométriques des différents mélanges de sols (GSD)

Le Tableau 8 résume les propriétés physiques et les différentes caractéristiques des courbes granulométriques des sols utilisés dans le cadre de notre étude.

Tableau 8: Caractéristiques physiques des différents sols utilisés

	sol 1	sol 2	sol 3	sol 4
Sable (%)	100	80	70	60
Kaolin (%)	0	20	30	40
Coefficient d'uniformité du GSD	1,48	250	233	210
Coefficient de courbure du GSD	0,53	173	0,58	0,01
Poids volumique (kN/m ³)	25,8	26,2	26,5	26,7
Indice de plasticité (%)	-	2,5	5,2	7,1
VBS	0,07	0,5	1,5	1,55
Perméabilité (m/s)	$5,4 \cdot 10^{-4}$	$8,7 \cdot 10^{-7}$	$2,9 \cdot 10^{-8}$	$3,3 \cdot 10^{-9}$
Teneur en eau à l'optimum Proctor (%)	8,7	10,8	12,2	15,5
Classification GTR	D2	B5	B6	A1

II.2. Observations microscopiques au MEB

Les observations au microscope à balayage électronique (MEB) permettent d'analyser la texture du sol. Ces observations sont réalisées sur des échantillons secs du mélange sable

HN31 et 40% de Kaolin. Les deux matériaux (sable + Kaolin) sont mélangés à une teneur en eau de 12%, puis mis à étuve pendant 24 heures afin d'assurer l'homogénéisation entre les grains du sable et les particules de Kaolin. Ces observations ont pour but de visualiser l'organisation des feuillets d'argile dans le mélange et leurs répartitions entre les particules de sable. La Figure 31 montre des observations microscopiques à différentes échelles. Les grains de sable recouvrent les particules du Kaolin qui ne s'agglomèrent pas en paquets localisés.

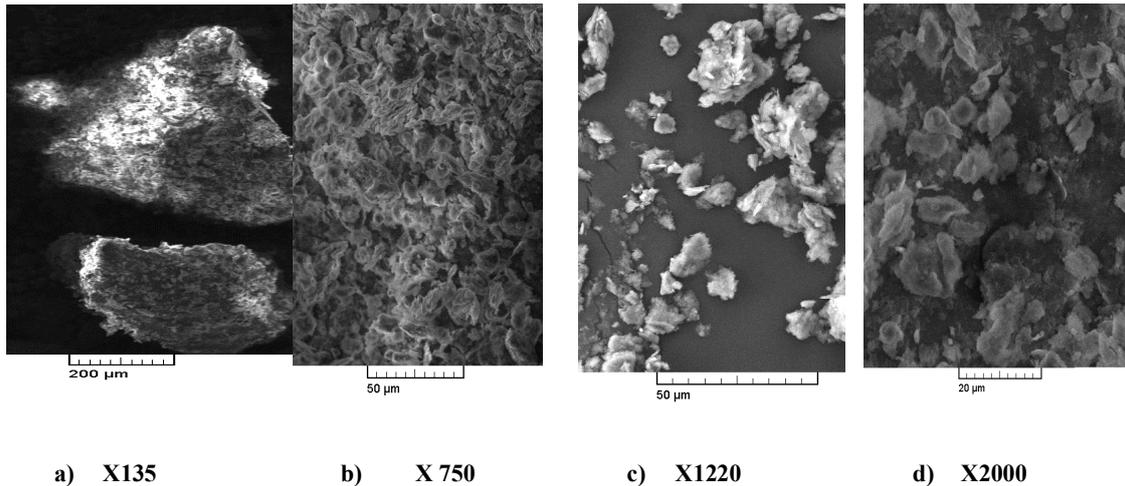


Figure 31 : Observation au microscope électronique

Le sol 4 est caractérisé par une densité spécifique du Kaolin plus importante, comparée à celle du sable. D'autre côté, la taille des particules de Kaolin est cent fois plus petite que la taille moyenne des grains de sable. Grâce à cette caractéristique, les particules de Kaolin sont plus distribuées en pourcentage volumique dans le mélange et la densité globale des matériaux tend vers celle du Kaolin (Figure 32.b).

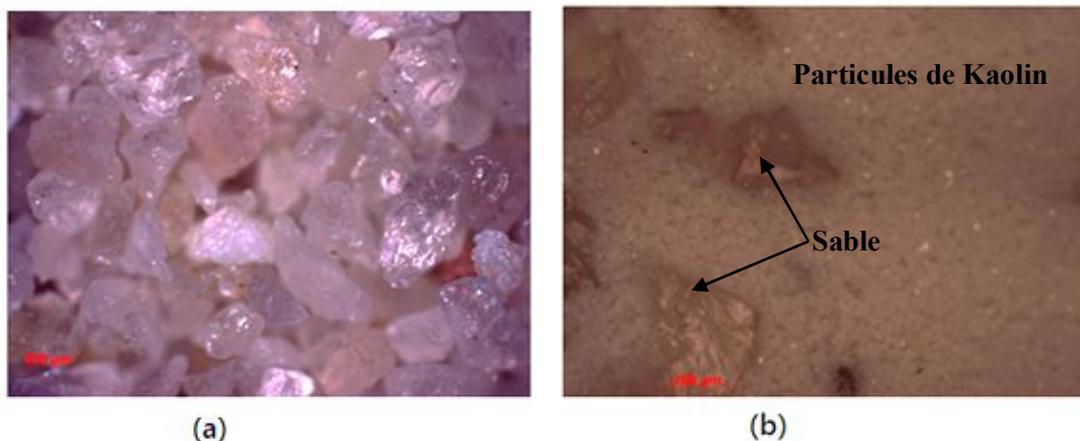


Figure 32 : Observations au microscope optique (a) Sable sec (zoom X5), (b) Mélange sable-Kaolin: 40% Kaolin+ 60% sable (Zoom X10)

II.3. Teneur en eau optimale du sol

La teneur en eau optimale du sol est déterminée à partir de l'essai Proctor, réalisé selon la norme NF P 94 093. Cet essai a pour but de déterminer la teneur en eau optimale et le poids volumique maximal du sol sec (γ_d^{max}). L'essai a été réalisé sur les différents mélanges de sol utilisés. Il servira pour fixer la condition initiale en teneur en eau pour la préparation du mélange sol-mousse.

La Figure 33 représente la variation de la teneur en eau Proctor en fonction du pourcentage massique du Kaolin. Une augmentation attendue de la teneur en eau optimale en fonction de la quantité de Kaolin utilisée dans le mélange est obtenue.

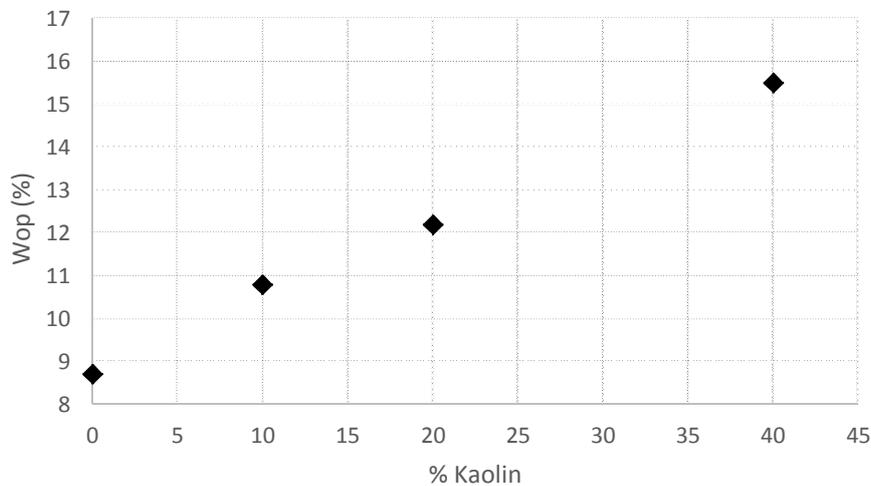


Figure 33 : Teneur en eau optimale en fonction du pourcentage du Kaolin

Les propriétés de traitement du sol sont principalement définies par la fixation du pourcentage *FIR* et sont liées à la teneur en eau initiale du sol à traiter. Dans l'objectif de fixer comme teneur en eau « caractéristique » pour chaque type de sol, Sa teneur en eau à l'optimum Proctor (OMC) a été choisie comme teneur en eau de référence. Par conséquent, les différents sols ont été préparés, chacun, avec sa teneur initiale (son OMC) avant de rajouter l'agent moussant.

III. Traitement du sol par l'agent moussant

III.1. Produit tensioactif

L'agent moussant utilisé est fourni par l'entreprise CONDAT, spécialiste en fabrication des lubrifiants industriels, graisses et huiles. Il s'agit d'un tensioactif anionique CLB F5TM/AC .

Les tensioactifs anioniques libèrent une charge négative (anion) en solution aqueuse. Ils ont une balance hydrophile/lipophile (HLB) relativement élevée (8 à 18) car ils ont une tendance hydrophile plus marquée.

Ce produit tensioactif est utilisé principalement dans les terrains imperméables ou les terrains avec une forte teneur en fines comme les limons et les argiles. La mousse générée à partir de cet agent moussant rend le terrain homogène et lui confère une plasticité adaptée au mode de fonctionnement de la machine EPB . Il permet :

- une excavation facilitée
- une chute de la pression adaptée dans la vis
- moins de collage sur le convoyeur
- un traitement optimal avec moins de besoins en polymères.

Le Tableau 9 présente les caractéristiques fondamentales du produit tensioactif utilisé.

Tableau 9: Caractéristiques du produit tensioactif utilisé CLB F5TM /AC (d'après Condat)

Aspect	Liquide
Masse volumique à 20°C (g/cm³)	1,04
Viscosité dynamique à 20°C (10⁻³ Pa.s)	18,8
Temps de demi-vie (à C_f=2 % et 20°C) (min)	>16
pH à 5 %	7 à 8
Biodégradabilité	Facilement biodégradable (CONDAT)

III.2. Dosage du tensioactif

Les caractéristiques de la mousse sont définies selon les propriétés du terrain et les difficultés rencontrées (voir Chapitre 1). Le dosage et les propriétés de la mousse sont définis en avance dans laboratoire avant de procéder à l'injection.

Le dosage au laboratoire de la mousse pour traiter le sol est défini par 3 paramètres (C_f, FIR et FER)

Le mode opératoire pour le choix de ces différents paramètres de traitement est le suivant (Figure 34) :

- préparer une solution d'agent moussant et de l'eau distillée avec les pourcentages souhaités pour fixer la concentration C_f.

- malaxer le mélange dans un récipient gradué en volume avec un malaxeur de 2000 tr/min pendant environ une minute jusqu'à obtenir le taux d'expansion donné *FER*.
- malaxer le mélange mousse / sol avec un malaxeur à ciment pendant environ une minute jusqu'à l'intégration complète des bulles dans le sol.



malaxage sol/mousse



fabrication de la mousse

Figure 34 : Préparation de la mousse au laboratoire

III.3. Détermination du *FIR*, *FER* et de C_f optimal

Les pourcentages dites optimaux de *FIR*, *FER* et C_f sont ceux qui devraient assurer les conditions les plus favorables pour faciliter l'opération du creusement du sol.

L'essai d'affaissement au cône selon la norme BS EN 12350-2 (2009), tel qu'il est connu dans le domaine de l'ingénierie du béton, est utilisé généralement pour décrire l'ouvrabilité des sols traités (Borio et al., 2007; Peila et al., 2009). Une étude comparative est réalisée par Vinai et al. (2008) à partir de diverses valeurs d'affaissement provenant d'anciens projets de tunnel utilisant du sol traité. Cette étude prouve qu'avec des valeurs entre 10 cm et 20 cm, il est possible d'atteindre un fonctionnement adéquat dans le tunnel EPB.

La valeur standard recommandée par les industries de tunneliers à partir d'un essai au mini-cône d'affaissement varie de 3 à 6 cm pour satisfaire la fluidité du sol traité (Jancsecz et al., 1999; Peila et al., 2009; Quebaud et al., 1998; Thewes et Budach, 2010 ; Budach et Thewes, 2015).

La Figure 35 présente des essais au mini-cône d'Abrahams réalisés sur le sol 4 traité à différents pourcentages de *FIR*, *FER* et C_f , jusqu'à obtenir le couple de valeur qui correspond à un état optimum avec un affaissement de sol entre 3 et 6 cm. La Figure 35(a) montre qu'un

traitement du sol avec un pourcentage important des FIR conduit à une structure trop fluide du sol traité. Cette structure conduirait elle-même à l'écoulement du sol dans la chambre d'abattage du tunnelier qui conduit à son rôle à un déséquilibre de la face de coupe. D'un autre côté, une structure raide du sol conduit aux problèmes de colmatage de l'argile sur la tête de coupe ou la vis convoyeur du tunnelier (Figure 35.b). Une structure correspondant à un affaissement égal à 4 cm au mini-cône permet d'assurer à la fois la fluidité de transport du sol et la stabilité du front de coupe du tunnelier (Figure 35.c) (Vinai et al., 2008) .

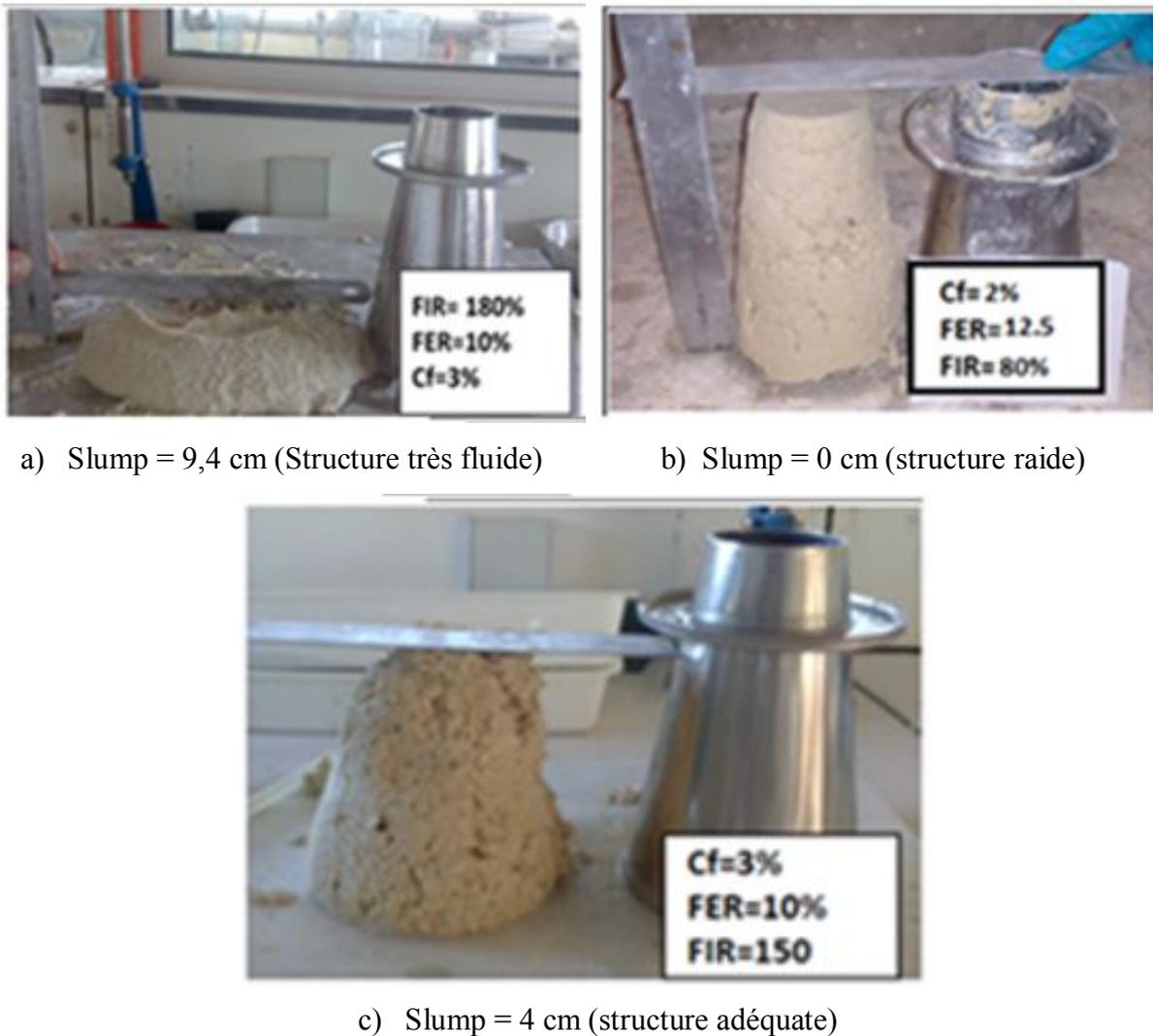


Figure 35 : Essai au mini- cône pour des différents pourcentages de FIR, FER et Cf

La Figure 36 décrit l'évolution de l'affaissement du sol traité en fonction de LIR ($LIR=FIR/FER$) pour une concentration de C_f de 2% et 3%. Le pourcentage LIR est affecté essentiellement par la concentration du tensioactif C_f . En effet, pour un $C_f=2\%$, une variation faible de l'affaissement en fonction du LIR est expliquée par la production d'une mousse qui

se dégrade rapidement dans le sol au cours du malaxage pour conserver une structure stable avec un affaissement faible. La mousse préparée à une concentration de 3% permet une évolution rapide de l'affaissement en fonction du *LIR*. Cette concentration nous a permis de fixer le couple *FER*, *FIR* adéquat pour le traitement du sol 4 faisant l'objet de la campagne d'essais hydromécaniques. Les paramètres de traitement optimal caractérisé par un affaissement entre 3 et 6 cm du sol 4 (60 % sable + 40% Kaolin) sont $C_f=3\%$, $FIR=150\%$ et $FER=10\%$.

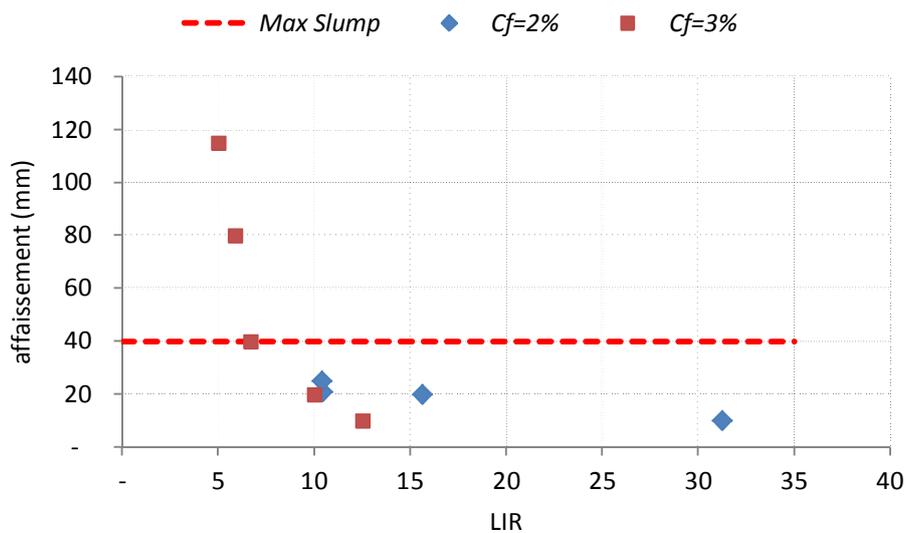


Figure 36 : Affaissement du sol4 en fonction du paramètre LIR.

Dans le cadre de notre travail, les paramètres ont été fixés à $C_f=3\%$ et $FER=10\%$ comme des paramètres permettant la formation d'une mousse consistante qui permet d'assurer le traitement du sol. Le paramètre *FIR* a été varié afin de comprendre l'effet du pourcentage de la mousse dans le sol sur son comportement hydromécanique du sol.

IV. Effet de la mousse sur les propriétés physiques du sol Traité

IV.1. Structure du sol traité

Injectées dans le sol, les bulles de la mousse sont réparties dans toute la matrice de manière aléatoire et constituent ainsi une partie importante du volume du sol mélangé. Ces bulles de la mousse influencent le poids spécifique du sol. Le volume de bulles d'air dans le mélange sol-mousse varie en fonction du *FIR*. Dans notre cas, les bulles de gaz de la mousse sont considérées comme une porosité discontinue répartie dans une matrice de sol saturé. Les bulles de gaz produites par la mousse sont très différentes de l'air présent dans les sols non saturés classiques qui s'insèrent dans l'espace vide habituel sans affecter le squelette du sol.

Ils sont généralement plus larges que l'espace vide dans le cas du sol argileux. Ils ne peuvent donc pas être considérés comme une partie, l'eau interstitielle.

La Figure 37(a) montre la structure après l'introduction de l'agent moussant dans le sol. Le microscope utilisé est un Axio Imager (ZEISS). Le traitement des images était effectué par le logiciel AxioVision.

L'effet de la mousse sur la structure du sol traité a été analysé par des observations au microscope optique du sable traité seul, du Kaolin seul traité et du mélange sable Kaolin (sol 4) traité.

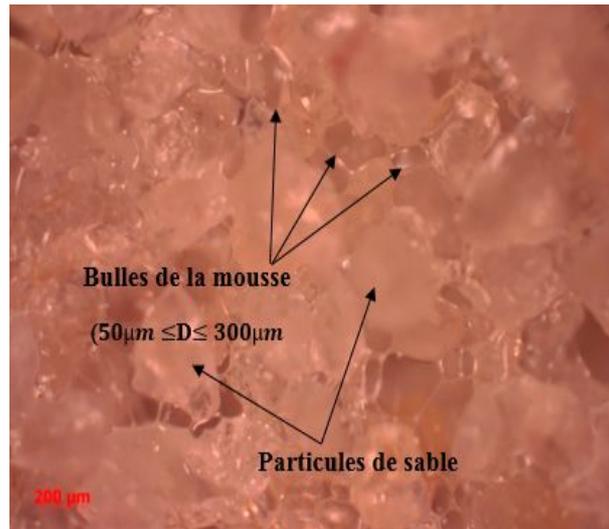
Afin de visualiser clairement la mousse dans le sol, les observations ont été effectuées sur l'échantillon traité avec la valeur retenue en tant que *FIR* optimal ($FIR = 150\%$). Différentes observations ont été menées dans les mêmes conditions à pression atmosphérique (sans aucun chargement) et à temps initial juste après l'opération de mélange (afin d'éviter la perte de grand nombre de bulles dégradées sous l'effet de chargement).

Dans le cas du sable traité, des bulles de gaz de la mousse occupent les pores en adaptant leur forme et leur taille (Figure 37.a). Le diamètre des bulles de gaz de mousse est similaire au diamètre des particules de sable. Cette structure reste relative à l'état de la mousse dans le sol sableux dans son état lâche, où la taille des pores est beaucoup plus importante que celle d'un échantillon compacté. Donc la taille des bulles dans le mélange sable mousse dépend principalement de l'état de confinement de ce dernier.

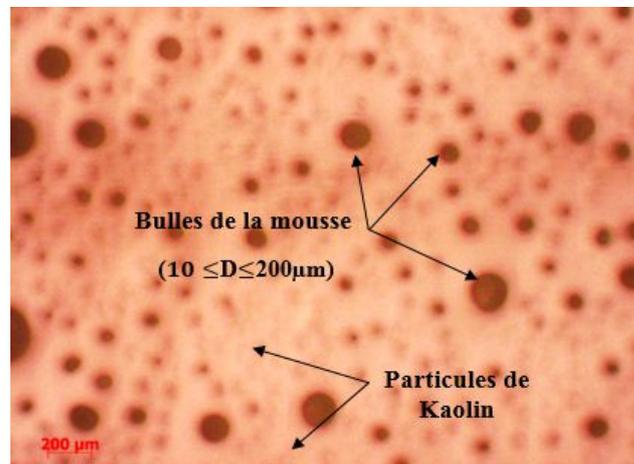
Dans le cas du Kaolin traité, la mousse était répartie dans la matrice sous forme d'inclusions sphériques de différentes tailles. La taille des bulles dans le cas du Kaolin traité est inférieure à celle de la mousse dans le cas du sable. Contrairement au cas du sable, les bulles de la mousse dans ce cas n'occupent pas l'espace poreux et qu'elles se collent parfois aux particules. Elles sont dispersées plutôt entre les particules d'argile comme s'il y avait de l'attraction avec ces dernières (Figure 37.b).

Dans le mélange sable Kaolin (sol 4), la mousse est principalement distribuée dans la partie argileuse (Figure 37.c).

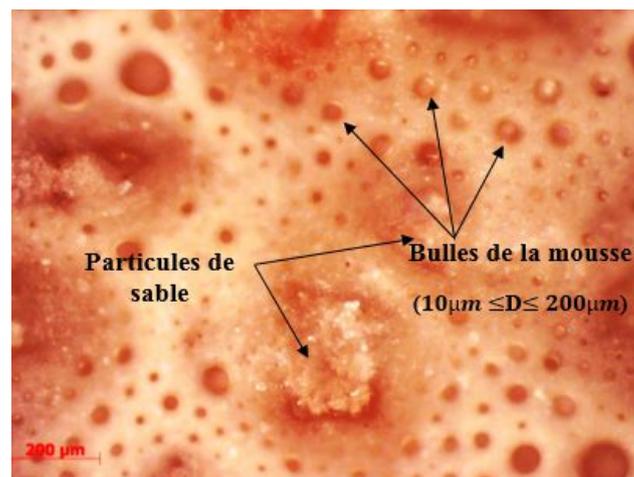
Dans un sol traité par un agent moussant, les bulles de la mousse ne peuvent pas être considérés comme de l'air retrouvé dans les sols non saturés. En effet l'air libre dans les sols non saturés est considéré généralement comme un gaz à la pression atmosphérique. Dans le cas du sol traité le gaz dans les bulles de la mousse considéré comme une porosité non interconnectée. Comme on l'a signalé auparavant, la mousse est répartie dans le sol sous forme de bulles d'air totalement recouvertes d'un film liquide extrêmement fin.



(a)



(b)



(c)

Figure 37 : Effet de la mousse sur la structure du sol (D : Diamètre des bulles de gaz). (a) Sable traité ($FIR = 150\%$, $5\times$ agrandissement). (b) Kaolin traité ($FIR = 150\%$, $5\times$ agrandissement). (c) Mélange sol 4 traité ($FIR = 150\%$, $10\times$ agrandissement).

IV.2. Effet du traitement sur la porosité du sol

IV.2.1. Détermination du pourcentage des bulles de la mousse dans le sol

Afin de déterminer le pourcentage de la mousse dans le sol, une mesure des différents volumes des éléments (air, grain solide, eau) constituant le volume total de sol traité est effectuée. Dans le but de ne pas confondre entre volume d'air libre et le volume des bulles de la mousse, les échantillons du sol sont saturés avant l'essai. La procédure de saturation consiste à faire écouler de l'eau à travers un échantillon de volume total V_t jusqu'à atteindre un régime d'écoulement d'eau permanent. Dans ce cas, on peut assurer que la phase air dans le mélange est représentée seulement par les bulles de la mousse (V_f). L'échantillon est mis ensuite à l'étuve pendant 24 heures pour déduire les différentes masses et volumes :

Dans notre cas, le volume total du sol est défini par

$$V_t = V_s + V_w + V_f \quad \text{Eq.22}$$

avec ;

$$V_s = \frac{M_s}{\gamma_s} \quad \text{Eq.23}$$

où M_s présente la masse de l'échantillon du sol sec et γ_s et la masse volumique des grains solides.

$$V_w = \frac{M_w}{\gamma_w} \quad \text{Eq.24}$$

où M_w représente la masse de l'eau dans l'échantillon et γ_w la masse volumique de l'eau.

La masse et le volume d'eau dans l'échantillon sont déduits de la différence entre la masse totale après saturation de l'échantillon et la masse de l'échantillon sec et l'équation 25. Le volume des grains solides dans l'échantillon est déduit à partir de l'équation 24. Enfin, le volume de la mousse est déduit à partir de la différence des volumes (équation 23) en se basant sur l'hypothèse admise au préalable qui consiste à ce que le volume des vides correspond au volume des bulles.

Lors des expériences on s'est bien rendu compte que la mousse a induit du gonflement du sol. Il y a donc une création d'un pourcentage important des bulles de gaz dans l'échantillon traité. On définit alors deux porosités dans le sol traité avec un volume significatif :

- la porosité continue correspondante à la fraction volumique occupé par l'eau entre les grains (appelée aussi porosité ouverte) :

$$n_c = \frac{V_w}{V_t} \quad \text{Eq.25}$$

- la porosité discontinue : $n_f = \frac{V_f}{V_t}$ Eq.26

La porosité discontinue présente le pourcentage des bulles de la mousse dans le sol traité. La somme des deux porosités donne la porosité totale dans le sol :

$$n_t = \frac{V_f + V_w}{V_t} \quad \text{Eq.27}$$

IV.2.2. Création des inclusions de bulles de gaz dans le sol traité : Porosité discontinue

Dans cette partie, la porosité discontinue n_f liée au pourcentage de la mousse dans le sol est déterminée en fonction du *FIR* pour les différents types de sol faisant l'objet de notre travail expérimental.

Pour les différents essais, les sols sont initialement préparés à la teneur en eau Proctor qui a été fixée comme une teneur en eau de référence avant de procéder au traitement du sol. On remarque que la création de la mousse dans le sol commence à partir d'un pourcentage de *FIR* bien déterminé. Ce pourcentage *FIR* qui correspond au début de la création de la mousse dans le sol, dépend du type du sol. Dans un sol sableux, la mousse est rapidement créée dans le sol pour un faible *FIR* comparée au sol argileux. La Figure 38.(a) montre que pour le sol 1 (100% de sable) la mousse est créée dans le sol pour des $FIR \geq 20\%$ alors que pour le sol 4 (60% sable+40% argile) la mousse est créée pour des $FIR \geq 80\%$ (Figure 38.b). La vitesse de création de la mousse dans le sol sableux est importante comparée à celle de la création de la mousse dans le sol argileux. Ceci s'explique par le fait que la teneur en eau de saturation dans le sol sableux est inférieure à celle du sol argileux. Une fois la teneur en eau du sol traité tend vers la teneur en eau de saturation, l'écrasement de la mousse au cours de l'opération de malaxage est moins important et on peut même commencer à créer de la mousse pour des *FIR* très élevés due à la procédure de malaxage.

Pour la porosité totale, on observe la même tendance : une porosité totale constante si n_f est égale à 0 et la porosité totale augmente en fonction de *FIR*. On remarque toujours que la vitesse d'évolution de la porosité totale est plus importante dans le cas du sol sableux comparée au sol argileux.

Au cours du malaxage, une quantité importante de la mousse injectée est dégradée. La dégradation est causée par les forces de frottement entre les grains solides et les bulles de la mousse qui provoquent la rupture du film liquide.

La Figure 38.a montre que le sable admet une relation linéaire entre sa porosité totale et le *FIR* utilisé. Lorsque l'argile est présente dans le milieu, la porosité n'est pas affectée par la présence de la mousse pour un *FIR* inférieur à 50% à cause de la dégradation de l'intégralité

de la mousse utilisée pour le traitement. La Figure 38.b montre un point d'inflexion à partir duquel la mousse commence à se former sous forme d'inclusions de bulles de gaz dans le sol argileux. Ce point est différent selon la nature du sol. En effet pour le sol 3 et le sol 4, les bulles de mousse commencent à apparaître dans le mélange à partir d'un *FIR* compris entre 50% et 80%. Pour un *FIR* inférieur à 50%, toute la quantité de mousse se dégrade sous l'effet du mélange. Les particules fines jouent un rôle dans la dégradation de la mousse lors de l'opération de malaxage. Cet effet s'explique par la présence de fines particules autour des bulles de mousse.

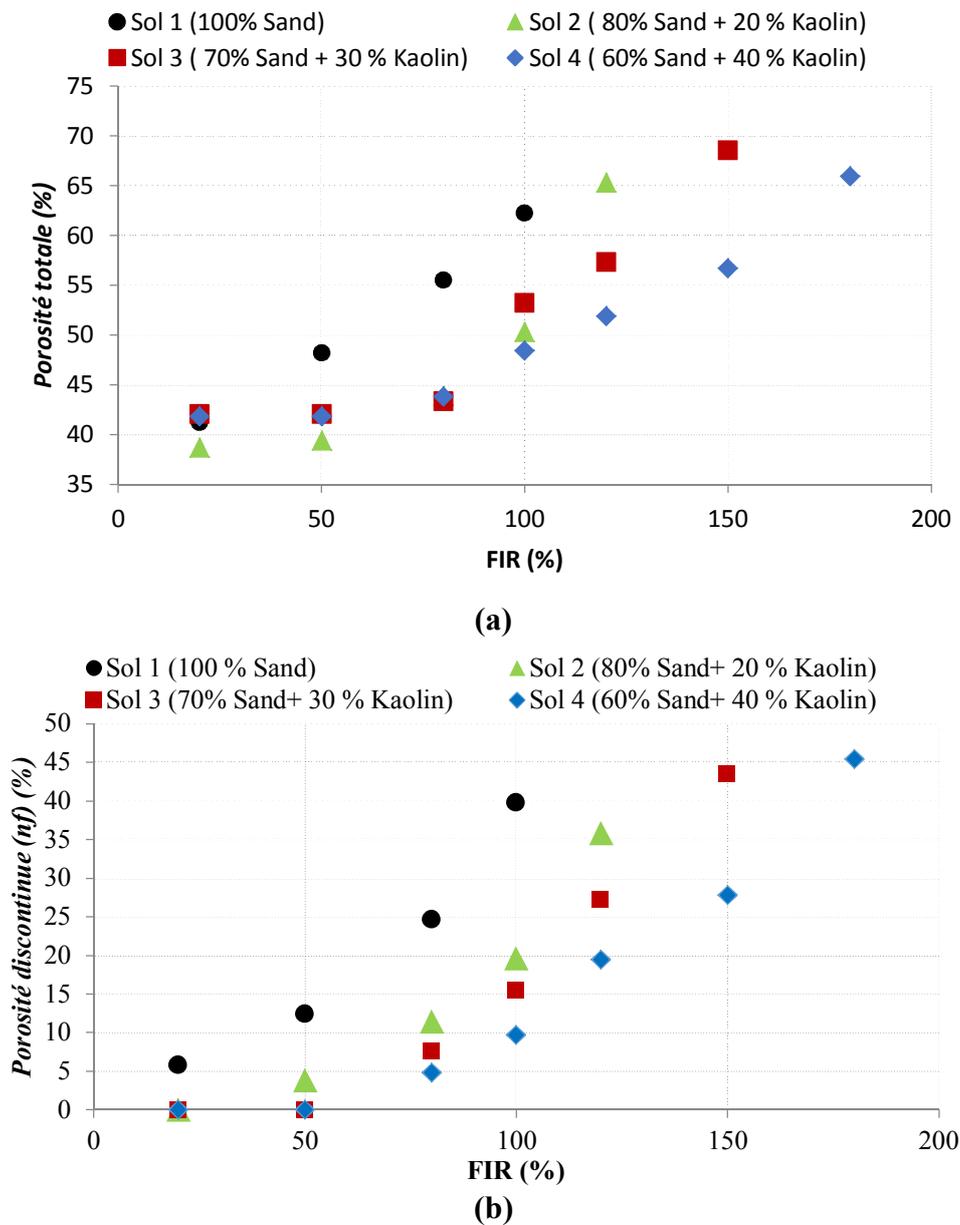


Figure 38 : Effet de la mousse sur la porosité totale et le pourcentage de gaz généré dans le sol traité (%). (a) Effet de FIR sur la porosité totale. (b) Effet de FIR sur le volume de gaz généré dans le sol traité

IV.3. Effet de la mousse sur la fluidité du sol traité

Dans notre étude, puisqu'on s'intéresse à identifier le comportement mécanique, hydrique et leurs évolutions au cours du temps, la porosité discontinue n_f est utilisée pour quantifier l'effet de la présence des bulles de la mousse (Figure 38.b). L'effet du *FIR* sur la fluidité du sol est analysé à partir de l'essai d'affaissement. L'essai d'affaissement au mini-cône d'affaissement effectué sur un matériau traité constitue un moyen rapide pour s'assurer aussi bien au laboratoire et sur chantier, du minimum du taux de la mousse dans le sol à traiter. La Figure 39 montre l'évolution de la valeur d'affaissement en fonction de *FIR* pour les différents sols étudiés. Rappelons ici que la teneur en eau initiale du sol avant traitement est égale à sa teneur en eau à l'optimum Proctor. Pour un *FIR* donné, les résultats montrent que la valeur de l'affaissement est plus élevée dans le cas d'un sol sablonneux. Ceci s'explique par le fait que les sols sableux nécessitent moins de mousse pour passer à l'état fluide que les sols argileux. La valeur habituelle de l'affaissement au mini-cône adoptée varie de 3 cm à 6 cm pour satisfaire la fluidité du sol, souhaitée dans le tunnelier (Jancsecz et al., 1999; Peila et al., 2009; Quebaud et al., 1999; Thewes et al., 2012).

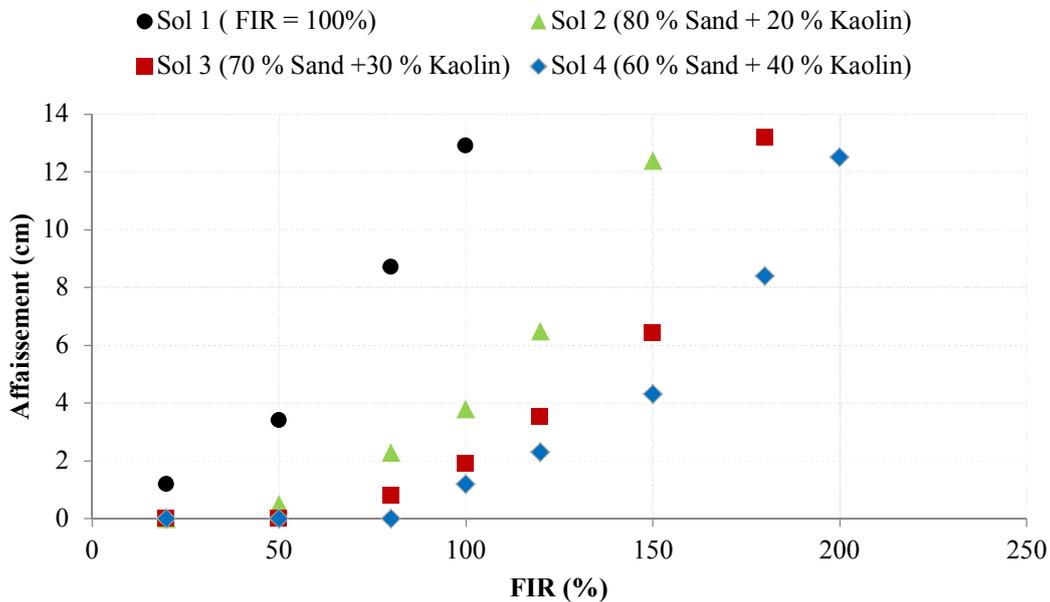


Figure 39 : Effet de la mousse sur la fluidité du sol traité (Essai mini-cône d'Abrams)

V. Approche expérimentale

Cette section représente les montages des essais expérimentaux réalisés dans ce travail afin de caractériser le comportement hydromécanique et hydrodynamique du mélange sol mousse. L'évolution de la mousse et ses effets sur ces comportements sont aussi analysés.

V.1. Caractérisation de la mousse par Turbiscan

L'analyse Turbiscan classique (Celia et al., 2009; Nooshin Noshirvani, 2009) est une technique expérimentale qui permet principalement la mesure des propriétés de stabilisation des échantillons comme le crémage, la sédimentation, le drainage et la coalescence, etc. La méthode Turbiscan consiste à appliquer à un échantillon dans un verre, de manière continue une source de lumière proche de l'infrarouge (de longueur d'onde $\lambda = 850 \text{ nm}$). Le tube de l'essai est caractérisé par une hauteur de 10 cm et un diamètre de 1 cm. Deux détecteurs optiques placés dans la cellule reçoivent à la fois la lumière transmise à travers l'échantillon (180° à partir de la lumière incidente) et la lumière rétrodiffusée à partir de l'échantillon (45° à partir de la lumière incidente) (Figure 40).

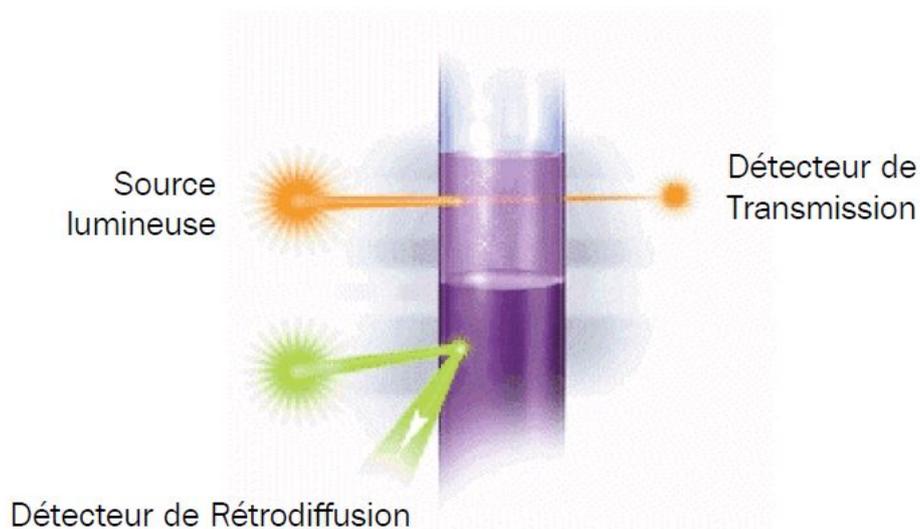


Figure 40 : Principe de mesure par le Turbiscan (Mengual et al. 1999b)

La tête de la lecture optique du Turbiscan balaye l'échantillon et permet ainsi d'acquérir les données en termes de transmission et rétrodiffusion toutes les 40 μm . Une courbe fournissant le flux lumineux en termes de transmission et rétrodiffusion en % est ainsi présentée en fonction de la hauteur de l'échantillon en (mm). Ce balayage est répété au cours du temps pour décrire l'évolution de la réponse de l'échantillon en termes de rétrodiffusion et de

transmission. Les courbes superposées au cours du temps permettent de décrire la stabilité de l'échantillon sous effet de plusieurs phénomènes tel que le drainage, la coalescence, la sédimentation (Figure 41).

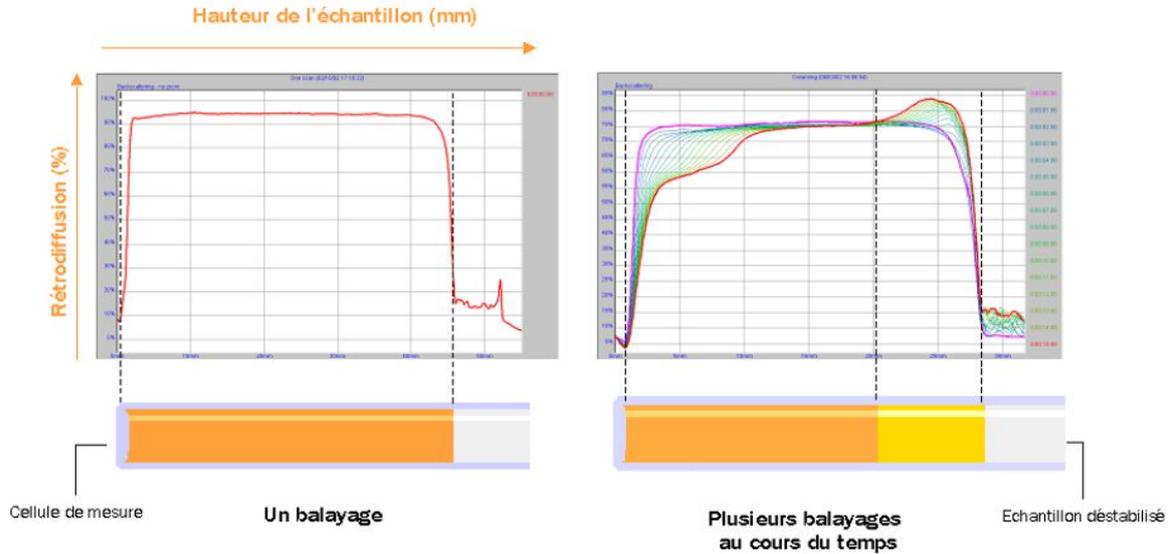


Figure 41 : Exemple de réponse en termes de rétrodiffusion obtenue par le Turbiscan (Carn et al. 2009)

Dans notre cas, le vieillissement de la mousse au cours du temps conduit directement à l'évolution des réponses en termes de rétrodiffusion et de transmission de l'échantillon analysé. La réponse en termes de rétrodiffusion est exprimée en fonction de la fraction volumique des particules dans l'échantillon (Φ) et du diamètre moyen des particules d , en utilisant la théorie de Mie (Mengual et al. 1999a) :

$$BS = \frac{1}{\sqrt{l^*}} \quad \text{Eq.28}$$

$$l^*(d, \phi) = \frac{2d}{3\phi(1-g)Q_s} \quad \text{Eq.29}$$

avec BS est la réponse en rétrodiffusion à 45° exprimé en %, $l^*(-)$ est la Longueur de transport du photon ; $g(-)$ et $Q_s(-)$ sont deux paramètres optiques données par la théorie de Mie

D'un autre coté la réponse en termes de transmission est exprimée en fonction de la fraction volumique des particules et le diamètre moyen des particules à travers la loi de Lambert-Beer :

$$Tr(L, ri) = T_0 e^{-\frac{2ri}{l^*}} \quad \text{Eq.30}$$

$$l^*(d, \phi) = \frac{2d}{3\phi Q_s} \quad \text{Eq.31}$$

avec r_i représente le rayon interne de la cellule de mesure et T_0 représente la transmittance de la phase continue de la mousse.

Les résultats de cet essai permettent d'analyser facilement l'évolution des phénomènes de drainage, de coalescence et du mûrissement de la mousse au cours du temps. En effet le drainage du liquide de la mousse vers bas de l'échantillon se traduit par une augmentation considérable de la transmission dans cette zone. Quant aux phénomènes de coalescence et mûrissement se traduisent par une diminution progressive de la rétrodiffusion au cours du temps (Figure 42)

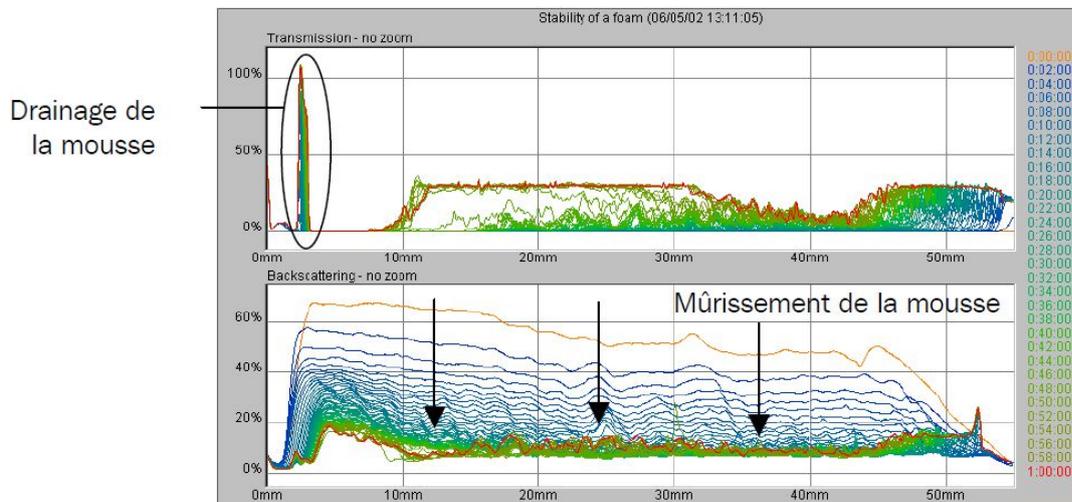


Figure 42 : Les résultats de l'analyse Turbiscan : stabilité de la mousse (Al-Ghamdi et al. 2009)

Dans le cadre de notre travail, on cherche à identifier dans une première partie le vieillissement de la mousse liquide seule. Des essais en Turbiscan ont été réalisés sur les différents types de sols traités avec différents pourcentages de FIR. Ces essais avaient pour but de comprendre ; d'une part l'effet de la granulométrie et l'effet du pourcentage des bulles dans le sol sur les paramètres de vieillissement. Il est à noter que le vieillissement dans ce cas est représenté par les phénomènes du drainage, de la coalescence et du mûrissement que la mousse peut subir au cours du temps. Dans une première partie, des essais Turbiscan sur le sol 1 et sur le sol 4 ont été réalisés avec différents FIR à temps dit initial et correspond au temps juste après traitement. L'objectif de cette partie est de caractériser l'effet de ce paramètre sur la réponse du sol traité en termes de rétrodiffusion. Dans une deuxième partie , le vieillissement de la mousse dans le sol a été étudié pour les différents types de sols traités avec un FIR correspondant à la valeur d'affaissement optimal (affaissement entre 3cm et 6 cm). Le

Tableau 10 résume les différents essais réalisés dans cette partie.

Tableau 10 : Essai Turbiscan, vieillissement de la mousse

Objectif	Echantillon	Propriétés
Vieillessement de la mousse seule	mousse seule	FER =10%, Cf=3%
Effet du FIR sur la réponse en transmission et de rétrodiffusion (Essais à t =0 ; avant que le processus de vieillissement prenne place	Sol 1	FIR = 0%
		FIR = 50 %
		FIR = 100 %
	Sol 4	FIR = 50 %
		FIR = 150 %
		FIR = 200 %
Vieillessement de la mousse dans le sol au cours du temps (dégradation physique)	Sol 1	FIR = 50 %
	Sol 2	FIR = 100 %
	Sol 3	FIR = 120 %
	Sol 4	FIR = 150 %

V.2. Caractérisation hydrodynamique des sols

V.2.1. Essais mécaniques

Une campagne d'essais mécaniques (essais œdométriques et essais triaxiaux) a été réalisée dans l'objectif d'avoir des mesures sur l'effet de la mousse sur les propriétés de consolidation et de cisaillement du sol traité. Les résultats de ces essais seront comparés avec ceux de la littérature. A titre non exhaustif, on peut citer : Djeran-Maigre et al., 2018; Mori et al., 2018a; Psomas 2001). Ces essais ont été accomplis spécialement sur le sol 4. A partir de ces essais, la dégradation mécanique de la mousse dans le sol a été aussi étudiée. Cette dégradation se traduit par la déformation que les bulles subissent au cours du chargement mécanique.

En seconde étape, ces essais ont été suivis au cours du temps pour le cas de FIR correspondant à l'optimum Proctor. L'objectif de cette partie est d'interpréter l'effet de la dégradation au cours du temps de la mousse sur le comportement mécanique du sol traité. Le tableau 11 résume les différents essais réalisés dans cette partie sur le sol 4.

Tableau 11 : campagne d'essais mécaniques ; effet de la mousse sur le comportement mécanique du sol traité

Objectif	Essais	Conditions	
Effet du FIR sur les propriétés mécaniques et dégradation à court terme	Compression non drainé (condition œdométrique)	FIR = 0 %	
		FIR = 100 %	
		FIR = 120 %	
		FIR = 150 %	
	Consolidation œdométrique	FIR = 0 %	
		FIR = 80 %	
		FIR = 120 %	
		FIR = 150 %	
	Essai triaxial	$\sigma_n = 50 \text{ kPa}$	FIR = 0 %
			FIR = 100 %
			FIR = 120 %
			FIR = 150 %
		$\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$	FIR = 150 %
$\sigma_3 = 70 \text{ kPa}$		FIR = 150 %	
$\sigma_3 = 100 \text{ kPa}$		FIR = 150 %	
$\sigma_3 = 150 \text{ kPa}$		FIR = 150 %	
Effet de la dégradation physique de la mousse sur le comportement mécanique (dégradation au cours de déroulement de l'essai)	Consolidation œdométrique	Du temps initial jusqu'à 30 jours	

V.2.2. Essais de perméabilité

Les mesures de perméabilité sont effectuées avec la cellule œdométrique. Cette méthode est conçue pour les sols argileux pour appliquer des charges hydrauliques variables. Elle consiste à créer une différence de charges entre le bas et le haut de l'échantillon (NF X30-442). La perméabilité de l'échantillon est déduite par la formule suivante :

$$K = \frac{A.L}{S\Delta t} \ln \frac{h_1}{h_2} \quad \text{Eq.32}$$

avec :

-A (m²), S (m²) et L (m) représentent respectivement la section du tube, la section et la hauteur de l'échantillon du sol ;

- Δt est l'intervalle du temps entre t_1 et t_2 ;

- h_1 et h_2 représentent les charges hydrauliques au différents temps t_1 et t_2 ;

Cette formule est appliquée dans l'hypothèse où le régime permanent est atteint et que la dégradation des bulles n'affecte pas ce régime du moment où il est établi. Bien évidemment, rappelons ici que les échantillons du sol non traité sont reconstitués de manière à obtenir la même teneur en eau initiale que celle du sol traité.

Les essais de perméabilité ont été effectués sur le sol 4 traité avec différents pourcentages de *FIR*. Les bulles de la mousse sont considérées stables dans l'échantillon du sol sous l'effet d'un écoulement permanent de l'eau dans le milieu poreux. L'effet de la dégradation mécanique à court terme a été investigué à partir des essais de perméabilité sur le sol traité consolidé à différentes contraintes. L'effet de la dégradation physique de la mousse sur ce paramètre est étudié à partir de ces essais jusqu'à 30 jours. Le tableau 12 résume les différents essais de perméabilité réalisés dans cette étude.

Tableau 12 : Campagne d'essais de perméabilité

Objectif	Conditions des essais	
Effet du <i>FIR</i> sur la perméabilité du sol traité	<i>FIR</i> = 0 % ; $n_f = 2,02$ %	
	<i>FIR</i> = 80 % ; $n_f = 10,22$ %	
	<i>FIR</i> = 100 % ; $n_f = 19,15$ %	
	<i>FIR</i> = 150 % ; $n_f = 27,36$ %	
Effet de la dégradation mécanique	<i>FIR</i> = 150 %	$\sigma_n = 50$ kPa
		$\sigma_n = 75$ kPa
		$\sigma_n = 100$ kPa
		$\sigma_n = 150$ kPa
Effet de la dégradation mécanique	<i>FIR</i> = 150 % ; du début de l'essai jusqu'à 30 jours	

V.2.3. La courbe de rétention d'eau du sol

La courbe de rétention d'eau d'un sol est celle qui correspond à la représentation de la relation entre la teneur en eau et la succion totale ou matricielle. Cette courbe est bien utile pour la modélisation du comportement du sol non saturé.

Le principe de la détermination de ces courbes au laboratoire consiste à établir l'équilibre entre le volume de l'eau dans l'échantillon et la pression capillaire dans le sol. La teneur en eau volumique est associée à la succion (ψ) dans le sol, est obtenue par :

$$\theta_w(\psi) = \frac{V_w}{V_t} \tag{Eq.33}$$

avec V_w et V_t V_w et V_t représentent respectivement le volume d'eau dans l'échantillon et son volume total.

La cellule dite de «Richards» ou extracteurs 5 bar a plaque céramique (Sols Mesures) est utilisée pour déterminer l'effet de la mousse sur les paramètres de rétention d'eau. Rappelons ici que ces essais ont été réalisés sur le sol 4 traité.

Le dispositif expérimental (Figure 43) comporte essentiellement une enceinte, bien étanche, alimenté d'air comprimé à pression réglable au moyen d'un capteur de pression d'air. Au milieu de l'enceinte une plaque en céramique (B01M3) ayant une pression d'entrée d'air de 1 bar, une porosité de 0,45 et une conductivité hydraulique de $8,6 \cdot 10^{-7} \text{ m.s}^{-1}$ est fixée. Cette enceinte, une fois saturée, sa désaturation ne peut être effectuée que sous des pressions négatives beaucoup plus fortes que celles appliquées au sol. La plaque est isolée dans sa partie inférieure par une membrane en céramique élastique imperméable, assurant la continuité de l'eau entre la plaque et la conduite de sortie. Avant de procéder à l'essai, elle est immergée dans un bac d'eau à la pression atmosphérique pendant 24 heures. L'échantillon de sol saturé est pesé et placé sur la plaque. La succion initiale dans ce cas est considérée nulle. Une série de pressions appliquées dans l'enceinte pendant quelques heures pour désaturer le sol. Le temps dépend de la vitesse de désaturation du sol qui dépend elle-même de la nature du sol. Il est souvent fixé selon le changement de volume d'eau drainé mesuré. Une fois le débit de drainage réduit à zéro, la masse de l'échantillon est mesurée et la pression est augmentée pour la prochaine étape de drainage. Le processus est arrêté lorsque la masse de l'échantillon demeure constante en augmentant la pression.

Lorsque le drainage s'arrête sous l'effet de la pression appliquée, on a un équilibre entre cette pression et la teneur en eau volumique dans l'échantillon. Ces deux valeurs correspondent à un état de la courbe de rétention d'eau du sol étudié. Le processus est répété pour avoir différents points. Dans notre étude, ces essais ont été réalisés sur le sol 4 non traité et un autre traité avec des FIR de 150% et de 100%.

La courbe de rétention d'eau dans le sol est complétée en utilisant la cellule à pas de pression multiple. L'essai est réalisé sur un sol non traité et un autre traité avec une teneur en eau volumique initiale identique afin de déduire l'effet de la mousse sur la capacité de rétention d'eau du sol une fois traité. Les paramètres de l'équation de van Genuchten sont déduits en lissant la courbe de rétention par rapport aux points expérimentaux (van Genuchten 1980; Mualem 1976).

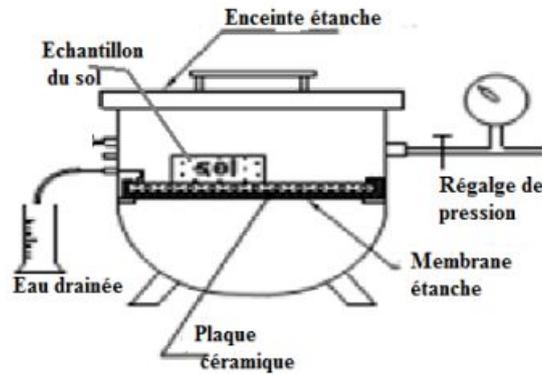


Figure 43 : Schéma de la cellule de Richards

V.3. Caractérisation hydrodynamique du sol traité

Pour étudier le rôle de la mousse dans le processus d'écoulement d'eau dans le sol traité, deux types d'expériences d'écoulement en colonne ont été réalisés :

- La première consiste à réaliser le drainage gravitaire de la mousse dans le mélange sol-mousse utilisé dans le cadre de la campagne d'essais hydromécaniques.
- La deuxième à injecter la mousse dans une colonne du sol saturé. Ces expériences sont réalisées dans le but d'étudier l'écoulement de la mousse dans le milieu poreux. Elles ont été effectuées sur des sols sableux. Comme on va le voir plus loin, des difficultés d'injection de la mousse et de suivi de l'écoulement dans le sol ont été bien rencontrées.

V.3.1. Drainage gravitaire de l'eau à travers une colonne de sol traité

L'expérience de drainage gravitaire dans une colonne de sol est réalisée en mesurant l'évolution de la pression interstitielle en cours du temps. Le dispositif est composé d'une colonne de 9,2 cm de diamètre intérieur et de 1 m de hauteur, dans laquelle des tensiomètres « T_5 » ont été installés horizontalement aux niveaux -4 cm, -41 cm et -79 cm (l'axe est orienté vers le haut, et le signe - est considéré parce que on se réfère à la surface supérieure de l'échantillon). La surface du sol est considérée égale au niveau 0 (Figure 44). Ces capteurs de pression mesurent les suctions positives créées au cours du temps sous l'effet du drainage gravitaire de l'eau dans le milieu poreux. Des grilles métalliques ont été fixées aux extrémités de la colonne pour éviter le transport des particules au cours du drainage. Le sol traité présente une teneur en eau de 23%, qui reste inférieure à la teneur en eau de

saturation ($w_s=28,5\%$). Un échantillon du sol 4 non traité et un autre traité avec $FIR = 150 \%$ ont été préparés avec cette même teneur avant de les déposer dans la colonne.

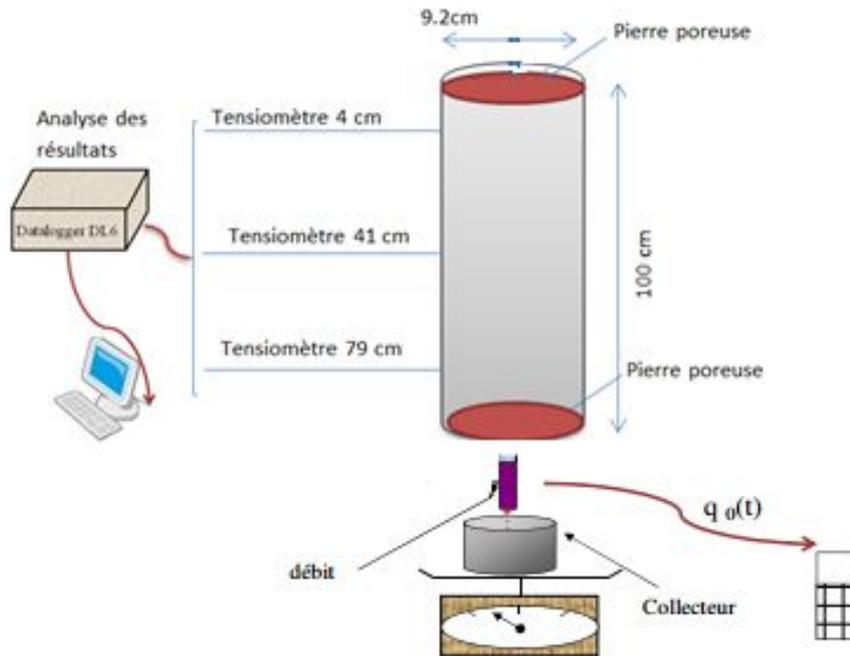


Figure 44 : Dispositif expérimental de l'essai en colonne

V.3.2. Injection de la mousse à travers une colonne

Deux dispositifs expérimentaux ont été réalisés pour étudier l'écoulement de la mousse dans le milieu poreux. Le premier consiste à injecter la mousse (la mousse a été fabriquée selon le dispositif expérimental indiqué dans la partie II.2 de ce chapitre) dans une colonne de sol. Cet essai a été réalisé sur une colonne de longueur 50 cm et de diamètre 10 cm (Figure 45). Le débit d'injection de la mousse a été fixé à $1,5 \text{ ml.min}^{-1}$. L'essai a été réalisé seulement sur le sol 1, il était impossible de réaliser cet essai sur les autres sols grâce à des problèmes de diffusion de la mousse dans le milieu poreux dans ces cas.

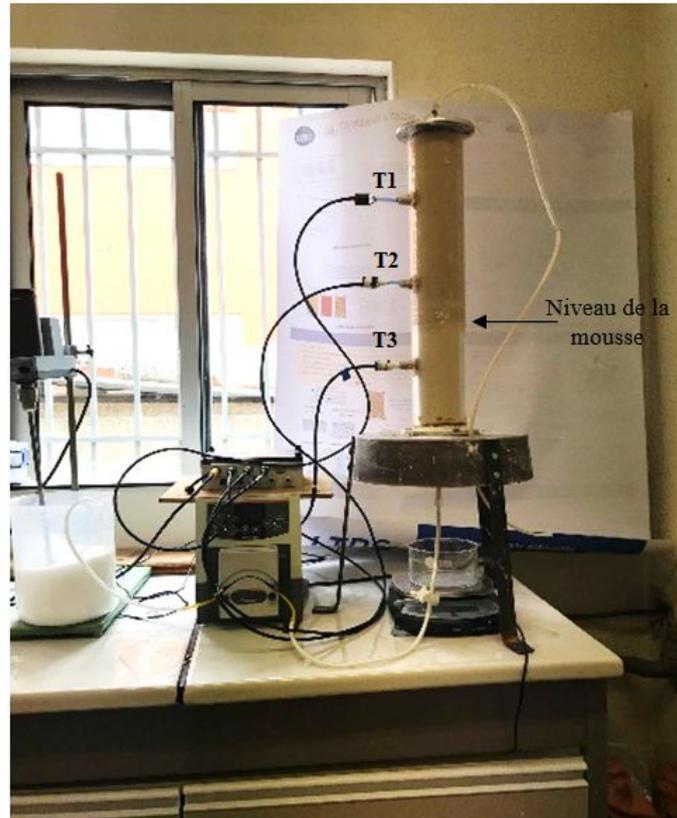


Figure 45 : Exemple d'évolution de la mousse tout au long de la colonne

Dans l'objectif d'étudier l'effet de la présence d'argile, des essais de création de la mousse dans le milieu ont été réalisés. La création de la mousse dans le sol est assurée par une co-injection de la solution tensioactive et un débit massique d'air. Une pompe péristaltique est utilisée pour l'injection du liquide. Pour l'injection du gaz avec un débit constant, on a utilisé un débitmètre massique. La perte de la charge entre l'entrée et la sortie est mesurée à l'aide d'un capteur de pression différentielle.

La Figure 46 présente le montage expérimental utilisé pour la création de la mousse dans le sol. La solution de tensioactif et l'air sont co-injectés directement dans la colonne saturée à des débits fixes. Le débit total est fixé à $3 \text{ ml} \cdot \text{min}^{-1}$ à partir d'un débit massique de gaz égal à $3 \text{ ml} \cdot \text{min}^{-1}$ et un débit de solution égal à $1,5 \text{ ml} \cdot \text{min}^{-1}$.

Les mesures de la pression interstitielle sont effectuées tout au long de la création de la mousse sur la hauteur de la colonne.

La colonne est constituée d'un tube transparent de PVC (diamètre interne $D_{int} = 4,4 \text{ cm}$, diamètre externe 5 cm) de longueur $L = 40 \text{ cm}$. Aux extrémités, deux bouchons garantissent l'étanchéité et la connexion avec les tubes liant la colonne et les différentes parties de l'installation. Pour éviter que des particules de sol ne soient pas entraînées en dehors de la colonne, du papier filtre est placé en bas.

Avant toute expérience, la colonne doit être saturée en eau. On a procédé par saturation de la colonne par injection du CO₂ pour chasser l'air piégé dans les petits pores. Pour ce faire le bas de la colonne est relié à une bouteille de CO₂ assurant l'alimentation de la colonne. Le CO₂ est laissé pour une période de 15 min pour s'assurer de la saturation de la colonne à pression égale 0.1 bar. Une fois la colonne saturée, l'eau est injectée directement sans laisser l'air entrer à partir d'une pompe péristaltique. Grâce à la solubilité de CO₂ dans l'eau, la saturation de la colonne est ainsi assurée.

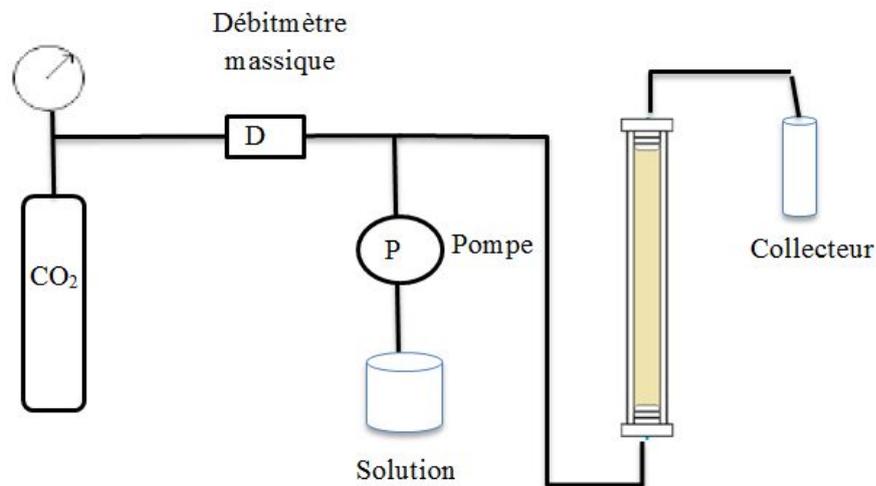


Figure 46 : Schéma du principe de la co-injection gaz-solution de tensio-actif

VI. Conclusion

Dans cette partie, les matériaux initiaux, les dispositifs expérimentaux ainsi que les procédures d'essais et d'analyses ont été présentés. Le choix de ces essais diversifiés a pour but de mieux caractériser l'effet du traitement sur les différents types de comportement hydromécaniques et hydrodynamique ainsi qu'analyser la dégradation physique et mécanique de la mousse

Les essais de caractérisation physique montrent que le traitement conduit à un changement important de la structure qui se traduit par la création d'une discontinuité dans le sol. Cette porosité est représentée par des inclusions des bulles de gaz incorporées dans le mélange d'une manière aléatoire. Ces inclusions jouent un rôle important sur le comportement du sol traité. L'instabilité de la mousse et sa dégradation au cours du temps vont nécessairement affecter le comportement hydromécanique du mélange sol mousse dans les différentes conditions hydriques ou mécaniques que le sol peut subir. Les résultats de cette étude sont présentés et analysés dans le chapitre suivant.

Chapitre 2:

Etude expérimentale du comportement hydromécanique du sol traité

I. Introduction

Ce chapitre est consacré à l'étude du comportement hydromécanique du mélange sol mousse (agent moussant CLB FSTM) et son évolution au cours de la dégradation des bulles générées dans la matrice du sol. Dans cette partie, on a aussi fait le choix de travailler avec le sol 4. Des essais de perméabilité, de rétention d'eau, de consolidation à l'œdomètre et de cisaillement triaxial ont été effectués dans le but de comprendre l'effet des bulles de la mousse sur le comportement hydromécanique du sol. Une analyse détaillée de la dégradation de la mousse sous l'effet des chargements mécaniques appliqués sur le mélange sol-mousse et ses effets sur le comportement du sol a été effectuée. Outre, la dégradation sous le chargement mécanique, la dégradation physique est aussi étudiée.

II. Effet de la mousse sur la perméabilité du sol traité

Les essais de perméabilité sont réalisés sur le sol 4, traité avec différents pourcentages de *FIR*. D'autre part pour éviter la création d'avantage de vides lors de la mise en place de l'échantillon, une charge faible de consolidation initiale de 27 kPa est appliquée avant chaque essai.

Rappelons que dans notre cas la porosité continue ne présente qu'une partie de la porosité totale du mélange sol-mousse. On considère qu'à faible débit d'eau, les bulles de la mousse vont se comporter comme si elles étaient des « particules » de dimensions bien différentes des grains de sol et sont en mouvement sous un gradient de pressions. Elles sont incorporées dans la matrice du sol et ainsi occupent une partie du volume des vides. Les résultats sont exprimés en fonction du pourcentage de bulles de gaz créées n_f pour chaque *FIR* injecté. Les résultats montrent une diminution de la perméabilité du sol traité en fonction du pourcentage des bulles de la mousse créées (Figure 47). Ceci montre que ces bulles participent à la diminution du volume de vides connectés dans l'échantillon.

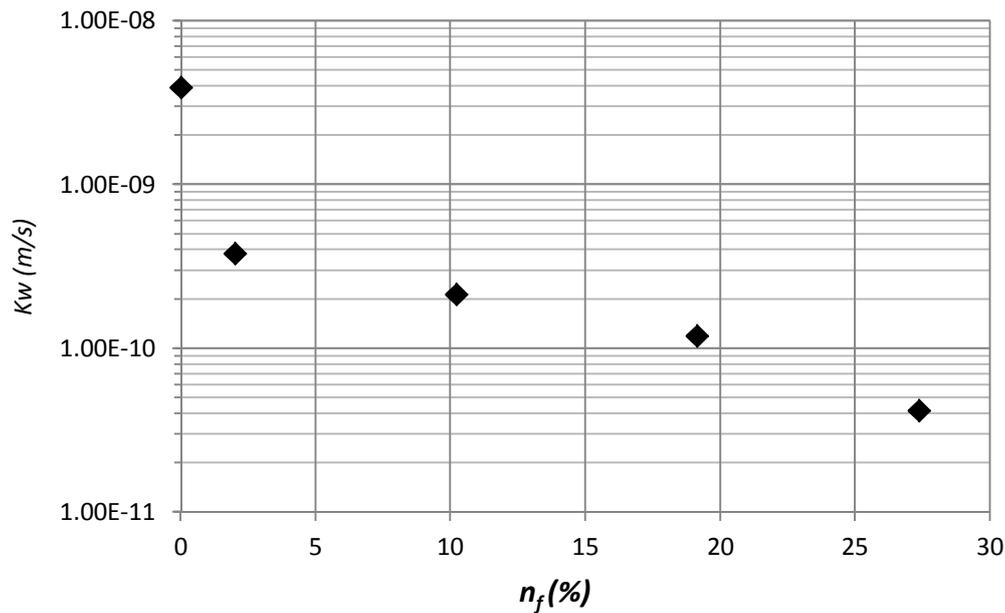


Figure 47 : Effet Du volume des bulles de la mousse dans le sol sur la perméabilité à saturation

Soumise à des contraintes de consolidation, la mousse se dégrade et le volume des bulles générées dans l'échantillon se réduit. Un tel phénomène était déjà signalé par Mori et al. (2018b); et Selmi et al. (2016). En effet, la consolidation, elle-même, affecte le volume des bulles de la mousse dans le sol (n_f). Ce paramètre est déterminé expérimentalement en mesurant le pourcentage volumique d'air généré par la mousse dans le mélange du sol traité saturé (Figure 38.a). L'évolution de ce paramètre en fonction de la pression de consolidation (σ) montre une diminution considérable du pourcentage volumique des bulles de la mousse créée dans le sol en fonction de la contrainte de consolidation appliquée (Figure 48.a). En effet, la consolidation, elle-même, affecte le volume des bulles de la mousse dans le sol (n_f). Les essais de perméabilité à différentes contraintes de consolidation ont été réalisés sur le sol 4 avec un pourcentage de mousse $FIR=150$ % qui correspond à $n_f=27.8\%$ à l'état initial. Cet effet se traduit directement par une diminution de la perméabilité en fonction de la contrainte de consolidation appliquée (Figure 48.b). On remarque que, sous effet de la consolidation, la perméabilité du sol traité reste toujours inférieure à celle du sol non traité. Ceci est expliqué par le fait que des microbulles persistent dans le sol traité consolidé et affecte toujours la perméabilité du mélange.

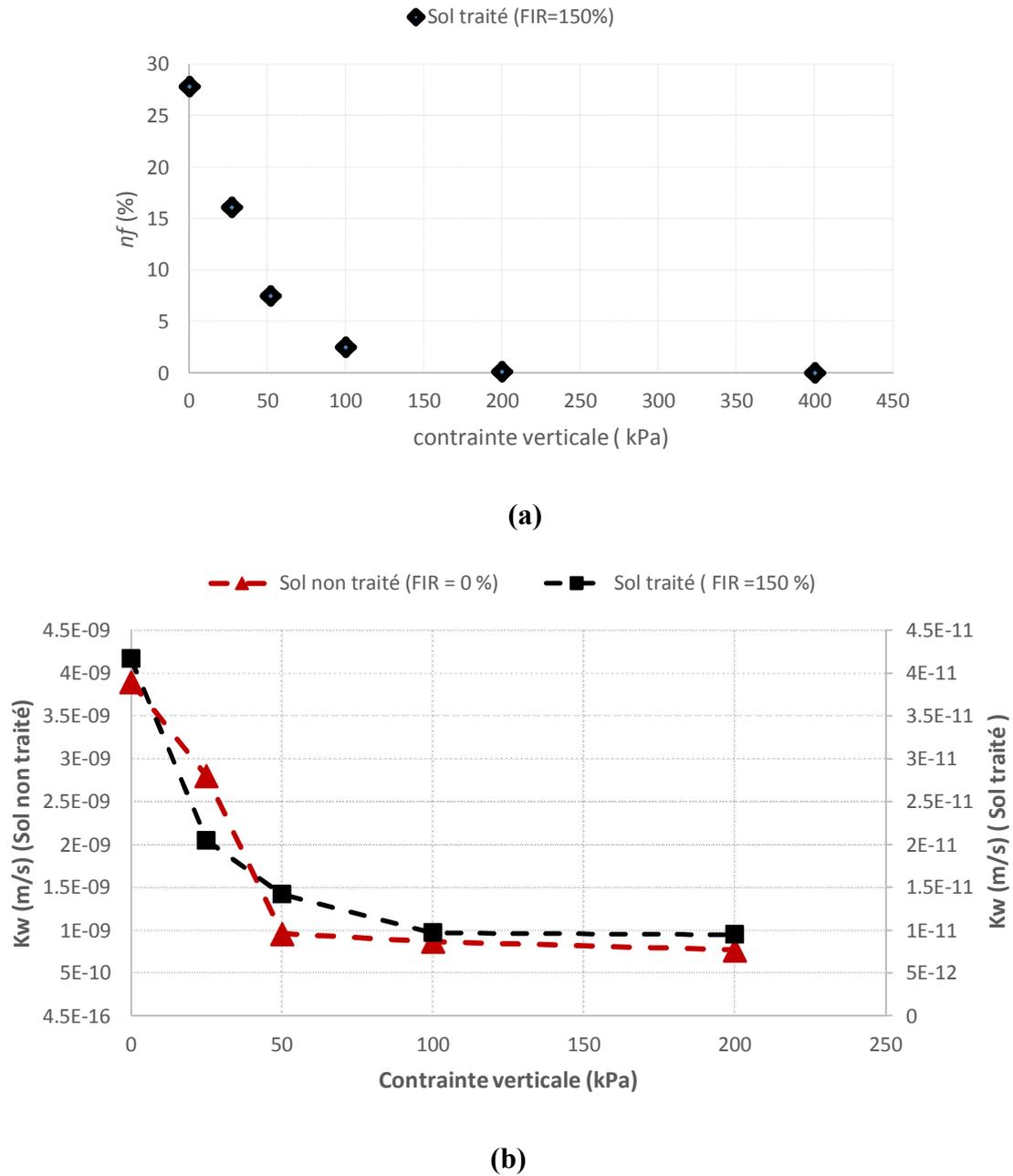


Figure 48 : Effet de la consolidation : (a) évolution de n_f en fonction de la contrainte de consolidation (b) Evolution de la perméabilité sous effet de la consolidation

III. Effet de la mousse sur la courbe de rétention

Les courbes de rétention d'eau établies pour les deux types de sol (traité et non traité) montrent que pour des pressions appliquées inférieures à 100 kPa, la teneur en eau volumique dans l'échantillon traité évolue légèrement que pour le sol non traité (Figure 49). Cette évolution de teneur en eau conduit à une désaturation plus rapide de l'échantillon du sol traité que celle du sol non traité. Ceci se traduit par une succion d'entrée d'air plus faible pour le cas

du sol traité comparée à la succion d'entrée d'air pour le sol non traité. Cet effet est à priori dû au drainage de la mousse avec l'eau contenue dans les pores du sol qui favoriserait la désaturation des échantillons traités. Pour des pressions fortes ($\psi > 100$ kPa), la mousse commence à se dégrader et les volumes et tailles des bulles dans le mélange se réduisent considérablement (Mori et al. 2018a; Selmi et al. 2016). Une faible partie des bulles de la mousse reste piégée entre les grains du sol et la rétention d'eau du mélange sol-mousse s'approche de celle du sol non traité. L'évolution de la courbe de rétention en fonction du *FIR* montre que le drainage est affecté par les bulles d'air créées dans le mélange. En l'occurrence, la succion d'entrée d'air diminuait avec le taux *FIR*.

Les trois courbes de rétention montrent aussi une légère diminution de la teneur en eau résiduelle du sol traité. Les paramètres m_{vg} et α de l'équation de van Genuchten (van Genuchten, 1991) obtenus en utilisant le logiciel RETC pour les différentes courbes des sols à différents *FIR*, est donné dans le Tableau 13.

Tableau 13 : Comparaison des paramètres van Genuchten pour un sol non-traité et sols traités

Paramètre	Sol non traité	Sol traité (FIR=100 %)	Sol traité (FIR = 150 %)
θ_s	0,0438	0,0431	0,0426
θ_r	0,041	0,025	0,011
α	0,024	0,035	0,03
m	0,64	0,52	0,40

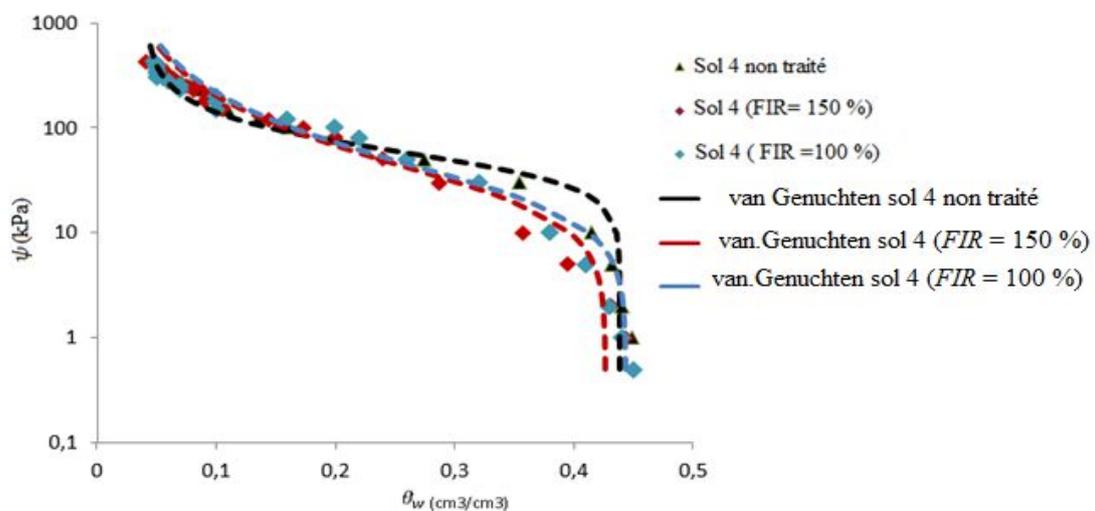


Figure 49 : Courbes de rétention d'eau entre un sol non traité et un sol traité à différents FIR

IV. Essais de compression dans des conditions œdométriques

IV.1. Compression en conditions œdométriques du sol traité

Des essais de compression non drainés avec des conditions œdométriques ont été effectués sur des sols non traités ($FIR=0\%$) et sur des sols traités avec différents pourcentages de FIR . Les échantillons traités sont sollicités en appliquant la charge avec un taux de déplacement de $1\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Les résultats montrent que dans le cas d'un sol non traité, nous avons une déformation linéaire de l'échantillon grâce à l'incompressibilité de l'eau et bien évidemment en conditions non drainées (Figure 50). Dans le cas d'un sol traité, les bulles de gaz incluses conduisaient à l'augmentation de la compressibilité du matériau composite. La Figure 50 montre clairement l'augmentation de la déformation avec l'augmentation du pourcentage initial de la mousse dans le sol FIR . Comparée au sol non traité, la déformation axiale atteinte était très importante. En effet, par exemple, pour une contrainte totale de 500 kPa, la déformation atteinte était de 25% dans le cas d'un sol traité avec $FIR=150\%$ et de 8% pour un sol non traité.

Dans le cas d'un sol traité avec un $FIR >120\%$, la courbe de déformation sous contrainte présente trois domaines : une phase élastique linéaire jusqu'à un seuil de déformation relativement faible (de l'ordre de 5%), une phase plastique ou plutôt parfaitement plastique, qu'on qualifie de phase d'écoulement plastique « ou de collapse », et enfin une phase de densification. Dans le domaine élastique, la courbe contrainte-déformation caractérise le module œdométrique initial du matériau composite. Au fur et à mesure que la charge augmente, l'échantillon arrive à avoir un comportement de fluage (où la contrainte reste constante avec une augmentation significative de la déformation). Une nouvelle augmentation de la charge entraîne une densification de l'échantillon, ce qui induit une augmentation de la contrainte sans augmentation appréciable de la déformation. Ce phénomène a été également observé dans le cas des matériaux cellulaires et du béton mousse (Abdul Rahman, 2010; Ahmad Zaidi, 2010; Goel et al., 2015).

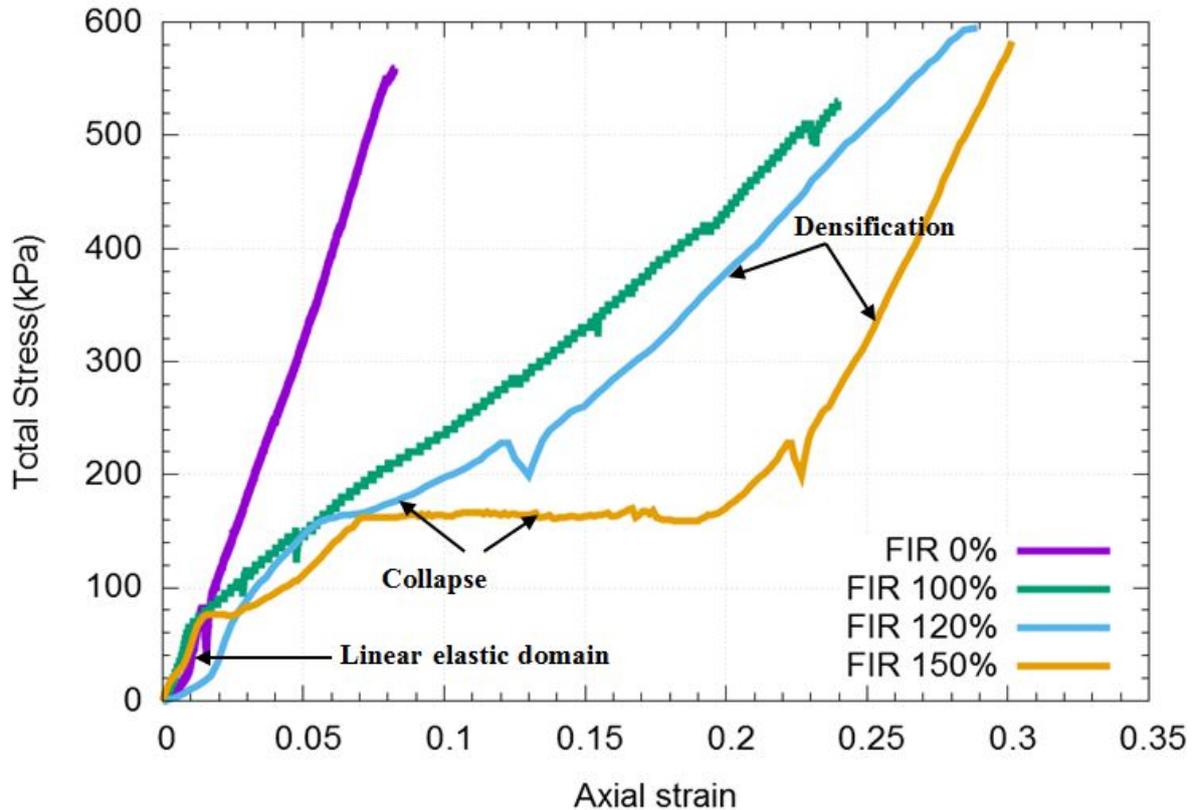


Figure 50 : Effet de la mousse sur l'évolution de la contrainte de compression-déformation en conditions œdométriques non drainées

IV.2. Effet de la mousse sur la compressibilité du sol traité

La mousse injectée dans le sol a d'abord affecté le taux initial des vides dans le sol en raison des bulles de gaz mousse créées. La Figure 51 montre l'effet de la mousse sur la compressibilité du sol. Le sol traité est caractérisé par un taux de vides initial, plus élevé que le sol non traité en raison de la présence des bulles de la mousse (Figure 51). Les résultats montrent l'effet du *FIR* sur la compressibilité du sol. On observe une variation significative de la compressibilité du sol en fonction du *FIR*. La compressibilité du sol augmente avec le pourcentage de *FIR* en raison du comportement des bulles, qui constituent une phase compressible.

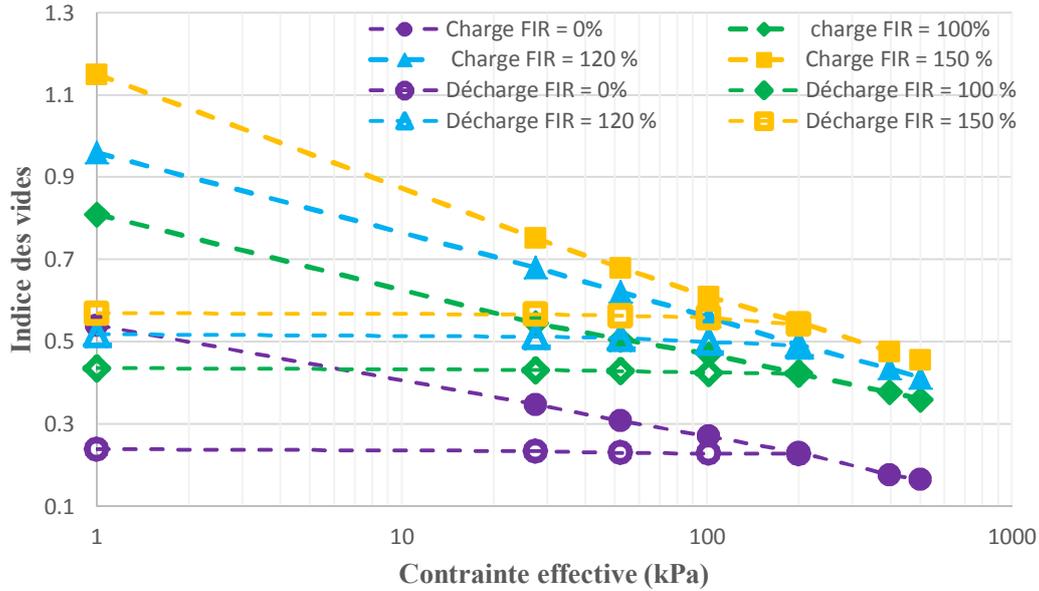


Figure 51 : Effet de FIR sur la compressibilité du sol traité

Évidemment, la compressibilité du mélange dépend du réarrangement des particules du sol et des bulles de la mousse. Les essais œdométriques que nous avons conduits ont montré que le coefficient de compressibilité augmente et que le module œdométrique (E_{oed}) diminue en fonction du *FIR*. Le module œdométrique drainé du sol traité a été calculé à l'aide de l'équation 36 :

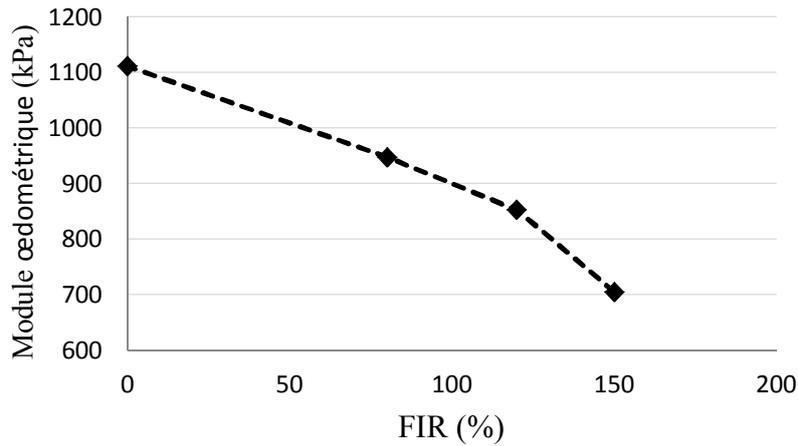
$$E_{oed} = \frac{\Delta\sigma'(1+e_0)}{\Delta e} \quad \text{Eq.34}$$

Avec e : indice des vides et $\Delta\sigma'$ la variation de la contrainte effective

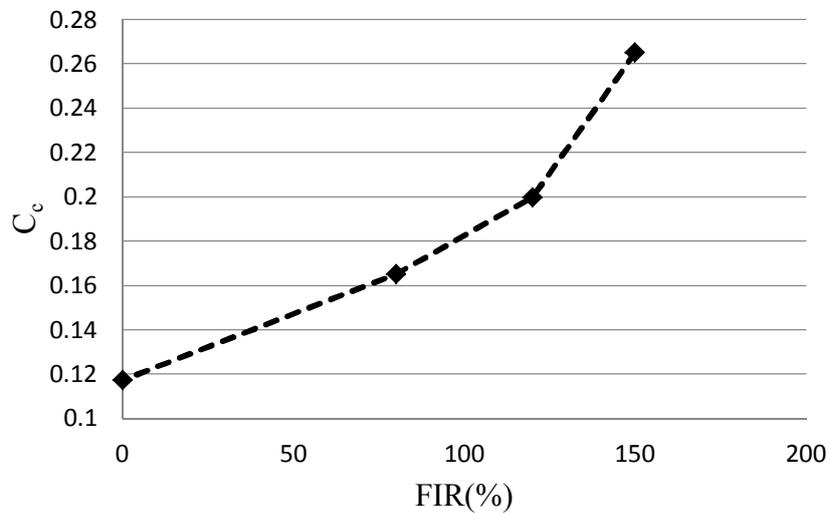
La Figure 52.a résume l'évolution du module œdométrique drainée et du coefficient de compressibilité en fonction du *FIR*. La diminution du module œdométrique en fonction du *FIR* est très remarquable. L'indice de compressibilité du sol est calculé selon (Eq.35) :

$$c_c = \frac{\Delta e}{\Delta(\lg\sigma')} \quad \text{Eq.35}$$

Comme le montre la Figure 52.b, la compressibilité des bulles dans le sol s'est d'abord produite dès que la charge a été appliquée, suivie par la consolidation de la matrice du sol. L'augmentation de l'indice de compressibilité en augmentant le pourcentage de mousse était lui-même due à la compressibilité des bulles de la mousse. Le même type d'effet de la mousse sur l'indice de compressibilité a été déjà signalé dans de nombreux travaux antérieurs (Psomas, 2001 ; Budach et Thewes, 2010 ; Mori et al., 2018).



(a)



(b)

Figure 52 : Effet de FIR sur (a) Module œdométrique (b) indice de compressibilité du sol traité

Pour lier la réponse mécanique à la dégradation des bulles de mousse pendant la phase de consolidation, l'évolution du pourcentage du volume de la mousse pendant la phase de consolidation a été mesurée. La diminution du volume de mousse durant la consolidation a montré un important "écrasement" ou disparition des bulles de mousse. Ce volume a tendance à s'annuler pour une charge supérieure à 200 kPa (Figure 53). Une relation entre la pression des bulles de gaz dans la mousse et le paramètre $V_{g,p}$ peut être formulée sur la base de la loi des gaz de Boyle. En fait, si l'on considère une loi de gaz parfait, la loi de Boyle indique que le volume et la pression à température constante sont inversement liés, comme le décrit l'équation 36. La combinaison des équations 36 et 37 donne l'évolution théorique du pourcentage volumique des bulles de gaz dans le sol traité, tel que c'est indiqué par l'équation 38 :

$$n_{f,0} = \frac{V_{g,0}}{V_t} \tag{Eq.36}$$

$$V_{g,p} = V_{g,0} \frac{P_{atm}}{P+P_{atm}}, \tag{Eq.37}$$

$$n_{f,p} = \frac{V_{g,0} P_{atm}}{V_t(P+P_{atm})} = n_{f,0} \frac{P_{atm}}{(P+P_{atm})}, \tag{Eq.38}$$

où $n_{f,p}$ est l'évolution théorique du pourcentage volumique des bulles de gaz dans la mousse sous pression isotrope appliquée P et $V_{g,p}$ est le volume théorique occupé par les bulles.

A la fin de l'état de consolidation, résultant en une pression d'eau interstitielle nulle (u_w) dans l'échantillon, la pression dans les bulles devrait subir la contrainte isotrope effective transmise au squelette solide. Puis, pendant la consolidation, le volume des bulles de gaz dans la mousse change de jusqu'au les bulles deviennent incompressibles dans le mélange. L'évolution théorique du pourcentage volumique de la mousse (paramètre $n_{f,p}$) dans un sol traité avec différents FIR initiaux a été comparée à l'évolution expérimentale mesurée (Figure 53). Les résultats montrent une différence significative entre les évolutions expérimentales et théoriques de la mousse dans le mélange sous effet de la consolidation. Cette différence est due à la disparition des bulles de gaz, accompagnée du drainage liquide de la mousse produit pendant la consolidation (Mori et al., 2018 ; Wu et al., 2018).

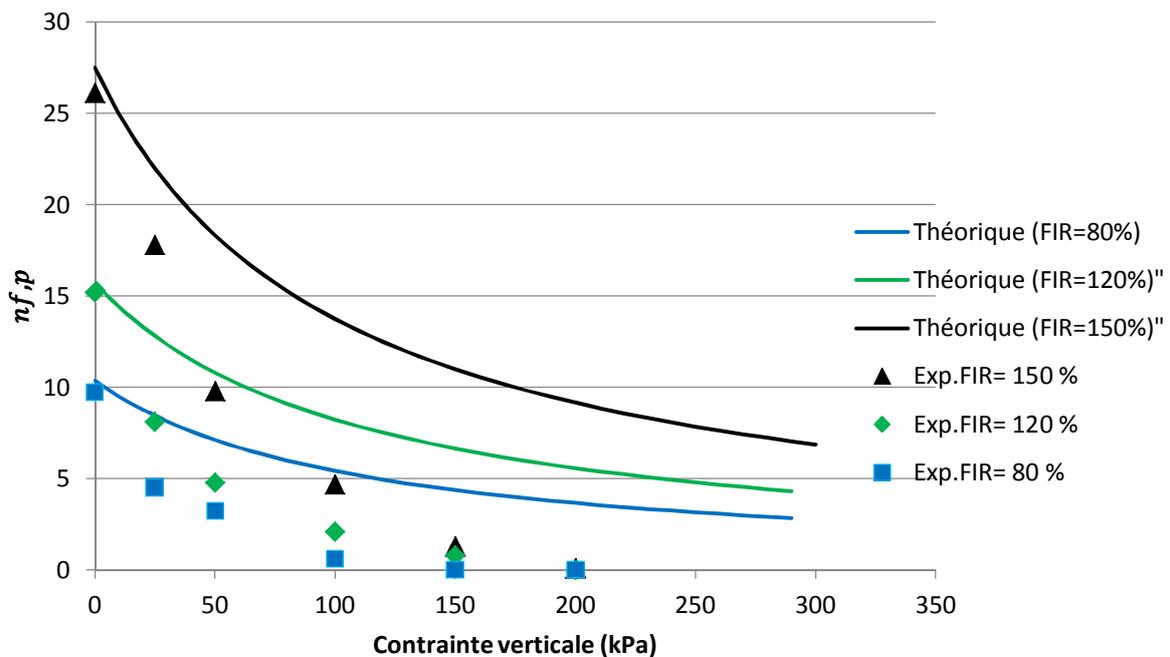


Figure 53 : Evolution du pourcentage de la mousse après consolidation (Sol 4)

Autrement, l'évolution de la mousse dans le sol lors de la consolidation est semblable à l'évolution de la mousse seule sous pression appliquée, telle que décrite par Wu et al. (2018). Il en résulte à un "écrasement" des bulles, une diminution de leurs tailles et enfin le drainage du liquide entraînant une réduction du volume de la mousse. Dans le mélange sol-mousse, le "crushing" des bulles est plus important en raison du réarrangement des particules solides. La réduction du volume de la mousse s'est produite rapidement sous l'effet de la consolidation. Par ailleurs, les observations au microscope optique de sols consolidés et traités ($FIR = 150\%$) ont montré la distribution des bulles pour deux contraintes verticales (Figure 54). Une réduction significative du volume de la mousse a été observée sous la première charge appliquée (27 kPa). Il est à noter également que les bulles de mousse ont évolué et ont disparu immédiatement lorsqu'elles ont été exposées à la pression atmosphérique.

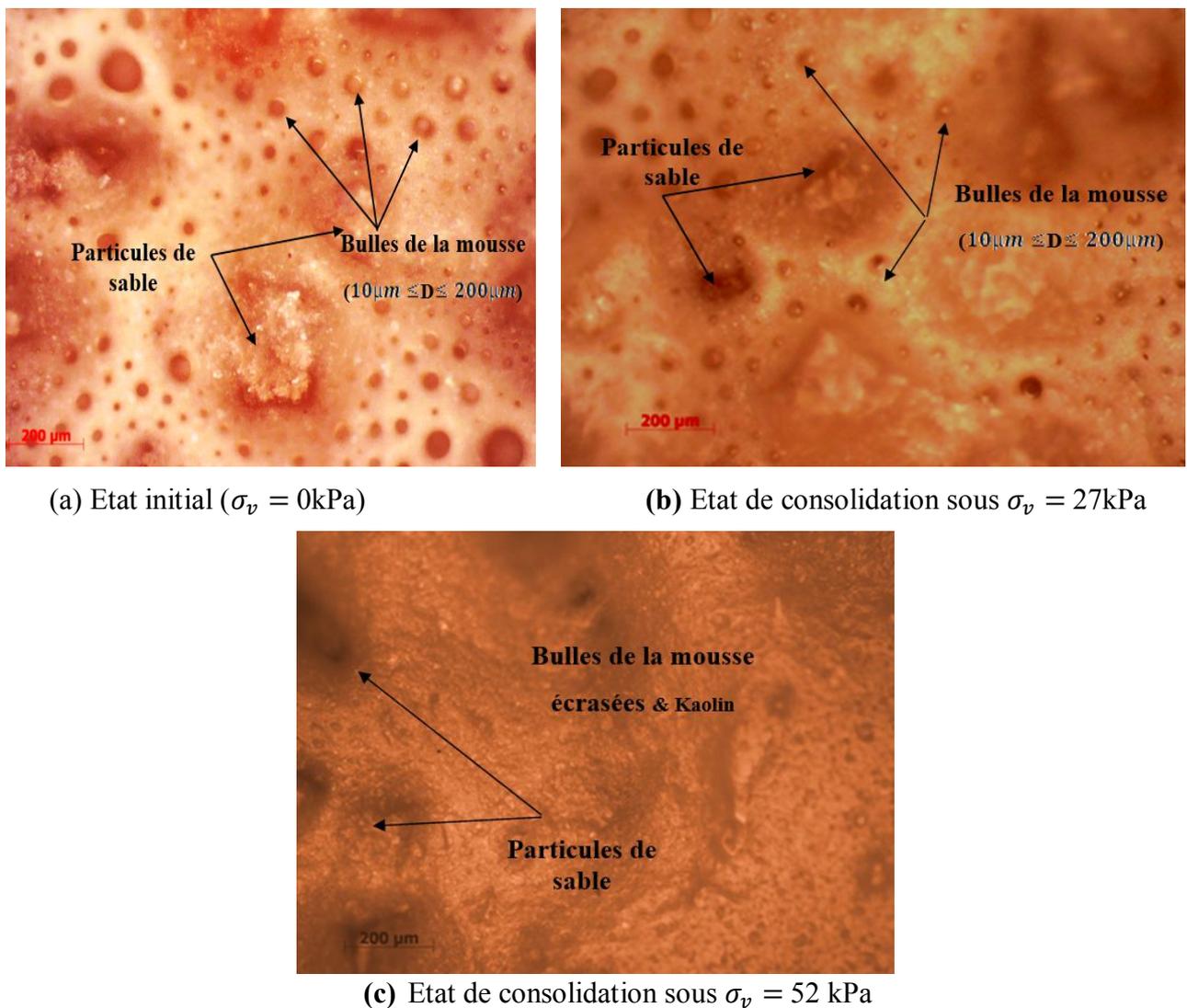


Figure 54 : Visualisation par le MEB de la microstructure du sol situé Effet de la consolidation sur la structure du sol traité (Sol 4, $FIR = 150\%$).

L'évolution du tassement dans le temps montrait que les échantillons testés sont instantanément compressibles. Ceci est illustré par le déplacement vertical initialement significatif. Ainsi, un tassement important du sol traité s'est produit principalement au premier incrément de charge (27 kPa; Figure 55). Sous une charge verticale appliquée, le volume des bulles a diminué et des petites bulles se sont formées. Cependant, à ce stade, il semble que les petites bulles confinées entre les particules solides ont pu supporter la contrainte verticale transmise avant leur disparition.

Afin de s'assurer la reproductibilité des résultats, plusieurs tests ont été effectués sur différents échantillons avec le même *FIR*. L'évolution moyenne du déplacement vertical (tassement) du mélange selon le *FIR* est représentée dans la Figure 55.

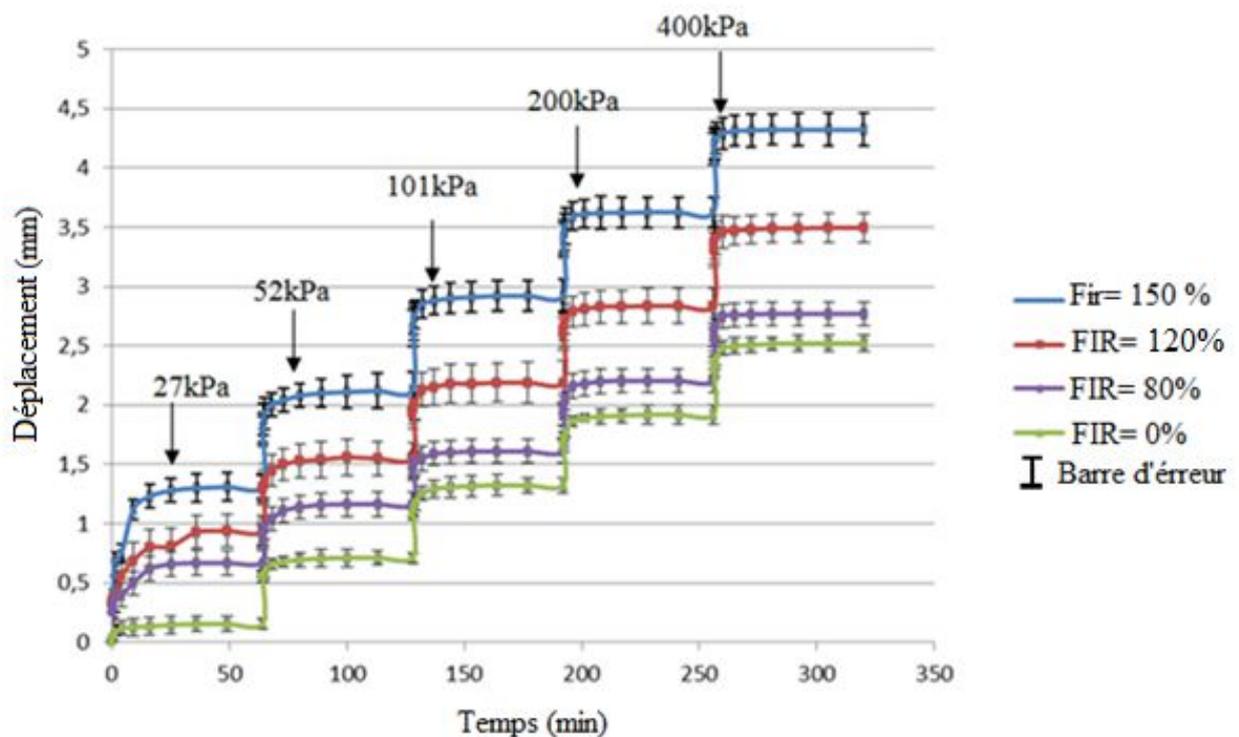


Figure 55 : Effet du FIR sur la consolidation du sol traité (Sol 4)

La déformation et l'écrasement des bulles dans le mélange peuvent être exprimés de manière globale, en fonction du tassement dû à la réduction du volume de la mousse lors de la consolidation. Si l'on considère que le tassement de la phase solide sous chargement est

indépendant de celui de la phase de la mousse, le tassement du mélange sol-mousse peut être déduit du tassement du sol non traité comme étant la fraction volumique de la partie sol (δ_{sol}) dans le mélange sol mousse multipliée par le tassement du sol non traité (δ_{exp}) et exprimé par Eq. 39 :

$$\delta_{sol} = \frac{V_{sol}}{V} \delta_{exp} \quad Eq.39$$

Où V_{sol} est le volume du sol sec dans le mélange et V est le volume total du mélange. Le tassement associé à la déformation de la mousse peut être déduit de l'équation 40 :

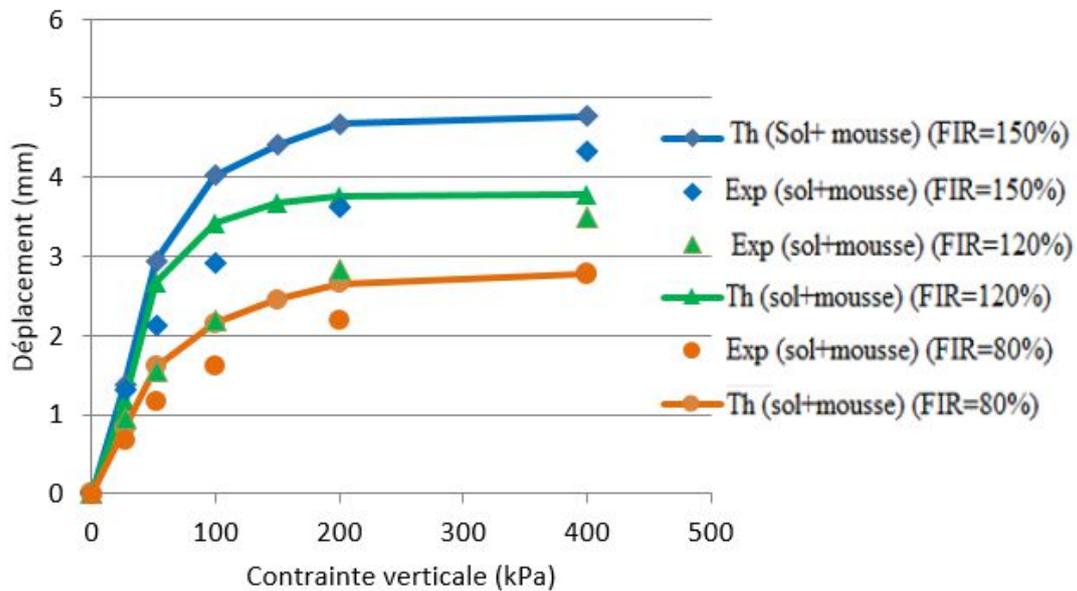
$$\delta f = \frac{V_{a,0} - V_{a,\sigma_v}}{A} \quad Eq.40$$

où $V_{a,0}$ (m^3) est le volume de mousse dans le sol traité à la pression atmosphérique et V_{a,σ_v} (m^3) est le volume de mousse sous la contrainte verticale appliquée, σ_v (kPa) et A est la section de l'échantillon. Le tassement théorique du mélange peut être déduit de l'addition des deux termes des équations 39 et 40 (Eq. 41) :

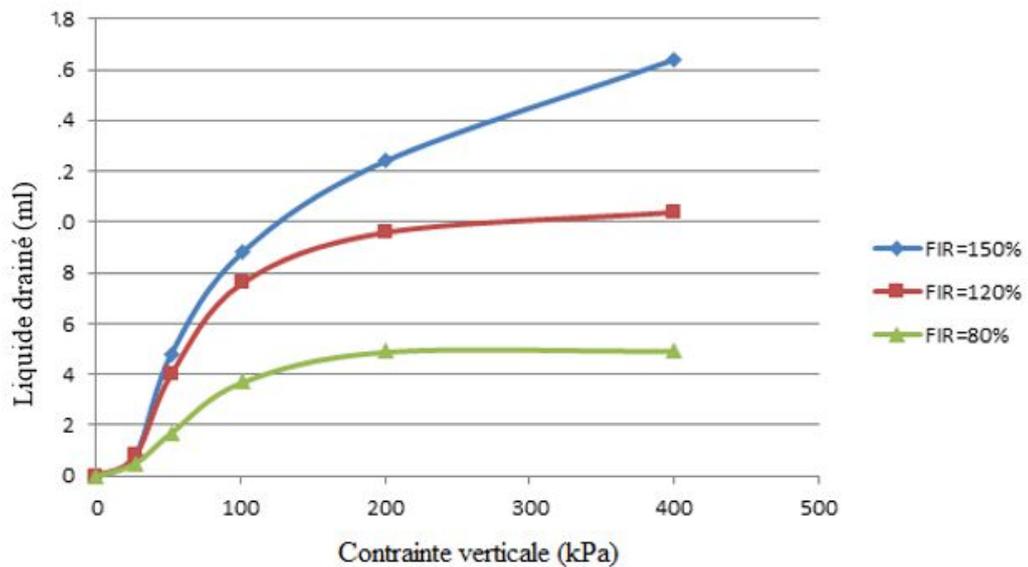
$$\delta_{soil+foam} = \delta_s + \delta_f. \quad Eq.41$$

Les résultats montrent une différence significative entre le tassement théorique correspondant ($\delta_{soil+foam}$) à la somme des tassements des deux phases et $\delta_{mixture}$ (Figure 56.a). Comme on peut le remarquer, le tassement obtenu de l'équation (41) est supérieur au tassement mesuré. Nous expliquons cette différence par le fait que le volume de l'écoulement de liquide généré suite à l'interaction entre sol et mousse et qui n'est pas facilement prédit sur le plan théorique et donc facile à déduire. Ainsi, en se basant sur cette conclusion, on peut prédire le volume théorique du liquide drainé, dû à cette différence de volume à partir de l'équation 42 (Figure 56.b) :

$$V_{liq} = (\delta_{soil+foam} - \delta_{mixture})A. \quad Eq.42$$



(a)



(b)

Figure 56 : Effet de la dégradation de la mousse sur le tassement du sol traité. (a) Effet de la compressibilité des bulles de la mousse sur le tassement du sol traité. b) Volume du liquide drainé de la mousse en fonction de la consolidation de la FIR

La notion de drainage du liquide a été traitée dans le cas de la mousse seule par Wu et al. (Wu, 2018). Dans ce cas Wu et al. (2018) ont réalisé des essais de compression de la mousse dans des enceintes fermées et ont mesuré le volume du liquide généré dans l'échantillon grâce

à la compression des bulles. En effet, sous l'effet des pressions positives appliquées, la taille des bulles diminue considérablement. Dans ce cas la taille des bulles diminue et se transformaient à des microbulles dispersées dans le liquide qui formait le film entourant les bulles à l'état avant leur écrasement. On a considéré que ce même phénomène se produit dans les échantillons traités. Ainsi, la réduction du volume des bulles de la mousse dans le mélange se traduit par l'augmentation du degré de saturation en eau de l'échantillon consolidé. Cette augmentation du pourcentage volumique d'eau générée dans l'échantillon consolidé est considérée comme un volume de liquide produit dans l'échantillon.

V. Effet de la mousse sur le comportement en cisaillement du sol traité

Dans une deuxième partie de l'étude, des essais triaxiaux consolidé non drainés avec mesure de la pression interstitielle ont été effectués sur des sols traités ou non avec différents *FIR*, à une pression de confinement de 50 kPa. Le choix de travailler en premier lieu avec une contrainte de confinement faible de 50 kPa est dans l'objectif d'éviter ou plutôt de minimiser l'écrasement des bulles de la mousse au cours de la phase de consolidation. Les résultats ont montré une nette diminution de la contrainte déviatorique du sol traité en fonction du *FIR* (Figure 57). Par ailleurs, des essais de cisaillement dans la littérature ont déjà montré des effets similaires sur les propriétés des matériaux étudiés en cisaillement (Zhao et al., 2018 ; Hassanli et al., 2019).

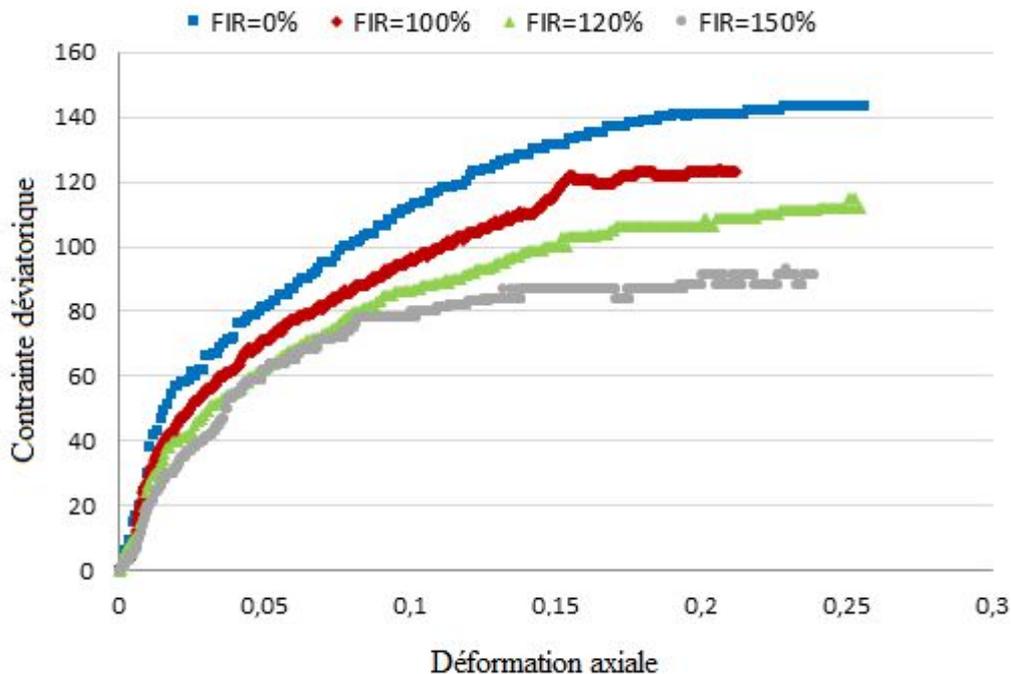


Figure 57 : Courbe contrainte-déformation dans le cas du sol traité avec différents FIR ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$).

L'évolution de la pression interstitielle en fonction du taux d'injection de la mousse montre une variation inverse à celle de la contrainte déviatorique (Figure 58). En effet, plus le pourcentage de la mousse injectée dans le sol est important, plus les pressions interstitielles sont importantes. A priori, nous expliquons ce résultat par la transformation des bulles de grandes dimensions en bulles de tailles plus petites au fur et à mesure des déformations. Ces bulles ne peuvent plus s'écraser. Ainsi, la pression interstitielle augmente avec le nombre de bulles subissant cette réduction et en occurrence en fonction de la déformation volumique. Signalons ici que malheureusement la déformation volumique n'a pas pu être mesurée, et donc l'évolution de la pression interstitielle est seulement exprimée en fonction de la déformation axiale.

Dans les conditions non drainées la génération du liquide sous l'effet de la déformation ou l'écrasement des bulles de la mousse au cours du cisaillement a conduit à un excès de pression interstitielle qui développerait au cours du cisaillement.

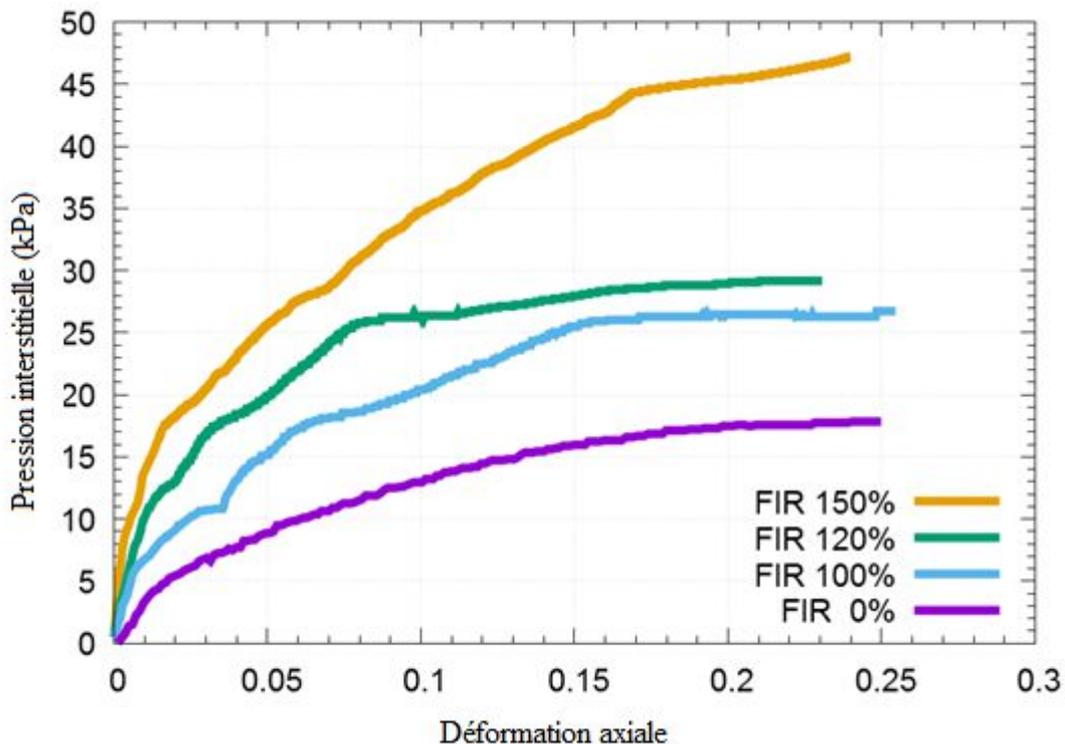


Figure 58 : Evolution de la pression interstitielle en fonction de la déformation axiale pour différents FIR ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)

Comme on va le montrer plus loin (Partie 3, III), la mesure de la pression interstitielle servira à définir les contraintes effectives, proposées pour un sol traité contenant des bulles très compressibles.

L'évolution importante du volume de la mousse dans le sol après le processus de consolidation a conduit à modifier la structure du sol traité.

Il ne nous était pas facile de déduire l'effet du *FIR* sur la cohésion du sol à partir de différents tests triaxiaux avec différentes pressions de confinement. Ainsi, et dans le but d'étudier l'effet de la mousse sur l'angle de frottement du sol, on considère dans ce paragraphe le cas de sable à traiter par l'agent tensioactif, qui est évidemment un matériau non cohésif dont la résistance au cisaillement dépend uniquement du frottement entre les particules du sol. Ensuite, l'angle de frottement a été déduit de l'équation 43.

$$M = \frac{6\sin(\varphi'_{cs})}{3-\sin(\varphi'_{cs})} \tag{Eq.43}$$

avec M est le paramètre de résistance critique et φ'_{cs} est l'angle de frottement effective critique du sol.

Comme c'était attendu, une réduction de l'angle de frottement effectif dans le sol traité a été observée (Figure 59). Comme on peut l'observer, l'angle de frottement décroît de manière significative pour un *FIR* supérieur à 100% où le pourcentage des bulles de la mousse dans l'échantillon est important. Cet effet est lié aux bulles de mousse qui réduisent le frottement entre les particules solides dans le sol traité.

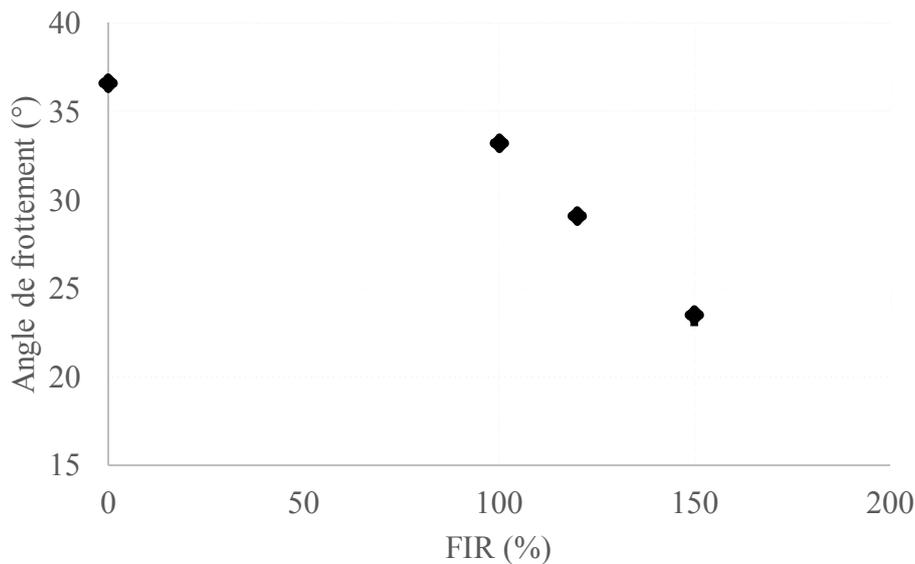


Figure 59 : Evolution de l'angle de frottement en fonction du FIR

Afin d'étudier l'effet de la contrainte de confinement isotrope σ_3 sur l'angle de frottement du sol traité, des essais triaxiaux consolidés non drainés ont été réalisés avec le pourcentage le plus élevé de $FIR = 150\%$ en faisant varier la contrainte de consolidation. Les résultats montrent une augmentation de la contrainte déviatorique du sol traité en fonction de la contrainte de confinement appliquée. Pour la même contrainte de consolidation, Il a été également noté que l'écart entre les déviateurs de contraintes maximal dans le cas du sol non traité, diminue (s'atténue) pour le cas où la contrainte de confinement est plus importante (Figure 60). Cela est dû à la diminution de la mousse dans l'échantillon du sol sous l'augmentation des contraintes de consolidation qui conduisait à l'écrasement des bulles.

Ces résultats prouvent que les bulles de mousse générées dans le mélange affectent le cisaillement du sol avant qu'elles disparaissent par écrasement (crushing). Le liquide drainé qui forme les lamelles ne semble pas jouer un rôle déterminant dans le comportement en cisaillement du sol traité. Cependant, d'autres polluants (polymères, huiles) avec lesquels des essais effectués et publiés montraient leurs effets significatifs sur les propriétés en cisaillement des sols testés (Kermani and Ebadi 2012).

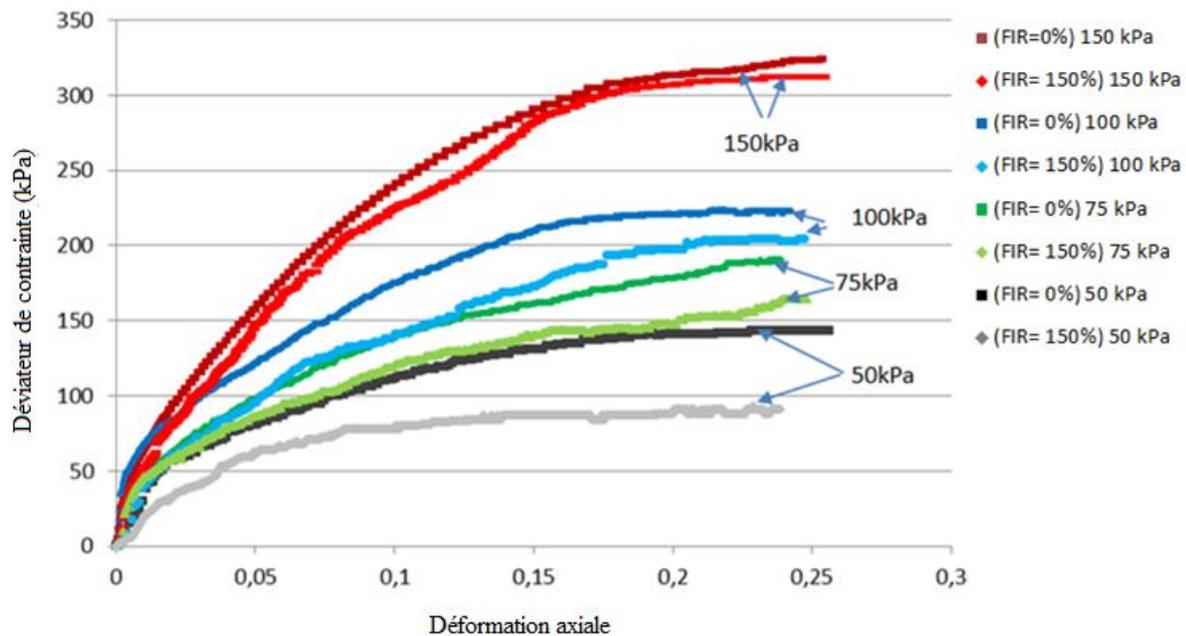


Figure 60 : Effet de la contrainte de confinement sur le déviateur de contraintes en cisaillement du sol non traité et traité avec un $FIR = 150\%$

En partant du fait que le sol traité est normalement consolidé, sa cohésion effective est considérée donc nulle. On obtient des essais réalisés que l'angle de frottement du mélange sol-mousse pour un FIR initial donné, augmente avec la contrainte de consolidation pour atteindre l'angle de frottement du sol non traité pour une pression de confinement de 150 kPa (Figure

61). Ce résultat confirme que le rôle de la mousse est complètement atténué pour des contraintes de consolidation élevées. Les bulles de la mousse qui échappent à l'écrasement, sont déformées en microbulles et demeurent incompressibles.

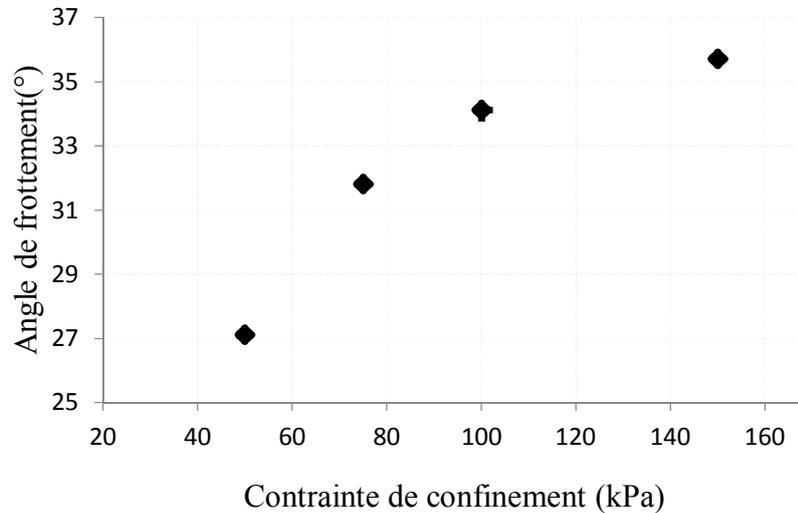


Figure 61 : Angle de frottement en fonction de la contrainte de confinement (FIR = 150%).

VI. Effet de la dégradation de la mousse au cours du temps sur les propriétés hydromécaniques du sol traité

Afin de suivre l'évolution des caractéristiques de compressibilité et de consolidation du sol traité au cours de la dégradation de l'agent tensioactif, une série d'essais œdométriques est réalisée. La Figure 62 présente les différentes courbes de compressibilité obtenues des résultats des essais jusqu'au 28^{ème} jour. Comme c'était attendu, une réduction du coefficient de compressibilité du sol traité au cours du temps était observée. Ceci est bien due à la dégradation physique de la mousse par coalescence et murissement. Les essais de la dégradation physique de la mousse, réalisés sur l'agent moussant en mélange ou non avec le sol confirment cette tendance au cours du temps (Partie 1 ; Figure 22 & 23).

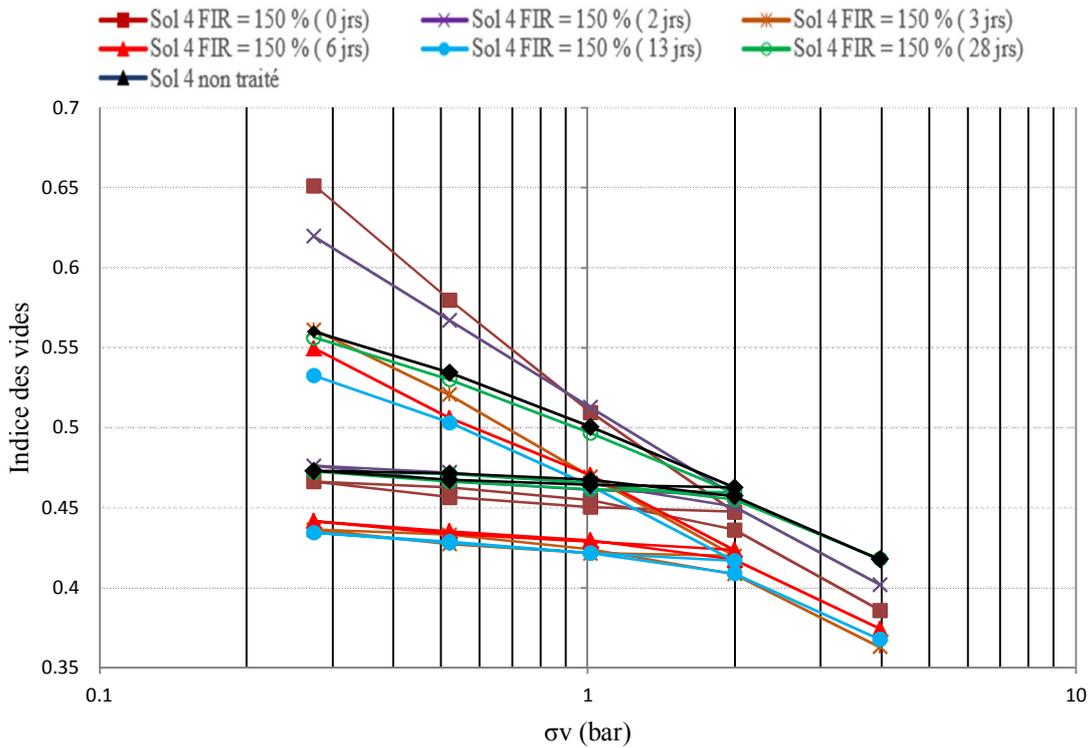


Figure 62 : Evolution de la compressibilité du sol au cours de la dégradation

La variation de l'indice des vides initial est en adéquation avec la variation de volume du sol. En fait, la courbe de variation d'indice des vides initial présente la même allure que celle de changement de volume des bulles de la mousse dans sol (Figure 63). Au bout du 5^{ème} jour, on commence à avoir une tendance vers l'indice des vides non traité.

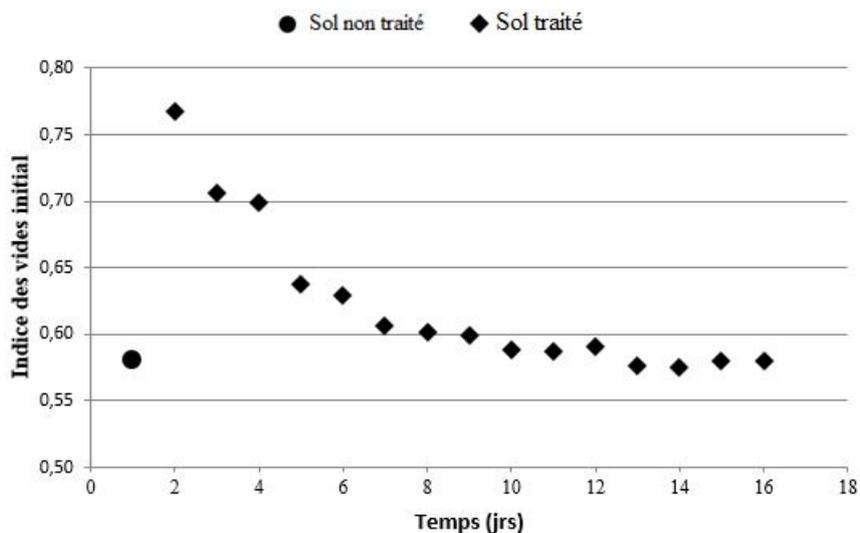


Figure 63 : Evolution d'indice de vides initial du sol traité (FIR=150%)

La variation du coefficient de compressibilité et celle du gonflement peut être liée à la stabilité des bulles de la mousse dans le sol. En fait, ces bulles sont caractérisées par un état

stable juste après le traitement avec l'agent moussant. Ensuite, dans les cinq premiers jours, ces bulles commencent à perdre rapidement leur stabilité ce qui conduisait à leur disparition. Le suivi de la variation des coefficients de compressibilité et de gonflement du sol traité montre que tous les échantillons du sol retrouvaient leur état initial avant traitement au bout de 28 jours (Figure 64).

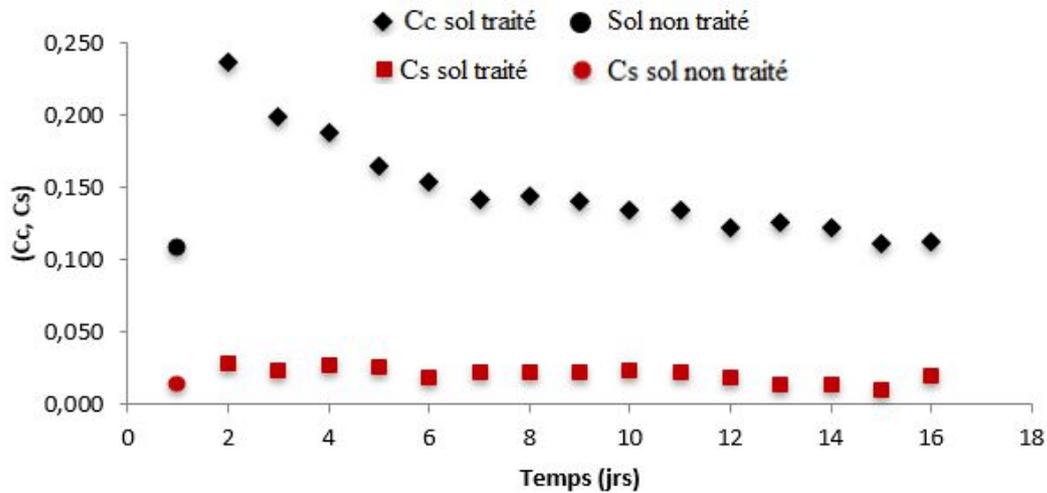


Figure 64 : Evolution des coefficients de compressibilité et gonflement du sol au cours du temps

Les Figure 65 et Figure 66 présentent les courbes de consolidation, respectivement pour les échantillons sous des contraintes de 52 kPa et 200 kPa. Elles montrent une augmentation importante du tassement du sol dans les cinq premiers jours puis diminue après ce jour ci. Après vingt-huit jours de dégradation de la mousse, le tassement du sol traité devient similaire à celui du sol non traité.

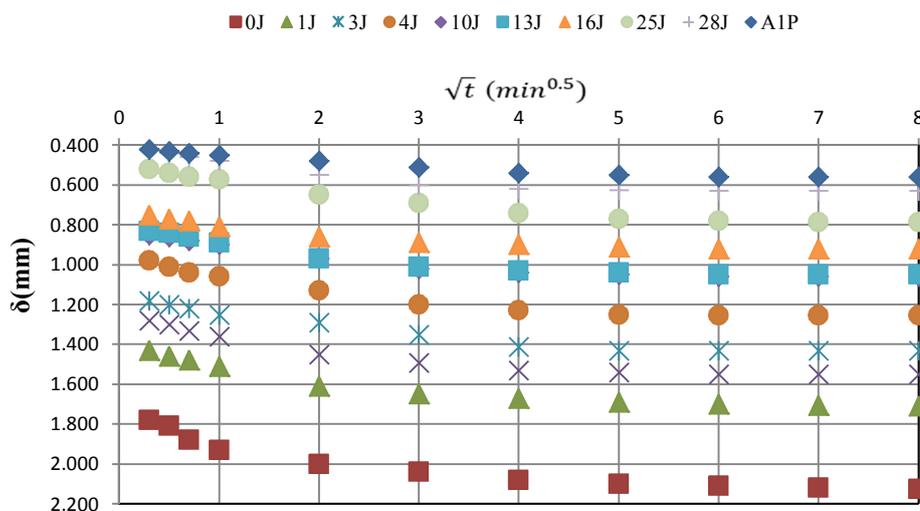


Figure 65 : Tassement en conditions œdométriques sous une contrainte verticale de 52 KPa (0J : premier jour, XJ=X jours, A1P : Sol non traité)

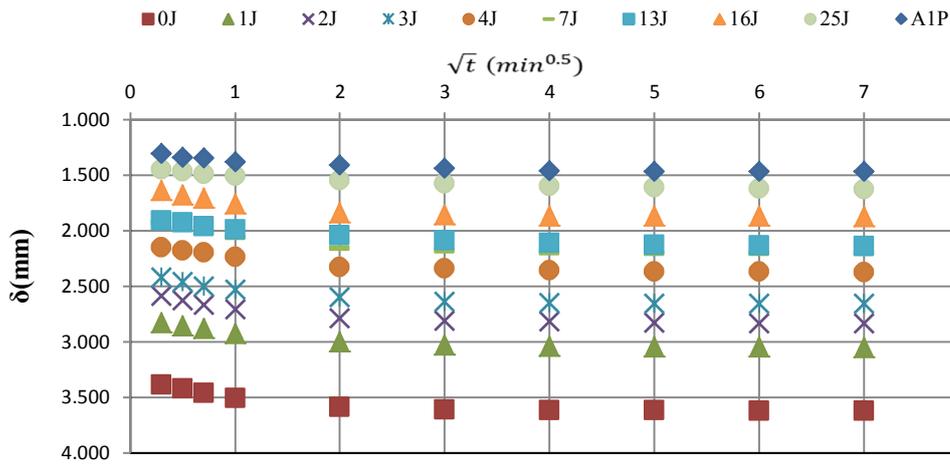


Figure 66 : Tassement en conditions œdométriques sous une contrainte verticale de 200 kPa (0J : premier jour, XJ=X jours, A1P : Sol non traité)

L'essai de perméabilité est réalisé dans le cas du sol non traité. Ensuite, il a été conduit dans le cas du sol traité jusqu'au 28^{ème} jour du cycle de dégradation de la mousse.

Une réduction de la perméabilité du sol a été bien constatée. En fait, la perméabilité du sol non traité était de $3,32 \cdot 10^{-9} \text{ m/s}$, alors que celle du sol traité est de $9,85 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$. Ce changement est dû à la présence des bulles d'air dans le sol qui jouent le rôle d'inclusions imperméable à l'eau. Grâce à leur stabilité importante, les bulles de la mousse réduisent les pores dans le sol et diminuent ainsi la perméabilité du sol.

Au cours de la dégradation de la mousse, la perméabilité du sol augmente en lien avec la diminution du nombre de bulles de la mousse dans le sol. La perméabilité à 28 jours reste quand même inférieure à celle trouvée dans le sol non traité. Cela semble être lié au fait qu'au bout de 28 jours il n'y a pas eu une disparition totale de la mousse dans le sol (Figure 67).

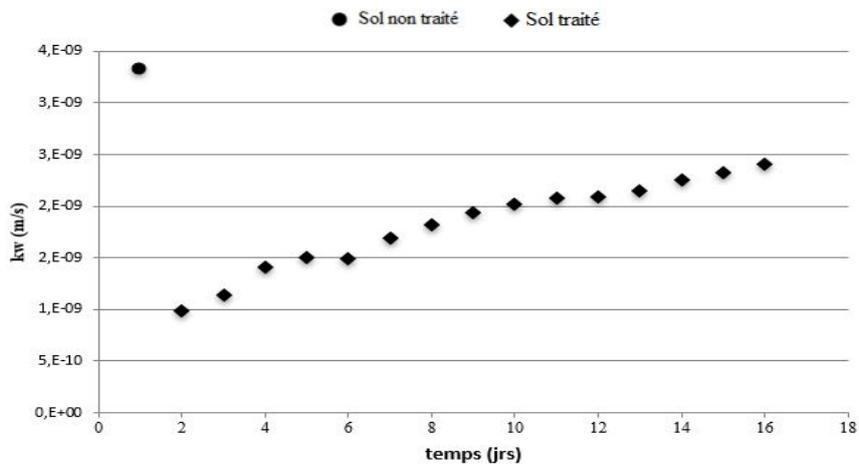


Figure 67 : Evolution de la perméabilité du sol au cours de la dégradation physique de la mousse

VII. Conclusion

Le traitement du sol avec l'agent moussant introduit des changements des propriétés hydromécaniques du sol traité. En effet, une réduction à la fois de la perméabilité et de l'angle de frottement a été bien observée. Les essais œdométriques montraient que le coefficient de compressibilité augmentait avec le taux de la mousse, représenté par la valeur FIR. Ces propriétés hydromécaniques dépendent directement du vieillissement de la mousse à court terme sous l'effet du chargement mécanique et du vieillissement à long terme dû à la dégradation physique de la mousse, se manifestant par l'écrasement (le crushing) des bulles.

La récupération des caractéristiques initiales du sol ne demande pas beaucoup de temps. Les résultats des essais présentés dans ce chapitre ont montré que généralement au bout de 28 jours, les caractéristiques mécaniques initiales du sol sont retrouvées. Par contre la perméabilité du sol traité reste toujours légèrement inférieure à celle du sol non traité tel qu'elle est mesurée avant le rajout du tensioactif.

Chapitre 3:

Etude expérimentale de l'écoulement de la mousse à travers un sol traité

I. Introduction

Les propriétés liées à l'écoulement de la mousse utilisée dans le cadre du creusement des tunnels par la méthode EPB affectant directement la capacité de contrôle du sol dans la chambre d'abattage. Dans ce chapitre l'écoulement de la mousse dans le milieu poreux a été investigué à travers des essais en colonne. L'objectif est d'étudier la diffusion de la mousse dans le sol traité et l'effet de l'évolution de la mousse (drainage, coalescence et murissement) sur le milieu.

Dans une première partie, un essai de drainage gravitaire dans le sol faisant l'objet de notre campagne d'essais hydromécaniques (sol4 traité avec $FIR=150\%$) a été réalisé dans le but de comprendre l'effet de l'écoulement de la mousse au cours du drainage sur la pression interstitielle dans le mélange.

Dans une deuxième partie, l'effet des phénomènes de drainage et de coalescence de la mousse sont investigués à partir des analyses au Turbiscan. Une comparaison de l'effet de la granulométrie sur la vitesse de vieillissement de la mousse dans le mélange a été déduite.

Dans une dernière partie, une étude de l'effet de l'écoulement de la mousse dans un milieu sableux (sol1, sol1 bis et sol2) a été investiguée à partir d'une injection de tensioactif plus de l'air afin de créer la mousse dans le milieu poreux et du suivi de l'effet de leur mouvement sur la pression interstitielle générée. Cet essai a été réalisé pour satisfaire les conditions d'un écoulement multiphasique permanent de la mousse dans le milieu poreux.

II. Effet de la mousse sur l'écoulement dans le sol

II.1. Effet de la mousse sur le drainage gravitaire

L'évolution de la pression interstitielle dans la colonne du mélange sol-mousse au cours du temps montre une instabilité de la pression mesurée avec les tensiomètres. Cette instabilité est due au mouvement des bulles de la mousse dans le mélange.

La mousse peut être en contact avec les tensiomètres au niveau de la partie film ou de la partie air. Les pressions interstitielles à différents niveaux de l'échantillon ont des valeurs dans le sol traité inférieures à celles dans le sol non traité (Figure 68). Ce qui montre une désaturation plus rapide du mélange sol mousse comparé au sol non traité. La vitesse de désaturation due au drainage dans le mélange sol mousse est plus rapide que celle du sol propre. Ceci est dû au phénomène de drainage qui caractérise les mousses liquides et qui est additionné au drainage gravitaire de l'eau.

On remarque aux points de niveaux respectivement -41 cm (T2) et -79 cm (T3) (Chapitre 1 : Figure 44), une diminution de la pression interstitielle jusqu'à devenir constante au passage de l'état quasi saturé à l'état non saturé. La pression se stabilise pour ces deux niveaux plus rapidement dans le cas de sol propre, ce qui montre une vitesse de drainage plus importante dans ce cas par rapport au sol traité. La présence des bulles freine ainsi le drainage. Au niveau -4 cm (T1), les deux courbes des échantillons non traité et traité sont confondues. La présence des bulles n'affecte pas la pression et son évolution au cours du temps vu qu'on est quasiment à une pression atmosphérique et donc les bulles à ce niveau ont du mal à se former et surtout à persister.

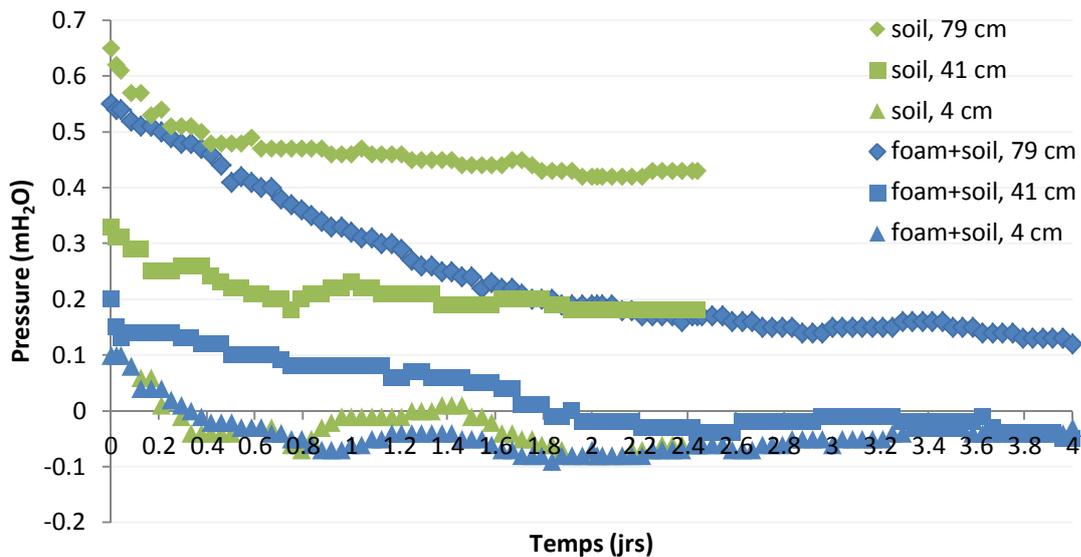


Figure 68 : Variation de la pression interstitielle dans la colonne du sol + mousse en comparaison avec celle dans la colonne du sol non traité sous un drainage gravitaire

Les observations oculaires de la colonne, mettent en évidence le phénomène de tassement de l'échantillon sol mousse ainsi que les phénomènes de vieillissement de la mousse traduits par l'augmentation des tailles des pores. En d'autres termes c'est à la suite de la coalescence, que les bulles de la mousse injectée s'écrasent et donc le volume qu'elles occupaient se transforme en volume constitué de pores (Figure 69).

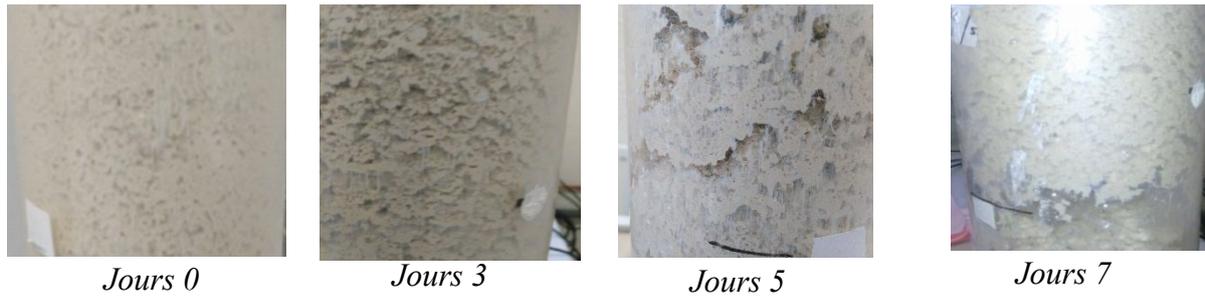


Figure 69 : Variation de la structure du sol dans la colonne (niveau entre 10 et 15 cm)

II.2. Essais d'injection de la mousse dans le sol

II.2.1 Injection de la mousse dans la colonne

L'injection de la mousse dans le sol correspondant à l'essai décrit dans le chapitre 1 (paragraphe V.3.1). L'essai est réalisé sur le sol 1 avec une mousse préparée en amont. L'effet de l'injection de la mousse dans le milieu poreux sur l'augmentation de la pression interstitielle dans le mélange au cours du temps dans différentes positions tout au long de la hauteur de la colonne (T1 : $z = 10$ cm ; T2 : $z = 25$ cm et T3 : $z = 40$ cm). La Figure 70 représente l'évolution de la pression mesurée par le tensiomètre dans les différentes positions de la colonne de sable non traité au cours de la formation de la mousse dans la colonne. Pour une position donnée (la mesure correspond à un tensiomètre), on remarque une augmentation de la pression interstitielle (pression positive) jusqu'à la stabilisation lorsque la colonne est entièrement saturée par la mousse (Figure 70).

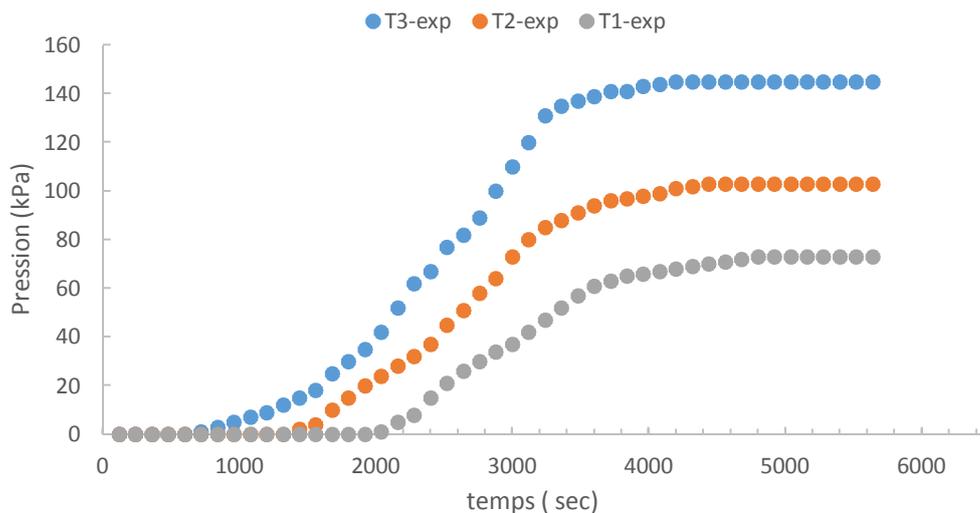


Figure 70 : Évolution de la pression interstitielle mesurée par les tensiomètres au cours de l'écoulement de la mousse dans le sable

L'addition de l'argile conduit à la diminution de la perméabilité du mélange sable-kaolin. La création de la mousse conduit à des pressions plus élevées que dans le sable seul.

Dans le cas de présence de kaolin, le transport des particules de kaolin avec la mousse dans le milieu ont conduit à une modification du milieu poreux pendant le transport. Les sols argileux de type sol 4 (utilisés pour l'étude hydromécanique) n'ont pas pu être testés dans ce travail puisque le dispositif expérimental à disposition ne permet pas d'assurer un écoulement sous pression importante.

II.2.2 Création de mousse dans la colonne

Une autre méthode d'injection de création de mousse dans la colonne a été réalisé en utilisant le dispositif décrit en chapitre 1, paragraphe V.3.2. Avant de réaliser cette injection, des expériences de traçage et d'injection de tensioactif permettent de déduire respectivement le coefficient de dispersion du milieu poreux ainsi que la cinétique d'adsorption du tensioactif dans le milieu poreux.

II.2.2.1. Test de traçage

On utilise comme traceur une solution saline de NaCl de concentration égale à $0,2 \text{ g.L}^{-1}$, dont on mesure la conductivité électrique à l'aide d'un conductimètre (Orion 4 Star, Thermo Scientific). Ces tests ont été réalisé sur les colonnes de 40 cm de longueur et 4,4 cm de diamètre. On réalise la courbe d'étalonnage pour obtenir la conductivité électrique ($\mu\text{S.cm}^{-1}$) en fonction de la concentration en sel C . Cet essai nous permet de déduire le coefficient de dispersion du milieu. L'expérience est réalisée dans le cas du sol 1 (Figure 71). Le coefficient de dispersion de ce milieu est déduit par identification inverse en appliquant la solution analytique (Eq. 44) à l'équation de convection dispersion en une dimension. La dispersion identifiée est de l'ordre de $5 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$.

$$\frac{c(L,t)}{c_0} = \frac{1}{2} \left\{ \operatorname{erfc} \left(\frac{x-ut}{\sqrt{4Dt}} \right) + \exp \left(\frac{xu}{D} \right) \cdot \operatorname{erfc} \left(\frac{x+ut}{\sqrt{4Dt}} \right) \right\} \quad \text{Eq. 44}$$

D est le coefficient de dispersion et x représente la hauteur de l'échantillon.

Pour nos expériences on utilise une solution de tensioactif avec une concentration $C_f = 3 \%$ (en masse égale à $1,5 \text{ g.L}^{-1}$). La concentration en tensioactif dans les effluents est mesurée à l'aide de la conductivité électrique. On réalise d'abord la courbe d'étalonnage pour des différentes valeurs de concentration du tensioactif. L'expérience est réalisée sur le sol 1. Les résultats de l'injection du tensioactif montrent un comportement différent de la courbe de percée par rapport à celle du

traceur. Cette différence est due à l'adsorption du produit dans le milieu poreux déjà démontrée dans la littérature (Estefanía, 2014) (Figure 71).

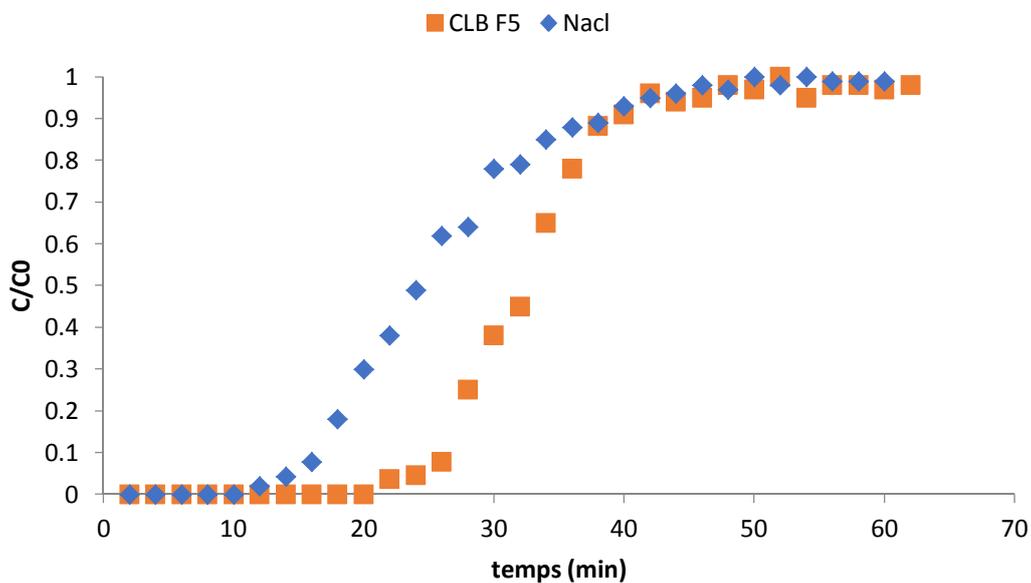


Figure 71 : Test de traçage avec le NaCl et d'une injection de solution d'agent moussant

II.2.2.2. Création de la mousse

Le gaz et le tensioactif ($C_f=3\%$) ont été injectés simultanément avec les débits respectifs de $3 \text{ ml}\cdot\text{min}^{-1}$ et $1,5 \text{ ml}\cdot\text{min}^{-1}$ dans la colonne du sol saturé. La création de la mousse dans le sol conduit à l'augmentation de la pression interstitielle. Les expériences d'injection de la mousse dans un sol à faibles taux massiques d'argile de 10 et 20 % (sol 1 bis et sol 2) ont été réalisées dans l'objectif d'analyser l'effet de l'argile sur la pression interstitielle pendant la création de la mousse dans la colonne du sol (figure 72). Les courbes expérimentales de la figure 72 montrent que la différence de pression interstitielle dans le sol augmente linéairement avec la création de la mousse tout au long de la colonne (indiquée par l'avancement du front de la mousse).

Dans l'objectif d'avoir une idée sur l'effet de l'injection sur la pression créée dans le sol, la mesure de la différence de pression entre l'entrée et la sortie de la colonne a été mesurée au cours de l'injection de la mousse pour les trois sols : sol 1, sol 1 bis et sol 2. La pression a été mesurée tous les 5 cm d'avancement de la mousse le long de la colonne par un capteur de pression interstitielle placé en bas de la colonne (Figure 72). Des problèmes de mesure de l'évolution de la pression au cours du temps ont été survenus grâce aux pressions importantes créées dans les tuyaux qui conduisent à un retour de la mousse vers le débitmètre massique (.

Les mesures ont été prises donc en fonction de l'avancement du front de la mousse créée dans la colonne chaque 5 cm. En fonction du type de sol, la création de la mousse dans le sol prend d'une heure environ à 1 jour pour le sol 2.

La présence de l'argile augmente la pression interstitielle dans la colonne tout au long de l'écoulement de la mousse.

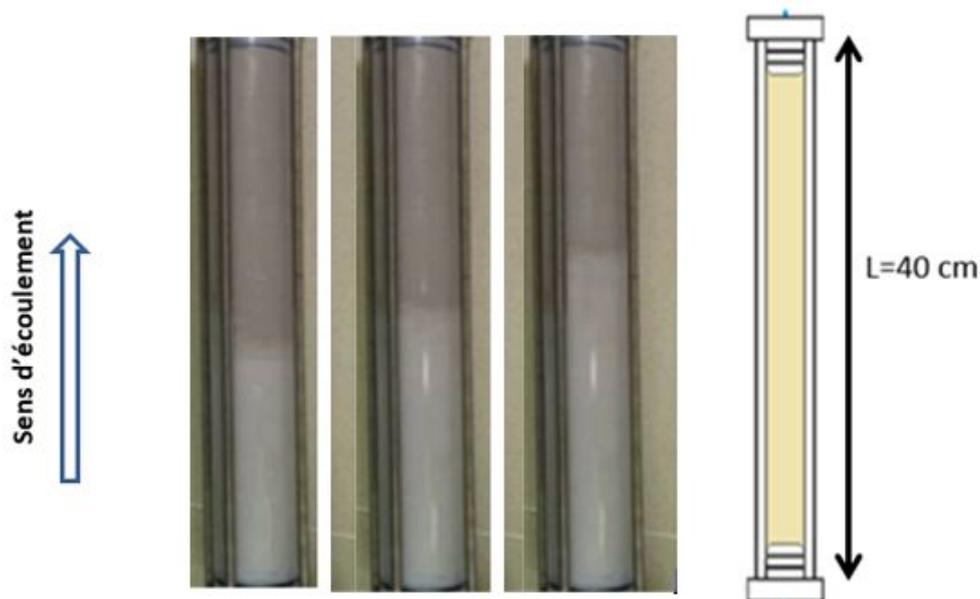
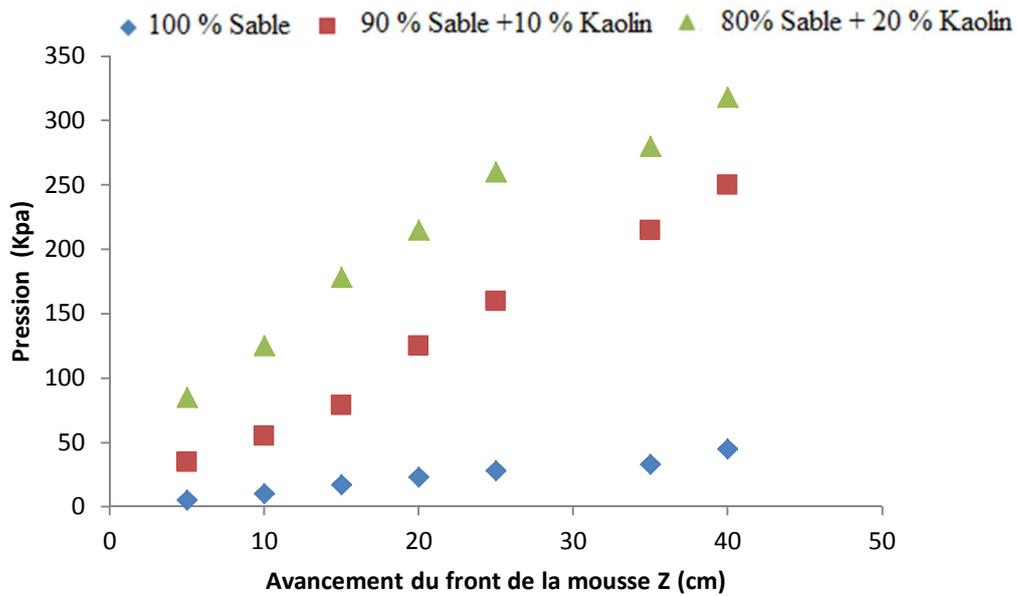


Figure 72 : Effet du pourcentage du Kaolin dans le sol sur les pressions générées tout au long de la colonne en injectant la mousse (Z (cm)) : avancement de la mousse dans la colonne

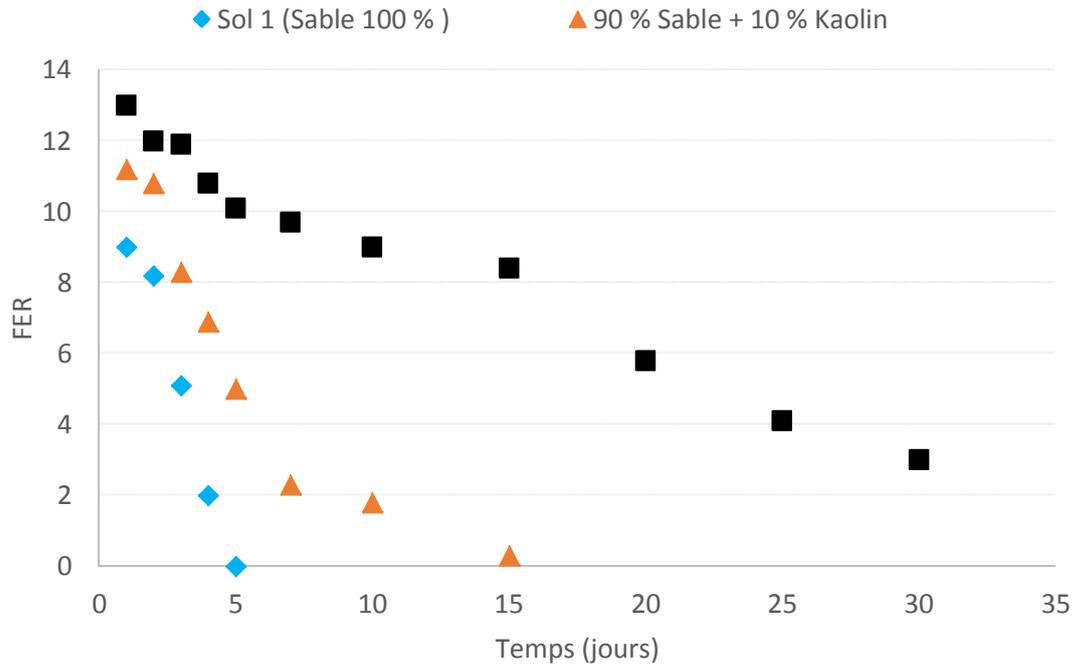
La mesure du paramètre FER de la mousse issue de la colonne saturée en mousse est réalisée à partir de l'analyse du paramètre *FER*. Les résultats montrent que la mousse créée dans le sable présente un *FER* moins important que celle créée dans le cas d'argile (Tableau 14).

Tableau 14 : Etat de la mousse à la sortie de la colonne (état initial à 0 jrs)

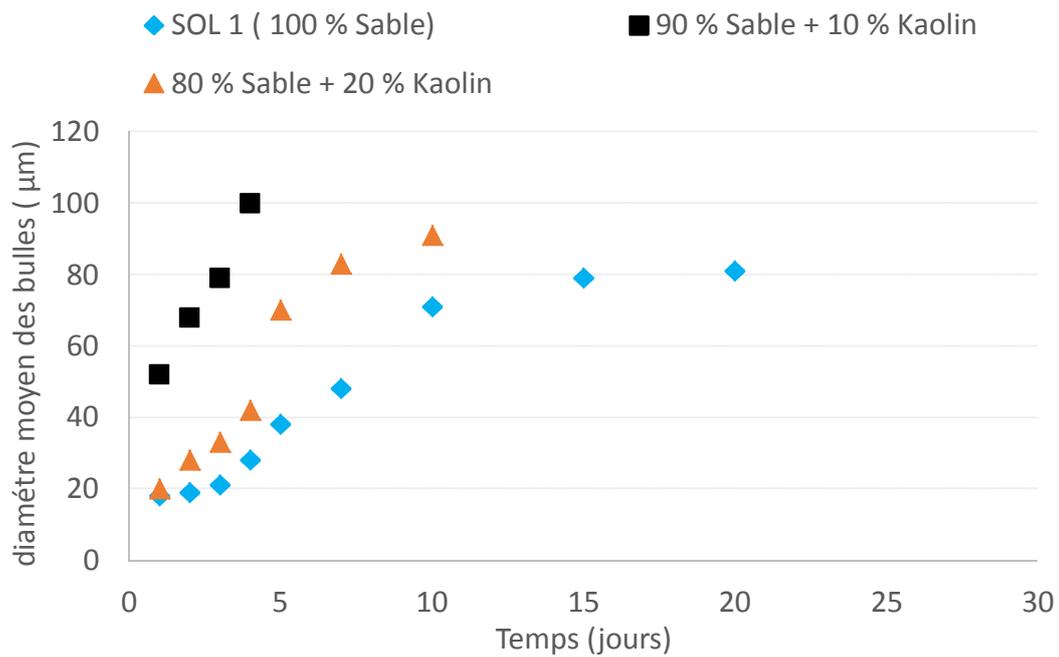
Sol	<i>FER</i>
Sol 1:100% Sable	9%
Sol 1bis: sable +10 % kaolin	11,20%
Sol 2: sable + 20 % kaolin	13%

L'évaluation de la dégradation de la mousse dans le sol à partir de l'analyse de l'évolution du paramètre *FIR* de la mousse dans les colonnes au cours du temps est réalisée. Cette expérience consiste à récupérer la mousse à la sortie en haut de la colonne saturée suite à l'injection de la mousse en bas de la colonne. Les liquides sont analysés pour identifier la qualité de la mousse à la sortie de la colonne. Au cours du temps et à partir d'un moment, la mousse n'est plus récupérée et c'est uniquement une solution liquide qui est récupérée.

La Figure 73(a) montre l'effet le FER de la mousse récupérée en sortie de colonne. Le sol 2 montre l'effet de la présence de l'argile qui assure un FER plus important en cours du temps que les sol 1 et sol 1bis. La mesure des diamètres des bulles par Turbiscan de ces solutions montre que la présence d'argile permet de créer des bulles de diamètre plus bas qui augmente avec le temps par les phénomènes de coalescence, murissement et drainage de la mousse d'une manière importante les premiers jours puis avec une vitesse plus faible (Figure 73.b).



(a)



(b)

Figure 73: Analyse de la mousse à la sortie de la colonne : (a) Evolution du FER, (b) diamètre des bulles de la mousse déterminée par Turbiscan

III. Stabilité de la mousse générée au cours du temps

L'analyse de la stabilité de la mousse consiste à interpréter les phénomènes de drainage et de coalescence de la mousse dans le temps à l'aide de différents types de tests de caractérisation.

Le drainage du liquide entourant les bulles de gaz est le premier facteur qui influence la stabilité de la mousse. Ce drainage peut se produire naturellement grâce aux forces de gravité soit dans le cas de la mousse seule ou le mélange sol-mousse. Dans le cas où une contrainte mécanique est transmise à la mousse, un drainage forcé se produira avec une modification de sa structure. Wu et al. (2018) ont été les premiers auteurs qui ont étudié ce type de dégradation. Dans cette partie nous ne nous intéressons qu'à l'évolution de la mousse sans chargement mécanique.

III.1. Analyse de la stabilité de la mousse seule

La détermination de ce qu'on appelle la demi-vie de la mousse à partir des phénomènes de drainage a été faite selon EFNARC (2005). Selon cette méthode proposée, la demi-vie est déterminée en introduisant 80 g de mousse dans un entonnoir filtrant soumis à la pression atmosphérique et en suivant l'évolution de la masse de liquide produite par le drainage. Cette demi-vie est égale à 40 ml de liquide en sortie, soit 50 % du liquide contenu dans la mousse. Cette méthode a permis de déterminer le temps de demi-vie de 19 min pour la mousse utilisée dans notre étude avec un $C_f = 3\%$ et un $FER = 10\%$ (Figure 74). Cette demi-vie donne une indication de l'évolution de la mousse seule pendant son utilisation. Une fois mélangée au sol, cette durée de vie est bien évidemment affectée par la présence de particules de sol.

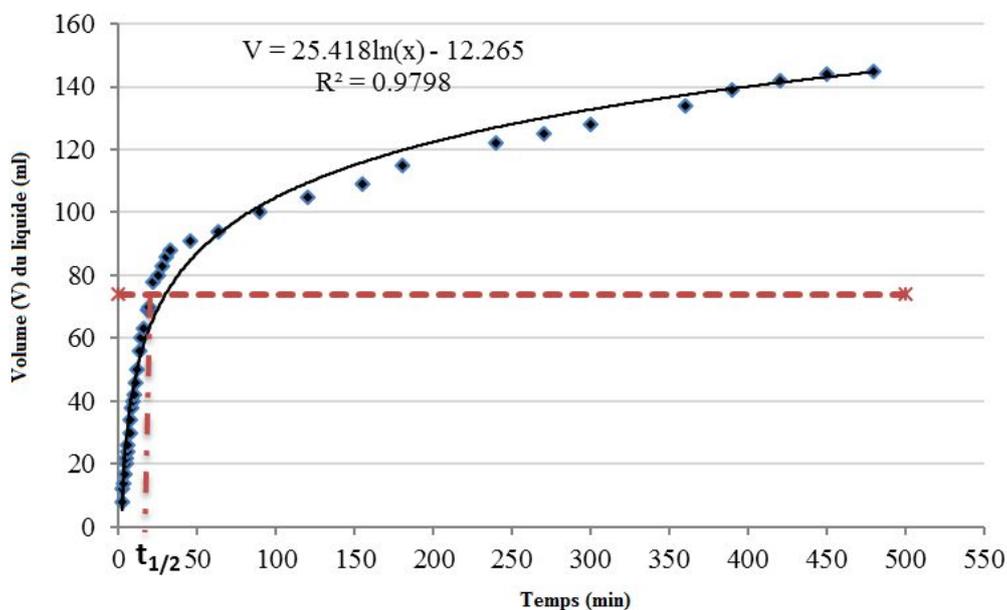
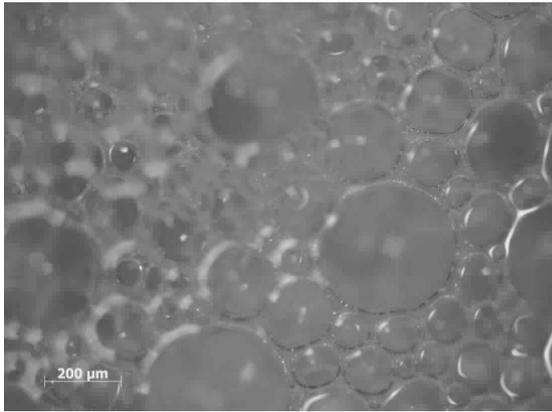


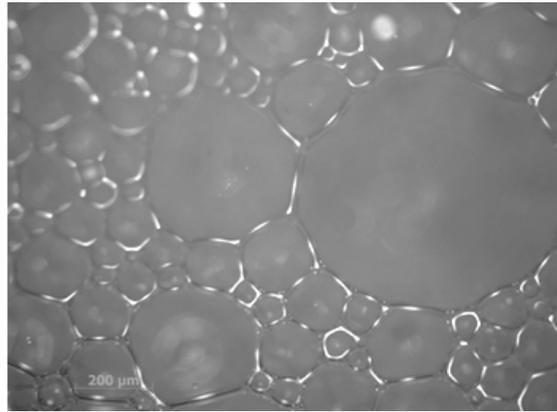
Figure 74 : Evolution du drainage de liquide dans la mousse au cours du temps

Le drainage du liquide est suivi d'une expansion des bulles de la mousse avec le temps qui est accompagnée d'une diminution de l'épaisseur du film liquide qui les entourent. Des

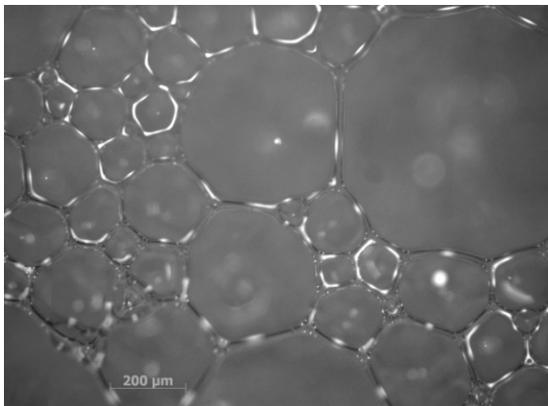
observations au microscope optique ont été utilisées pour analyser l'évolution de la structure des bulles de gaz de la mousse au fil du temps (Figure 75). Un échantillon de mousse a été analysé par les observations au microscope optique au cours du temps. Les résultats montrent une évolution rapide de la structure de la mousse qui est manifestée par une augmentation du diamètre de la bulle et une diminution de l'épaisseur du film liquide entourant les bulles. Il est à noter que cette variation décrit la variation de l'état des bulles dans la mousse qui sont notamment exposées directement à l'air libre.



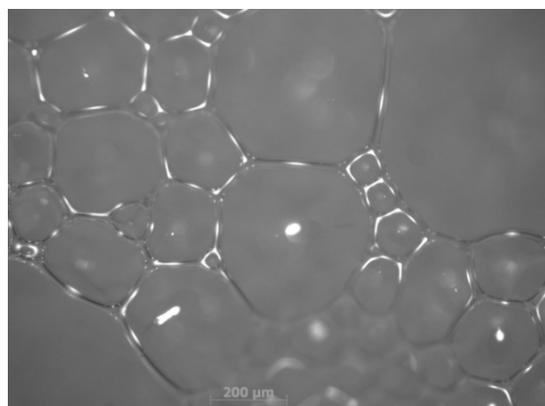
(a) Après 5 min



(b) Après 10 min



(c) Après 15 min



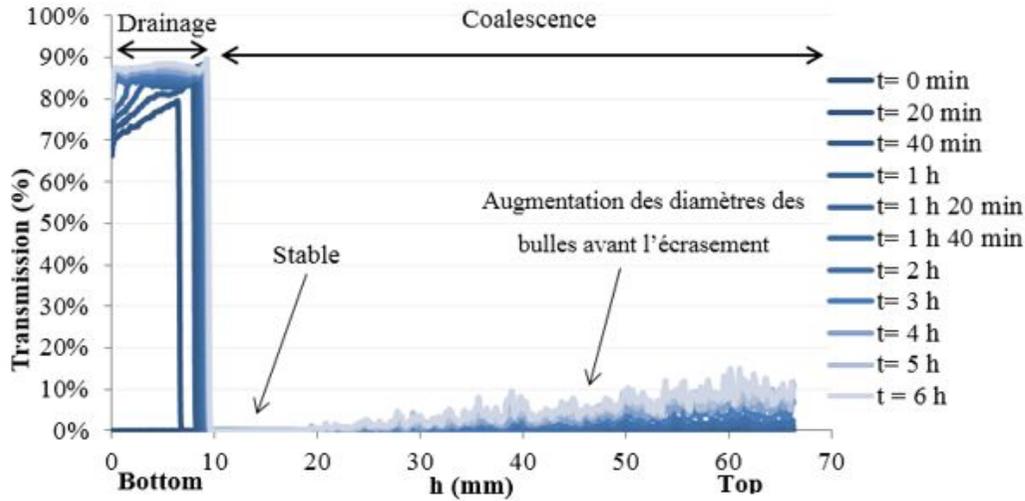
(d) Après 25 min

Figure 75 : Evolution de la structure de la mousse au cours du temps : (a) Photo après 5 min de la formation de la mousse (b) Photo après 10 min (c) photo après 15 min (d) photo après 25 min (Microscope Optique)

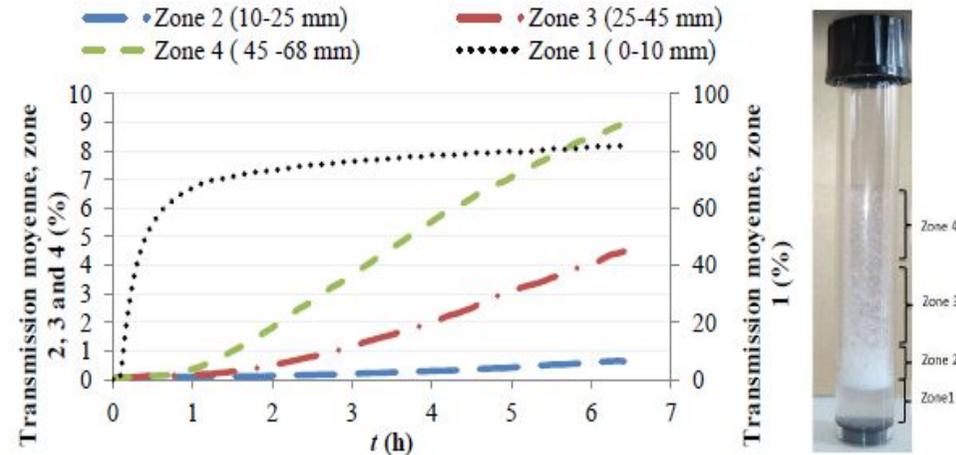
Nous avons effectué un essai Turbiscan (Pour plus de détails sur cet essai, nous citons : Celia et al. 2009; Kang et al. 2011; Nooshin Noshirvani 2009) sur un échantillon de mousse unique. Les résultats montrent clairement l'évolution du drainage du liquide dans le temps. En effet, il en résulte une augmentation rapide de la valeur de transmission. Cependant, le phénomène de coalescence se traduit par une augmentation du diamètre des bulles qui forment la mousse (Figure 75.a). Dans la Figure 75.b, l'axe des abscisses représente la hauteur de la mousse dans le tube alors que l'axe des ordonnées représente l'évolution de la mousse est différente sur toute la longueur de l'échantillon. La Figure 75.c montre l'évolution de la transmission moyenne dans 4 régions de l'échantillon : zone de drainage liquide entre 0 et 10 mm, zone inférieure de la mousse entre 10 mm et 25 mm (zone 2), médiane entre 25 mm et 45 mm (zone 3) et les 45 et 68 mm supérieurs (zone 4). Les résultats montrent une différence significative entre les taux d'évolution de la mousse dans les quatre régions de l'échantillon. Cette variation est directement liée à l'évolution du diamètre et du volume des bulles de mousse dans les zones 2, 3 et 4. La partie supérieure devient rapidement plus sèche et donc les bulles augmentent en diamètre avant de s'écraser (figure 76.c). La cinétique de drainage du liquide (zone 1) est beaucoup plus rapide que la cinétique de coalescence dans les 3 autres régions de l'échantillon. Cette variation est directement liée à l'évolution du diamètre et de volume des bulles de mousse dans les zones 2, 3 et 4. La partie supérieure de l'échantillon de la mousse se dessèche rapidement et le diamètre des bulles augmente avant leurs écrasements au cours du temps. Le taux de drainage du liquide (zone 1) est beaucoup plus rapide que le taux de coalescence dans les 3 autres régions de l'échantillon de la mousse.

Il est noté que le phénomène de drainage est homogène pendant une heure ce qui résulte d'une évolution uniforme du diamètre des bulles dans les trois régions. Après une heure, la partie supérieure commence à devenir plus sèche que la partie inférieure avec une augmentation significative du diamètre d en zone 4 par rapport aux zones 2 et 3 (Figure 75. d). Cette différence est le résultat d'un phénomène de coalescence.

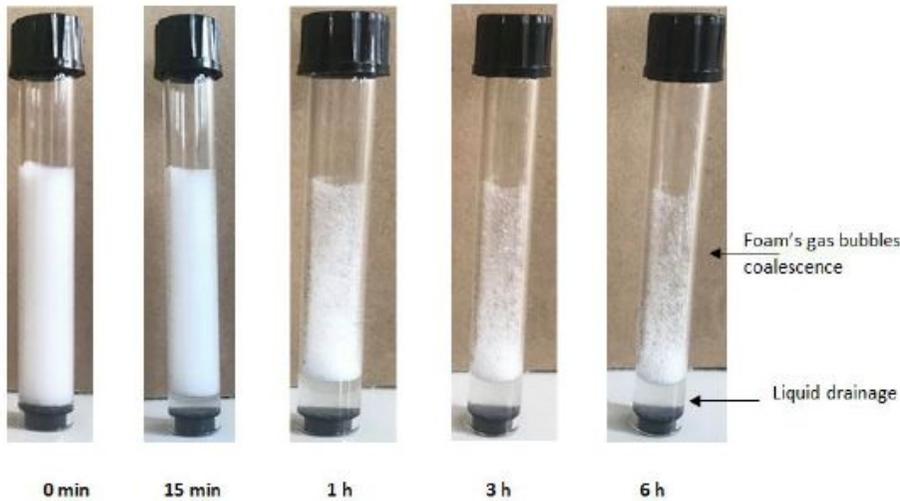
Partie 2 : Etude expérimentale
Chapitre 3 : Etude expérimentale de l'écoulement de la mousse à travers un sol traité



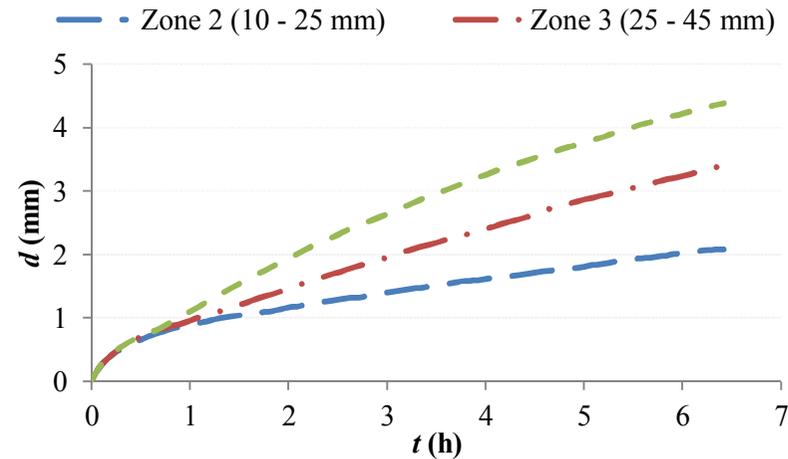
(a) transmission



(b) Effet de l'évolution de coalescence et drainage



(c) observations Optique



(d) Evolution du diamètre des bulles de gaz au cours du temps

Figure 76 : Résultats du Turbiscan sur la mousse seule

III.2 Analyse de la dégradation de la mousse à partir des résultats Turbiscan

Dans le cas d'un sol traité, l'effet de la mousse et sa stabilité sont analysés à partir des résultats de rétrodiffusion. La figure 10 montre comment la mousse réduit les valeurs de la rétrodiffusion dans le sol traité bien immédiatement après le mélange. Ces résultats montrent la génération d'un volume de bulles de gaz dans l'échantillon en fonction du *FIR* choisi d'où l'augmentation de la porosité totale de l'échantillon traité. Les résultats confirment que l'augmentation de la porosité dans les échantillons plutôt sableux selon le *FIR* choisie est plus importante comparés à celles des échantillons argileux (Figure 77).

L'effet du *FIR* sur la stabilité de la mousse est étudié à partir des tests Turbiscan sur le même sol traité avec différents pourcentages de *FIR*. Les phénomènes de drainage et de coalescence observés dans le cas de la mousse seule se retrouvent dans le cas de la mousse dans le sol, sauf que les vitesses de ces deux phénomènes est beaucoup plus longue en comparaison avec celle de la mousse seule. Cela s'explique par le fait que les particules solides protègent les bulles, de même que la faible perméabilité des sols argileux réduit le potentiel de drainage.

Les sols utilisés dans cette étude sont traités avec différents *FIR* et l'effet du *FIR* sur la stabilité de la mousse est ensuite analysé.

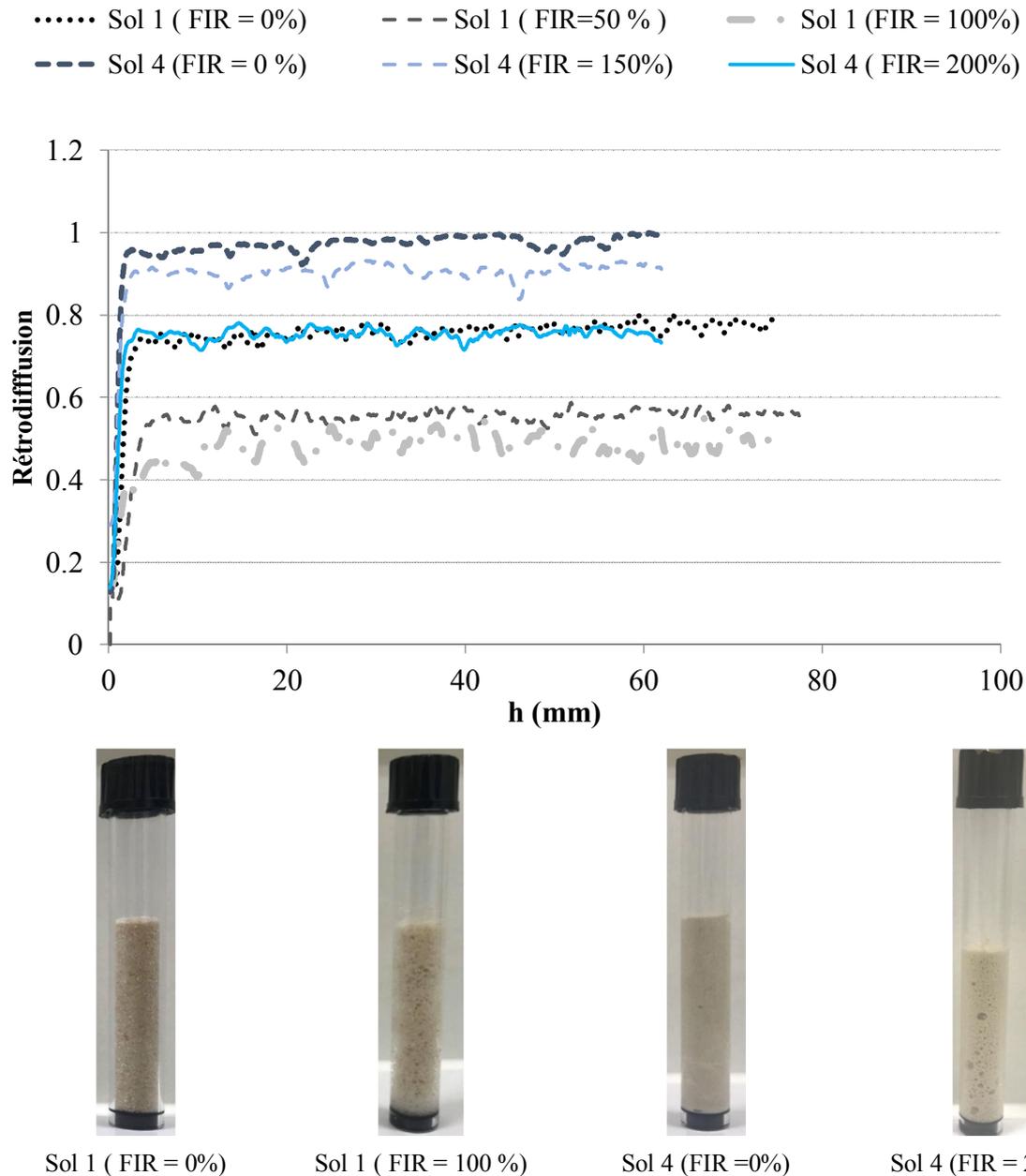
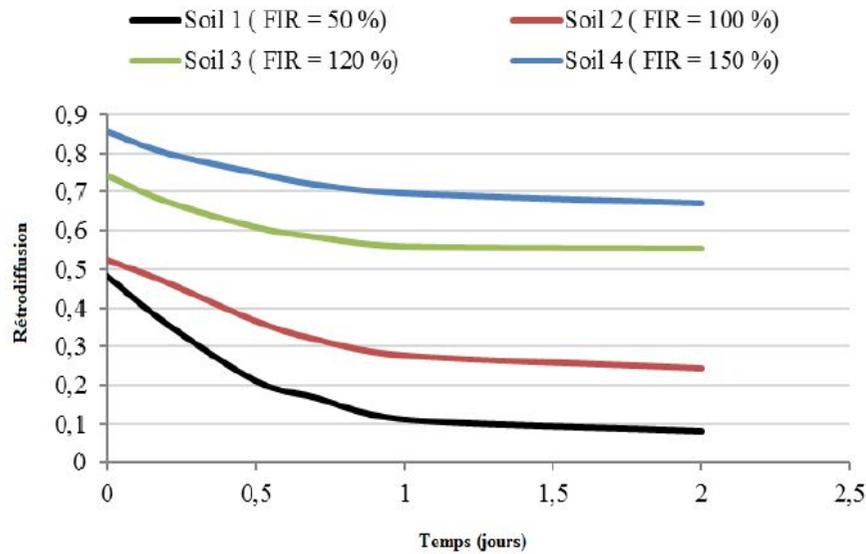


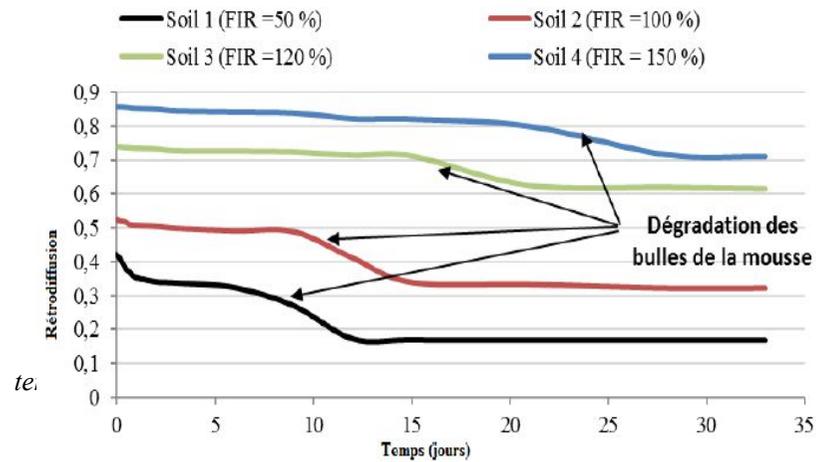
Figure 77 : Effet du FIR sur la réponse en rétrodiffusion du sol traité immédiat après le mélange

L'effet de la composition du sol sur la stabilité de la mousse est analysé à travers l'évolution dans le temps de la rétrodiffusion pour les quatre sols traités avec un *FIR* optimal (même état de fluidité selon l'essai d'affaissement pour une valeur entre 3 et 6 mm). Deux régions sont identifiées : une région inférieure où observe un drainage dû à l'accumulation de liquide vers le fond de l'échantillon (généralement entre 0 mm et 10 mm) et une région supérieure où on observe de la coalescence suivie de l'écrasement des bulles. La Figure 78.a et b montre l'évolution de la valeur moyenne de rétrodiffusion dans la région de drainage inférieure et

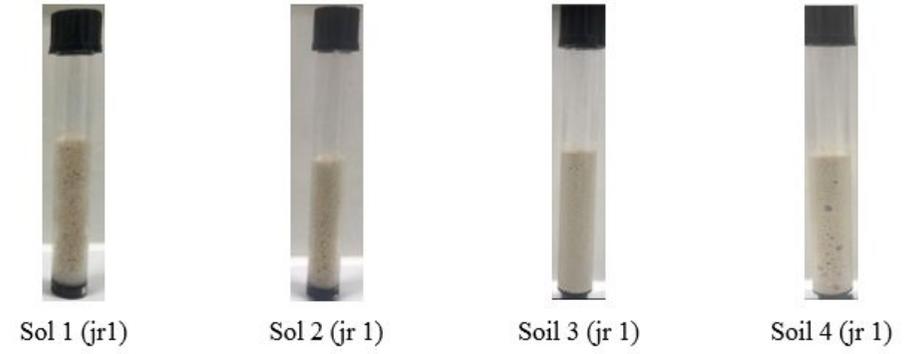
supérieure pour des échantillons de sols traités. Les résultats montrent un taux de drainage plus élevé dans le sol sableux au fond de l'échantillon (Figure 78.c), ce qui a entraîné une diminution des valeurs moyennes de rétrodiffusion. Ce taux de drainage est encore inférieur à celui de la mousse seule. Le phénomène de coalescence est également se manifeste moins dans l'argile et l'écrasement des bulles sous l'effet du poids du sol est observé. Généralement, les bulles dans un sol sablonneux commencent à s'écraser plus rapidement que celles incorporées dans une structure argileuse (Figure 78.b et c). C'est toujours dû à une perméabilité du sol sablonneux plus grande qui permettait un drainage plus rapide, ce a entraîné une diminution de la rigidité des bulles et par conséquent leur écrasement. Comme le montrent d'autres travaux (Carugo et al. 2016), les particules fines augmenteraient la stabilité de la mousse. Cette influence est la même lorsque la mousse est mélangée au sol.



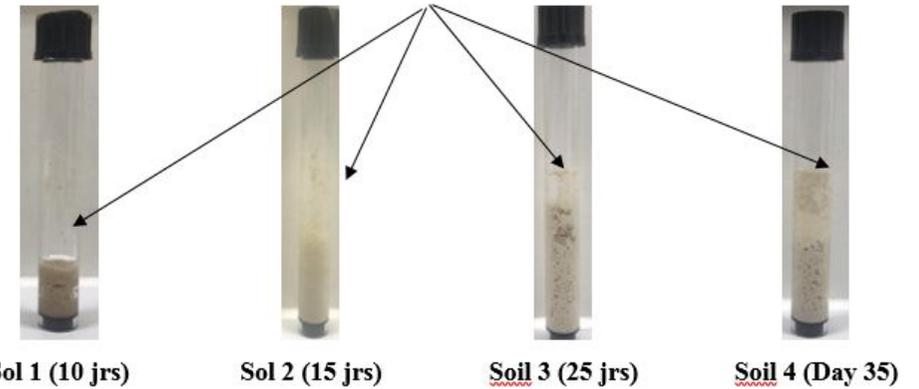
(a) Effet du traitement sur le phénomène de drainage (Région inférieure 0-10 mm)



(b) Effet de la granulométrie sur le phénomène de coalescence (région supérieur 10-64 mm)



Dégradation des bulles de la mousse



c) Observation optique de l'évolution de la structure du sol traité au cours du

Figure 78 : Stabilité de la mousse selon le type de sol choisi

Les sols traités pour un *FIR* qui correspond à une valeur d'affaissement optimale ont été préparés à 100% d'humidité pour éviter les échanges avec le milieu environnemental. L'évolution globale du pourcentage du volume de mousse dans le sol traité est analysée en mesurant l'évolution de nf dans le temps. Le pourcentage des bulles de gaz contenues dans le mélange est ensuite mesuré à différents jours (Figure 79). On observe une diminution rapide dans le temps du pourcentage de la mousse dans le sol sablonneux par rapport au sol argileux. La mousse dans le sol 4 prend 32 jours pour se dégrader complètement dans le sol alors que la mousse dans le sol 1 ne prend que 15 jours.

Les résultats confirment les effets du drainage et de la coalescence sur la stabilité de la mousse dans le sol analysé à partir de l'évolution de la rétrodiffusion dans le temps (Figure 78).

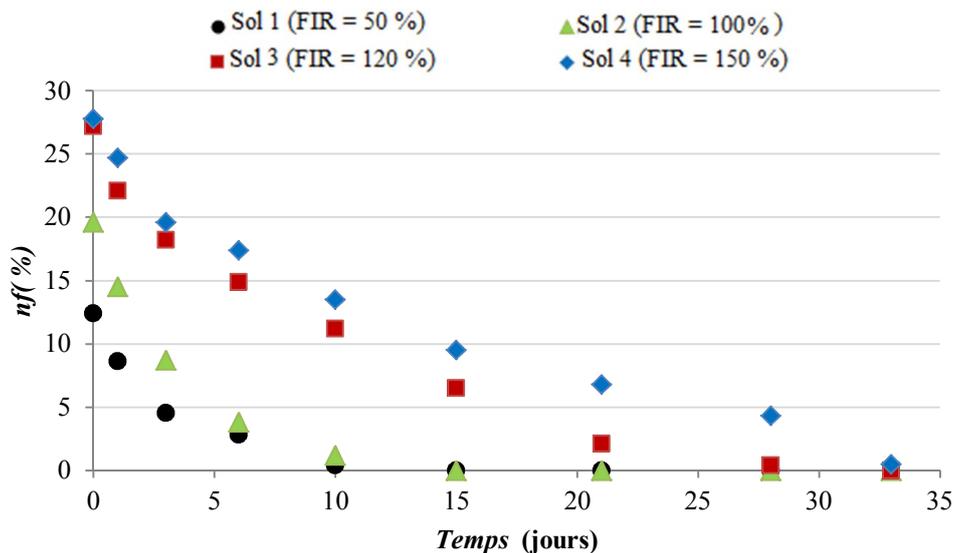


Figure 79 : Evolution de la porosité « fermée » a cours de la dégradation de la mousse

IV. Conclusions

Dans cette partie, l'analyse de la diffusion de la mousse dans le milieu poreux est faite pour plusieurs granulométries du sol. Dans une première partie l'effet du drainage gravitaire sur l'évolution de la mousse dans une colonne de mélange de sol argileux (60% sable+40% Kaolin) traité avec un *FIR* =150%, le sol qui a fait l'objet de la caractérisation hydromécanique est étudié. Les résultats montrent une évolution de la pression interstitielle au cours du temps qui s'accompagnait de changement de la structure du sol du au phénomène de drainage et coalescence et sous l'effet de l'écrasement des bulles de la mousse. Dans une

deuxième partie le drainage de la mousse et leur effet sur la pression interstitielle dans une colonne de sable est étudié en injectant la mousse dans une colonne formée de 100% sable. Les résultats montrent une augmentation de la pression interstitielle due à l'avancement et à la création de la mousse dans la colonne. Dans ce cas, les bulles de la mousse changent de taille pour traverser les pores du milieu poreux. Par ailleurs, la présence de l'argile conduisait à la création des microbulles de diamètres beaucoup inférieurs à celles dans du sable. Le suivi de l'évolution de la mousse montre que la mousse injectée dans le mélange sable-argile est beaucoup plus stable que la mousse créée dans le sable seul.

Dans une dernière partie l'effet des particules du sol sur les propriétés du vieillissement de la mousse est étudié à partir des résultats du Turbiscan. Les résultats montraient que ces phénomènes se produisent de la même façon que dans le cas de la mousse seule mais avec des vitesses différentes. Les vitesses de ces phénomènes dépendaient principalement de la granulométrie du sol traité. En effet dans un sol sableux le drainage est beaucoup plus rapide que dans un sol contenant une fraction d'argile, comme le cas de la Kaolinite. Ces phénomènes conduisaient à une dégradation plus rapide des bulles dans le sol sableux que dans le sol argileux

Partie 3 : Modélisation du comportement hydromécanique du sol traité

I. Introduction

Comme on l'a déjà signalé dans la deuxième partie où l'on a présenté les résultats expérimentaux de ce travail, l'effet de la mousse sur le comportement du sol traité se manifeste par deux effets principaux. D'un côté, la mousse affecte les propriétés hydromécaniques du sol ce qui se traduit principalement par leurs effets directs sur le coefficient de perméabilité à saturation, le coefficient de compressibilité et donc celui de la consolidation et enfin les paramètres mécaniques en cisaillement. D'un autre côté, la mousse affecte les propriétés hydrodynamiques du sol qui se traduit par une cinétique de diffusions et d'une variation de pression interstitielle dans le temps. Ces effets sont accompagnés par les phénomènes de dégradation qui caractérisent ces mousses et donc l'évolution de la porosité en cours du temps. Pour modéliser tous ces effets, hydriques, mécaniques et hydrodynamiques les considérations théoriques hypothétiques ont été admises. Nous les présenterons en détails dans la suite.

Dans la première partie de ce chapitre, nous nous intéressons particulièrement à la question de validité du concept des contraintes effectives. Un tel concept est connu comme un concept fondamental pour décrire les contraintes transmises au niveau du squelette solide du sol. Cependant, compte tenu de la compressibilité des bulles de la mousse dans le sol et de l'évolution de leur structure dans le temps, la formulation en contraintes devrait être réexaminé avec attention. Cette question a été abordée sur la base des résultats des essais triaxiaux et œdométriques sur des échantillons du sol 4 (40% Kaolin + 60% sable).

Les bulles dans ce cas sont considérées comme des bulles de gaz parfait, dispersées dans le sol avec différents diamètres.

La deuxième partie est consacrée à la modélisation en élément finis du comportement mécanique et hydromécanique du sol traité à travers le logiciel Comsol-Multi physiques.

II. Schéma de modélisation des agents moussants dans le sol traité

L'écoulement de la mousse dans le sol dépend principalement du type du sol, représenté principalement par sa granulométrie. Pour le cas du sable, la mousse est intégrée dans les pores entre les grains solides et donc dans la phase liquide. Dans ce cas le mouvement des bulles de la mousse est conditionné par l'écoulement multiphasique dans le mélange. On considère ce mouvement comme celui décrit par plusieurs auteurs comme Du et al. (2019);

Hematpur et al., (2018). En effet, l'écoulement de la mousse est supposé assuré par la déformation des bulles et la création d'autres à partir de la division des lamelles. Cependant, dans le modèle proposé par ces auteurs, les bulles de la mousse sont considérées incluses dans la phase eau pour former ensemble un nouveau fluide ayant sa propre viscosité dont la perméabilité en dépende (Figure 80.a)

Dans le cas du sol argileux, la taille des bulles de la mousse est en général plus importante que la taille des particules d'argile. Les bulles de la mousse sont dispersées dans le mélange comme des inclusions sphériques entourées par des particules d'argile. Le film liquide qui entoure les bulles et la saturation du mélange offrent une stabilité aux bulles créées qui leur permettent de persister dans le mélange. Probablement aussi de l'adsorption qui se rajoute entre les bulles de la mousse et les particules d'argile.

Partant de toutes ces considérations, on a adopté un modèle mécanique où on considèrerait les bulles comme des inclusions sphériques ayant une certaine rigidité. Ainsi, ce mélange est modélisé comme étant un sol saturé dans lequel sont répartis des inclusions sphériques (Figure 80.b).

Les deux schémas de modélisation sont d'une certaine manière, supportés par les observations microscopiques fournies dans le chapitre 1 de la partie 2.



a- *Modèle adopté pour le comportement mécanique d'un sol sable argileux (cas du sol 40% Kaolin + 60% sable) traité avec la mousse*

b- *Modèle adopté pour étudier l'écoulement de la mousse dans un sol sableux*

Figure 80 : Schéma de modélisation de la mousse dans le cas d'un sol argileux et un sol plutôt sableux

III. Modélisation théorique du comportement mécanique du sol traité

La définition de la contrainte effective pour les sols non saturés est écrite sous différentes formes en fonction de la porosité et la compressibilité des grains solides qui constituent le mélange (Jardine et al., 2004). Dans la plupart des cas, le module de compressibilité des grains solides est plus important que celui du mélange en considérant la déformation volumique du sol (via la variation de l'indice des vides). Un point de vue différent est discuté dans le cas des matériaux où la déformation des grains solides dans le mélange n'est pas négligeable par rapport au squelette solide (Bouhlef et al. 2010). Skempton (1960,1961) a exprimé l'expression des contraintes effectives en rapport avec le coefficient de Biot (Biot 1956), en introduisant la compressibilité des grains solides (Eq 45).

La forme générale pour les sols saturés est écrite sous différentes formes (Jardine et al., 2004).

$$\sigma' = \sigma - \alpha u_w = \sigma - \left(1 - \frac{K_t}{K_s}\right) u_w \quad \text{Eq. 45}$$

Où respectivement, σ représente le tenseur de contraintes totales, u_w la pression de l'eau et α le coefficient de Biot.

Le coefficient de Biot du sol saturé conventionnel est lié selon Skempton au module de compressibilité de l'échantillon K_t et au module de compressibilité des particules solides K_s .

Pour le cas où le milieu est constitué de plusieurs phases, Borja (2006) a proposé une formulation similaire à celle de Skempton (Jardine et al., 2004) où la pression interstitielle dans le mélange est représentée par la pression générée par le fluide qui occupe les pores du milieu (Eq.46).

$$\sigma' = \sigma - \left(1 - \frac{K_t}{K_s}\right) \sum_{\alpha=\psi,a} \bar{u}^\alpha \quad \text{Eq. 46}$$

où, dans le cas de fluides multiphasiques la pression interstitielle \bar{u}_α est substituée par :

$$\bar{u}_\alpha = \sum_{\alpha=w,a} \psi^\alpha u^\alpha \quad \text{Eq. 47}$$

où ψ^α et u^α sont respectivement la fraction volumique occupée par la phase α et la pression interstitielle qui lui est associée (par exemple, dans le cas des sols non traité, les fractions sont respectivement l'air et l'eau).

Dans le cas du sol traité, la pression du fluide interstitielle peut être représentée par les pressions de l'eau et la pression des bulles générées par la mousse (Figure 81.a).

Considérons que le mélange sol-mousse est saturé d'une seule phase liquide (eau et solution tensioactive), et que les bulles de gaz de la mousse sont très compressibles dans le sol lors du cisaillement, le coefficient Biot est ainsi modifié pour tenir compte du module de compressibilité de la mousse K_b tel que c'est formulé par l'équation 48.

$$\alpha = (1 - S_g) \left(1 - \frac{K_t}{K_s}\right) + S_g \left(1 - \frac{K_t}{K_b}\right) \quad \text{Eq. 48}$$

où $S_g = \frac{V_g}{V_t}$ représente le pourcentage en volume des bulles de gaz (V_g) dans le volume total (V_t) et $(1-S_g)$ représente le pourcentage en volume du sol dans le volume total (volume occupé par les particules de sable et de la Kaolinite).

Le coefficient de Biot est enfin utilisé dans la formule 46 pour déduire la contrainte effective dans le sol.

Particulièrement dans le cas du sable non traité à grains rigides (non déformables), on retrouve l'expression de Terzaghi $\sigma' = \sigma - u_w$ (Eq.46)

La compressibilité K_t du mélange sol mousse est liée au module d'Young (E_t) et au coefficient de Poisson (ν) (Eq.49).

$$K_t = \frac{E_t}{3(1-2\nu)} \quad \text{Eq. 49}$$

Devant la difficulté de mesurer la déformation volumique de l'échantillon qui est, elle-même, liée à la déformation des bulles de la mousse au cours du cisaillement, le coefficient de Poisson dans le mélange sol-mousse (Eq.50) a été déduit à partir d'une ancienne relation dans la littérature de la Mécanique des sols (Angelim et al. 2016), exprimant la relation entre le module œdométrique obtenu par l'essai œdométrique et le module d'Young obtenu via l'essai triaxial (Eq.50).

$$E_t = E_{oed} \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1-\nu)} \quad \text{Eq.50}$$

Le modèle d'homogénéisation proposé par Hashin et Sthrikman (1963) est utilisée pour déduire la rigidité des bulles de gaz K_b afin de l'appliquer dans l'équation 48 pour déduire le coefficient de Biot et par la suite la contrainte effective. Le mélange sol mousse a été défini comme un matériau à deux phases macroscopiquement isotropes. Le coefficient de la compressibilité du mélange sol mousse est défini par Hashin et Sthrikman (1963) comprise entre deux bornes inférieure $K^{(HS-)}$ et $K^{(HS+)}$ qui eux dépendent des modules de compressibilité du cisaillement des deux phases représentées par les deux phases séparément : le sol et les bulles de la mousse (Eqs.51,52 et 53) :

$$K^{HS-} \leq K_t \leq K^{HS+} \quad \text{Eq. 51}$$

$$K^{HS-} = K_{uc} + S_g \frac{K_b - K_{uc}}{1 + (1 - S_g) \frac{K_b - K_{uc}}{K_{uc} + \frac{4}{3} G_{uc}}} \quad \text{Eq. 52}$$

$$K^{HS+} = K_b + (1 - S_g) \frac{K_{uc} - K_b}{1 + S_g \frac{K_{uc} - K_b}{K_b + \frac{4}{3} G_b}} \quad \text{Eq. 53}$$

où K_b , G_b sont respectivement le module de compressibilité et le module de cisaillement des bulles de gaz. Le module de cisaillement des bulles de gaz est considéré nul dans le cas étudié. K_{uc} et G_{uc} sont respectivement le module de compressibilité et le module de cisaillement des sols non traités. Ces deux derniers paramètres ont été déterminés à partir des essais triaxiaux effectués sur des sols non traités. Ensuite, le module de compressibilité du mélange du sol mousse (K_t) a été déduit des résultats correspondant au sol traité.

Dans notre cas, on a considéré que la valeur de K_t peut être approximée par la limite inférieure $K^{(HS-)}$ de Hashin et Sthrikman. Ensuite, à partir de l'équation 52, le module de compressibilité des bulles de gaz de la mousse peut être défini comme suit :

$$K_b \leq K_{uc} + \frac{1}{\frac{S_g}{K_t - K_{uc}} \frac{(1 - S_g)}{K_{uc} + \frac{4}{3} G_{uc}}} \quad \text{Eq. 54}$$

A partir de l'essai triaxial, un module tangent défini entre deux déformations ε_1 et ε_2 a été déterminé (Eq 55). On considère dans ce cas qu'avant la rupture le matériau est élastique linéaire entre deux déformations successives. D'après les résultats des essais de compression (Figure 50) et triaxiaux (Figure 57), on a considéré l'hypothèse du comportement élastique avec un module tangent E^T tel que :

$$E^T_{\varepsilon_1 \rightarrow \varepsilon_2} = \frac{\sigma_{\varepsilon_2} - \sigma_{\varepsilon_1}}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad \text{Eq. 55}$$

Le module de compressibilité K_t a été déterminé par la suite en utilisant l'équation 51 pour un pas de déformation égale $\varepsilon_2 - \varepsilon_1 = 0.025$. Les résultats sont présentés en utilisant l'essai triaxial sur les échantillons du sol 4. La Figure 81 présente l'évolution du module de compressibilité du mélange sol mousse en fonction du pourcentage *FIR*. Une diminution du module de compressibilité initial (module sécant) en fonction de *FIR* a été observée, ce qui s'explique par l'effet de la déformation des bulles dans le mélange et donc son effet sur la compressibilité instantanée. En conditions non drainées, une évolution au cours de

cisaillement du module de compressibilité du mélange montre que ce dernier tend à s'annuler pour des déformations axiales dépassant les ordres de 21% à 25%. Bien évidemment ces valeurs de déformation correspondent à la déformation plastique, voire à des valeurs post-rupture par cisaillement.

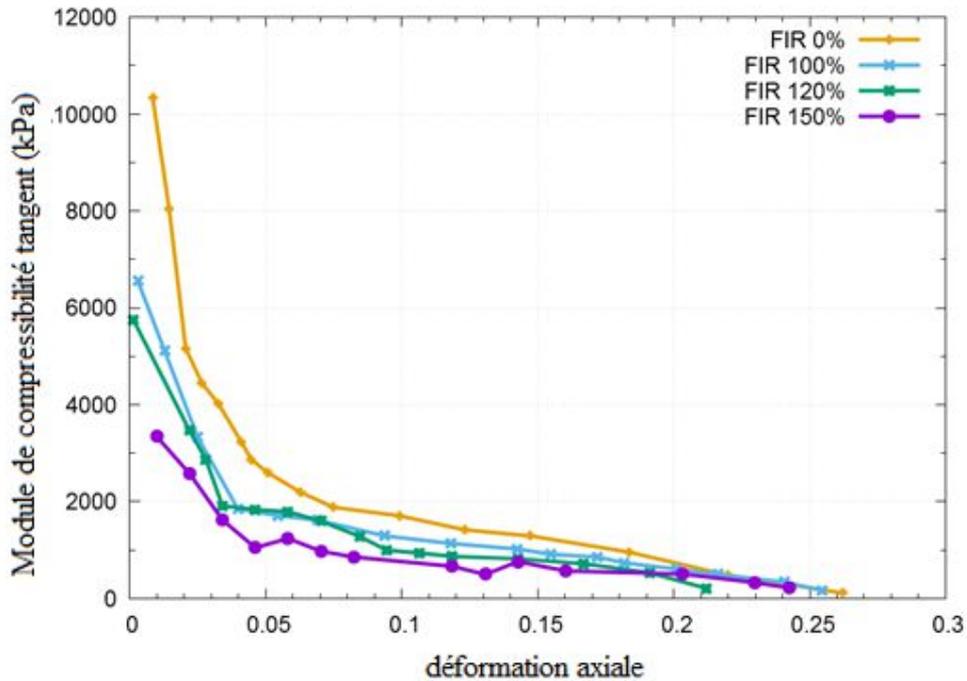


Figure 81 : Evolution du module de compressibilité tangent du mélange sol-mousse en fonction de FIR

Les différents paramètres permettant de calculer l'évolution du coefficient du Biot modifié pour le cas du mélange sol-mousse sont identifiés. L'évolution du coefficient du Biot pour les différents pourcentages de *FIR* utilisés expérimentalement est présentée dans la figure 84. Pour le cas du sol non traité, le coefficient du Biot est égal à 1 et les contraintes effectives sont calculées à partir de la formule de Terzaghi. En fonction du pourcentage de *FIR* injecté, le coefficient de Biot diminue grâce à la contribution des bulles de la mousse dans la contrainte effective, qui sont considérées comme des « particules » compressibles dans le mélange. Au cours de l'essai triaxial, le coefficient de Biot tend vers 1 sous l'effet de la dégradation des bulles de gaz, au cours du cisaillement. Ainsi, le sol traité tend vers un sol saturé avec une diminution du pourcentage volumique des bulles dans le mélange sol-mousse assez remarquable (Figure 82).

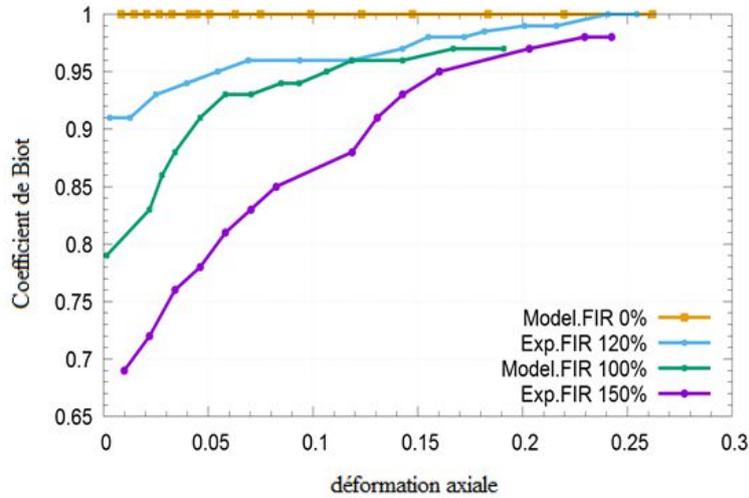
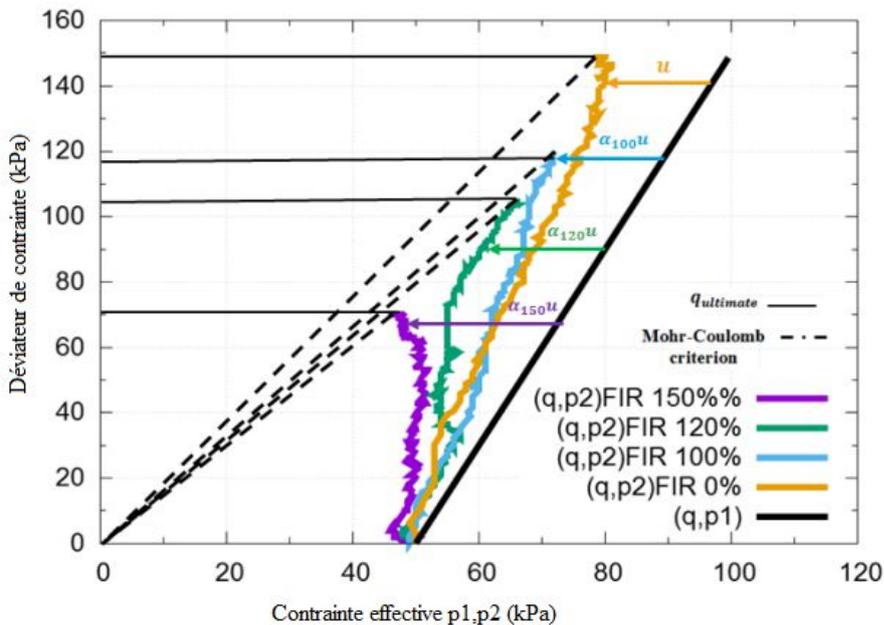


Figure 82 : Evolution du coefficient de Biot en fonction de FIR au cours de L'essai triaxial pour le mélange sol mousse (essai triaxial $\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)

L'application de la formule modifiée des contraintes effectives (Eq.49) qui fait apparaître le coefficient de Biot pour le cas du mélange sol-mousse conduit à une augmentation de la contrainte effective dans le mélange comparé dans le cas où on a considéré la formule de Terzaghi dans un échantillon de sol saturé. Ce modèle théorique proposé fait apparaître la contribution des bulles déformables dans le mélange sol-mousse. On remarque que la contrainte effective du mélange sol-mousse diminue en fonction de FIR ce qui conduisant à une diminution de l'angle de frottement dans le mélange (Figure 83).



Avec $\alpha_{100}, \alpha_{120}, \alpha_{150}$:
Expression du coefficient
de Biot en fonction de
FIR

Figure 83 : Chemins de contrainte effective dans le sol traité en fonction de FIR ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)

$$(p1 = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3}, p2 = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3} - \alpha u)$$

IV. Simulation des essais triaxiaux avec un sol traité

Des simulations numériques des essais triaxiaux ont été effectuées à l'aide du logiciel Comsol Multiphysique. Le modèle utilisé dans ce cas est le premier modèle représenté dans la figure 82.a où les bulles de la mousse ont été considérées comme des inclusions sphériques. La formulation utilisée pour les analyses structurelles dans Comsol pour les déformations est totalement lagrangienne. Le tenseur de contrainte de Green-Lagrange ($\underline{\varepsilon}$) est lié dans ce cas au gradient du déplacement (\underline{u}) par l'équation suivante :

$$\underline{\varepsilon} = \frac{1}{2} [(\nabla \underline{u}^T) + \nabla \underline{u} + \nabla \underline{u}^T \nabla \underline{u}] \quad \text{Eq.56}$$

La matrice de sol était considérée comme un matériau élastoplastique. Pour un tel matériau, la relation entre le tenseur de contraintes totales (\underline{S}) et le tenseur de déformations est donnée par l'Eq. 57:

$$\underline{S} - \underline{S}_0 = \underline{C} : (\underline{\varepsilon} - \underline{\varepsilon}_0 - \underline{\varepsilon}_{inel}) \quad \text{Eq. 57}$$

avec C est le tenseur d'élasticité du 4ème ordre, S_0 et ε_0 sont les contraintes et déformations initiales, et ε_{inel} est la déformation inélastique.

Le critère de Mohr-Coulomb a été utilisé pour la matrice de sol, qui exprimait la résistance au cisaillement τ dans le plan de Mohr comme suit :

$$|\tau| = c + \sigma_n \tan(\varphi) \quad \text{Eq. 58}$$

avec c est la cohésion et l'angle de frottement.

Un modèle à trois dimensions (3D) a été considéré. Les dimensions ont été considérées comme identiques à celles des échantillons expérimentaux (Diamètre : 35 mm et Hauteur 70 mm). La déformation maximale dans l'échantillon de sol a été fixée à 25 %. L'essai est piloté en vitesse de déplacement imposée et avec le suivi de la contrainte axiale. Un premier essai a été réalisé pour simuler un essai triaxial sur le sol non traité. La pression de confinement appliquée est de 50 kPa. Des inclusions sphériques représentant les bulles ont été insérées en un nombre donné dans le mélange afin de satisfaire la condition de traitement avec un FIR donné. En partant des observations microscopiques, un diamètre moyen des bulles égal à 1 mm à l'état initial après traitement du sol a été considéré pour construire le mélange initial sol-mousse. Le volume des bulles de gaz insérés dans le mélange a été choisi pour présenter le paramètre *FIR* utilisé expérimentalement. Un même maillage a été choisi pour les échantillons du sol non traité et ceux du sol traité (Figure 84).

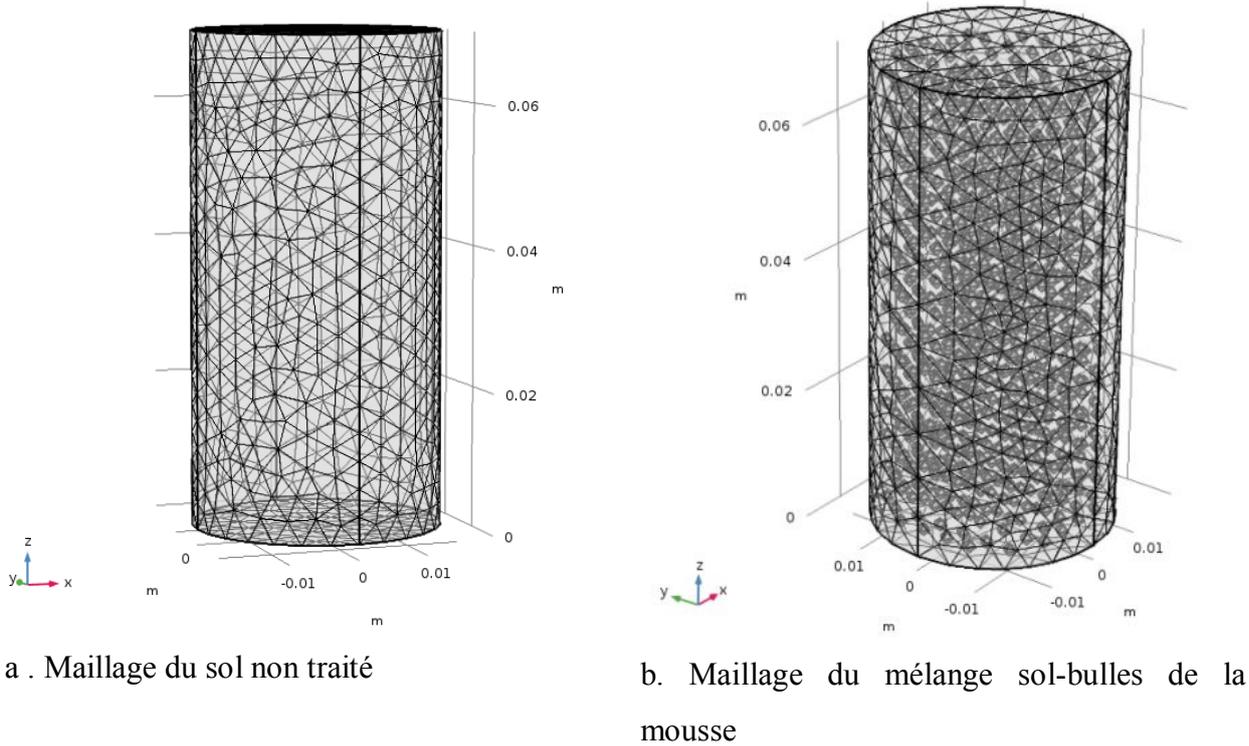


Figure 84 : Exemple du maillage de la structure sol seul et mélange sol mousse

Pour simuler le comportement en cisaillement du sol non traité, les valeurs numériques de l'angle de frottement, de la cohésion, du module d'Young et du coefficient de Poisson ont été fixées (Tableau 15). Les Figure 85 et Figure 86 montrent les résultats de la simulation numérique du sol non traité. Les courbes expérimentales et numériques du déviateur de contraintes ont été comparées. La Figure 86 montre la simulation numérique de test triaxial via Comsol Multiphysics en utilisant ces paramètres. Les courbes expérimentales et numériques sont bien comparables, ayant la même tendance et sont quasiment identiques.

Tableau 15 : Paramètres numériques du matériau utilisé pour modéliser un sol non conditionné

Paramètres	Valeur
E (MPa)	1,5
Cohésion (kPa)	15
Angle de frottement (°)	21,3
Masse volumique du matériaux (kg/m ³)	2600
Coefficient du Poisson	0,33

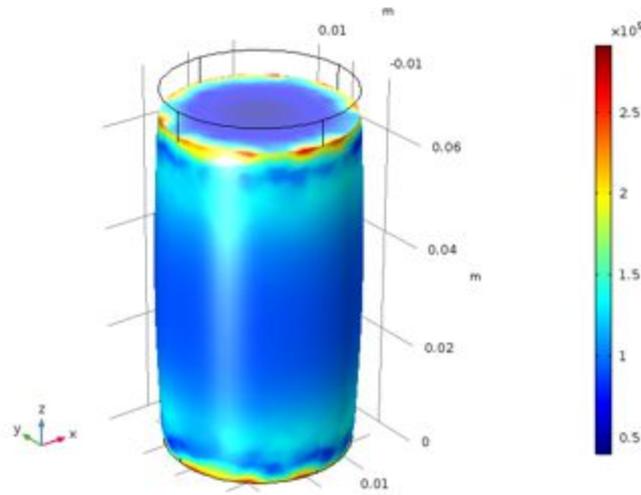


Figure 85 : Modélisation de l'évolution de la contrainte effective d'un sol non traité pour une pression de confinement de 50 kPa

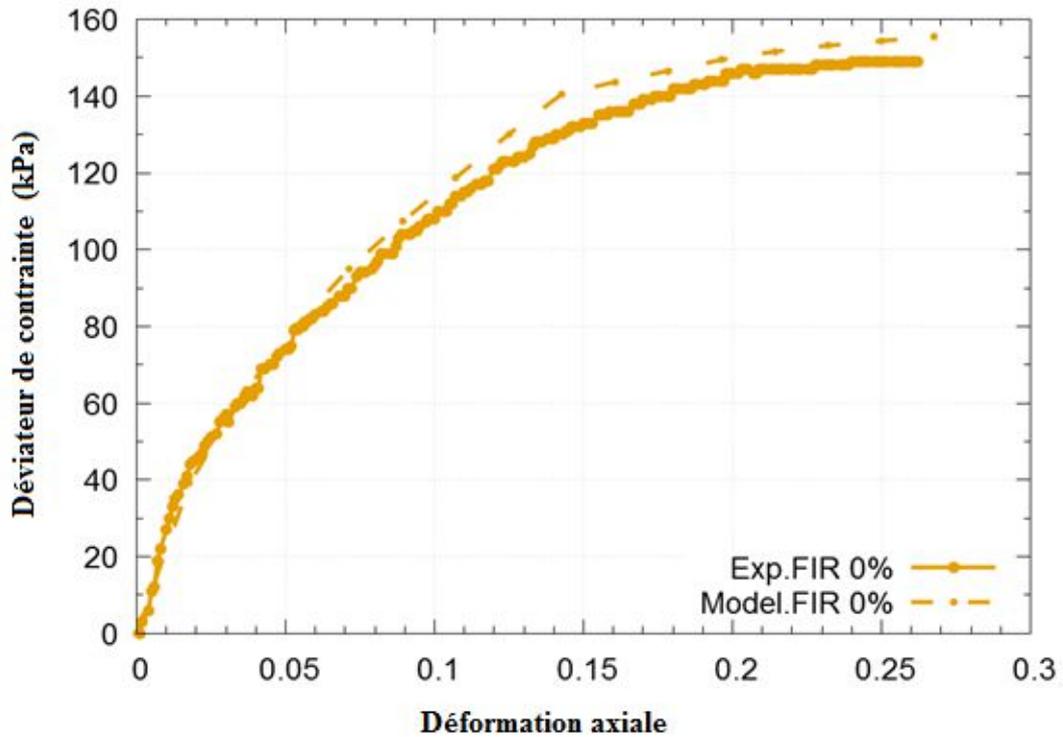


Figure 86 : Modélisation de l'essai triaxial sur un sol non traité ($\sigma_3=50$ kPa)

Pour simuler les effets des bulles de mousse dans le sol, les mêmes paramètres du sol non traité ont été conservés et des inclusions sphériques avec différents pourcentages ont été introduites dans la matrice. Ces inclusions ont été périodiquement réparties dans la matrice. Les propriétés des inclusions utilisées sont résumées dans le Tableau 16.

Les propriétés initiales des bulles ont été relevées par identification inverse avec les résultats expérimentaux d'un essai triaxial pour un $FIR=150\%$. Ce calage permet principalement d'identifier le module d'Young, le pourcentage de vides dans la mousse et la masse volumique des bulles. L'identification inverse a été effectuée en variant les paramètres un par un jusqu'à obtenir un bon calage entre la courbe théorique et la courbe expérimentale.

Ces propriétés ont été ensuite conservées pour les différents mélanges de sol traité avec différents FIR . On remarque une diminution de la contrainte de cisaillement du sol traité en fonction du volume d'inclusions injectées dans le mélange (Figure 87). Ces essais nous permettent d'évaluer numériquement l'évolution de l'angle de frottement du sol traité en fonction du pourcentage des bulles dans le mélange.

Tableau 16 : Paramètres des inclusions de bulles de la mousse utilisées dans les modèles numériques

Propriétés	Valeurs
Module d'Young (kPa)	150
Pourcentage de vide	0,95

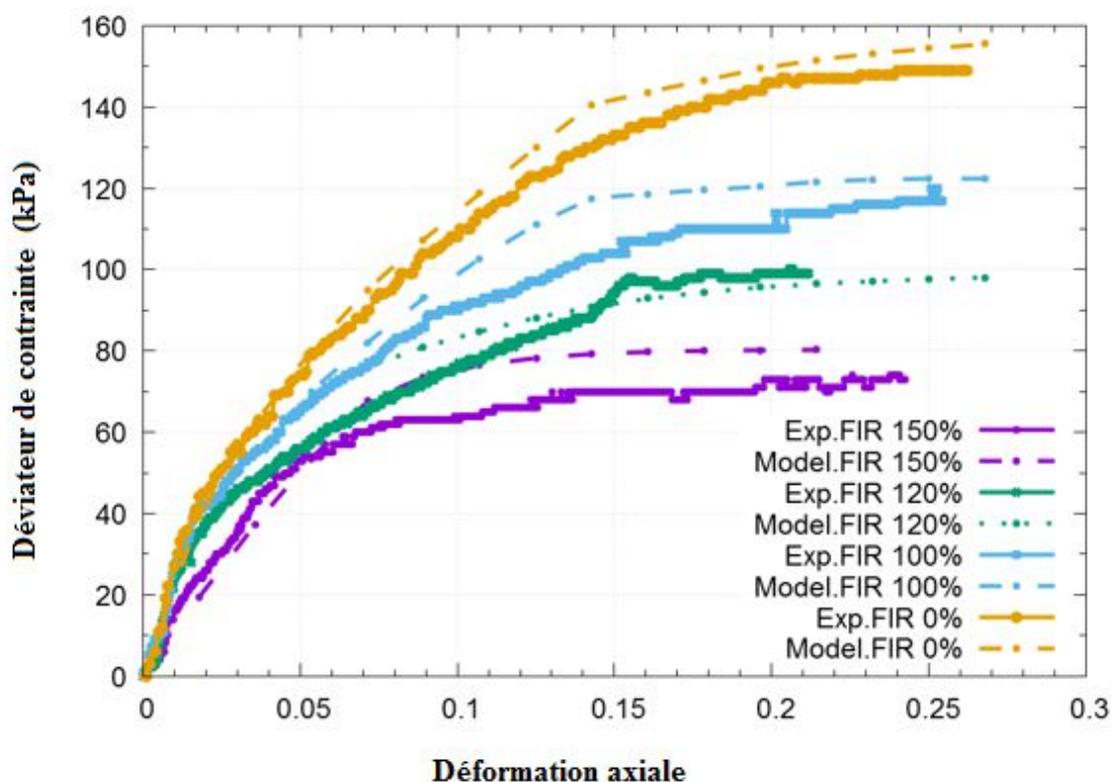


Figure 87 : Simulations de l'effet de FIR sur la contrainte déviatorique dans le sol traité (contrainte de confinement = 50 kPa)

L'évolution de l'angle de frottement dans le sol traité en fonction du pourcentage de FIR montre une bonne corrélation entre l'évolution de l'angle de frottement en fonction du FIR évalué expérimentalement en considérant un comportement normalement consolidé du sol traité et son évolution selon le modèle numérique (Figure 88).

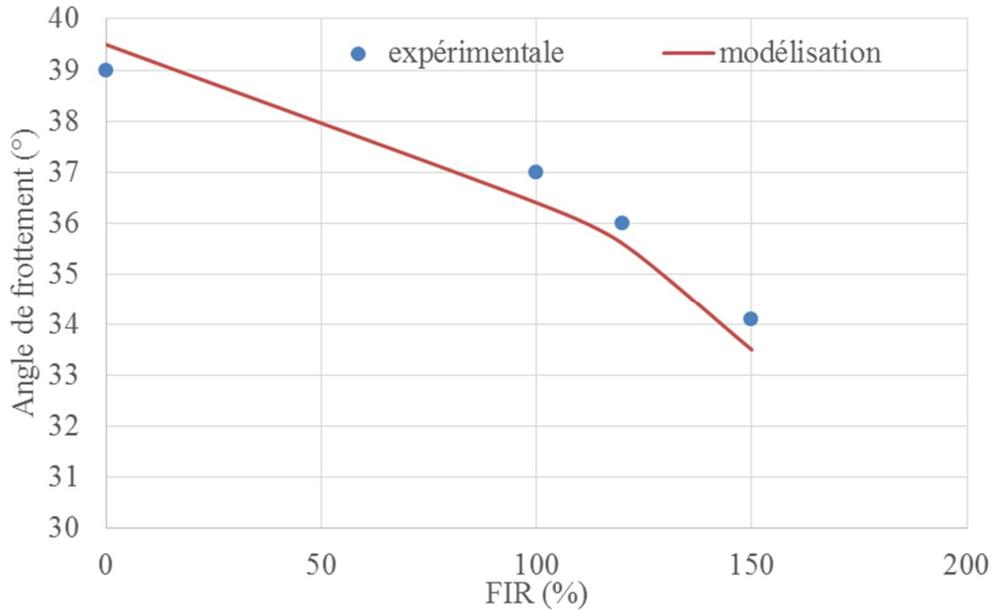


Figure 88 : Evolution de l'angle de frottement en fonction du pourcentage des bulles dans le mélange ; comparaison entre l'expérience et la modélisation

V. Simulation de l'écoulement de la mousse en milieu poreux (Essai sur colonne)

V.1. Ecoulement de la mousse dans un sol

Le déplacement d'un fluide par un autre fluide non miscible est un sujet d'intérêt majeur, notamment dans le cadre des sites et sols pollués, sol traité par des agents tensioactifs. Dans le cadre de cette thèse, les deux phases air et liquide aqueux, sont supposés deux fluides immiscibles. Donc le déplacement de la mousse suite à l'écoulement de la phase liquide aqueuse dans le sol peut être considéré dans notre cas comme un écoulement diphasique dans le milieu. Cette partie vise à introduire les différentes notions décrivant les écoulements diphasiques, et exposer les bases pour la compréhension du déplacement de la mousse dans un milieu poreux saturé en eau.

V.2. Conception du modèle de l'écoulement de la mousse

L'écoulement dans le cas sol sablo-argileux est un écoulement de la phase aqueuse dans la matrice, comme le cas du sol saturé. Les bulles de la mousse sont transportées pendant cet

écoulement et peuvent être assimilées à des micro-particules. Le modèle nécessite l'utilisation d'un modèle se basant sur le bilan de masses et les équations de transport comme décrit dans le chapitre bibliographique (partie 1- paragraphes V.5).

Le modèle développé dans ce travail se base sur l'équation de Darcy sans tenir compte du bilan de masse et il est appliqué pour le cas d'un sol 1 (100% sable). Dans ce cadre un écoulement de deux phases (phase aqueuse + phase gaz (bulles)) est considéré. Le mouvement des bulles de la mousse dans le milieu poreux affecte en premier lieu l'évolution de la pression interstitielle dans le mélange au cours de l'écoulement. Le but ici est alors de développer un modèle à valider par les résultats expérimentaux trouvés sur sol 1 en partie 2, chapitre 3, paragraphe II.2.1.

L'écoulement de la phase mousse et de la phase aqueuse obéit à la loi de Darcy pour l'écoulement multiphasique, ayant une vitesse dite totale (v_t) qui est la somme des deux vitesses de l'eau et de la phase mousse (v_w, v_g), ainsi que les pertes de pression expérimentales correspondantes, P_w et P_f , sont telles que :

$$v_t = v_w + v_g \quad \text{Eq. 59}$$

$$v_t = \frac{-kK_{rw}(\Delta P_w - \rho_w g)}{\mu_w} + \frac{-kK_{rf}(\Delta P_f - \rho_f g)}{\mu_f} \quad \text{Eq. 60}$$

avec k : perméabilité du sol

K_{rw} : perméabilité relative à la phase aqueuse

K_{rf} : perméabilité relative à la phase gaz (mousse)

μ_f : viscosité de la mousse

L'essai consiste à modéliser numériquement l'évolution de la pression interstitielle dans le sol pendant l'injection de la mousse dans le mélange de sol 1 dans les conditions de l'expérience de la partie 2, chapitre 3, paragraphe II.2.1.

Initialement le sol est supposé saturé avec de l'eau (fluide 1) et après la mousse (fluide 2) est injectée en bas de la colonne en imposant un débit de 1.5 ml.min^{-1} (on a introduit les données correspondantes comme la viscosité dynamique et la perméabilité relative de la mousse). Ainsi, on pouvait prédire l'évolution de la pression interstitielle en présence de la mousse en écoulement dans le sol.

Les perméabilités à saturation de chaque fluide, utilisées pour le calage entre les données expérimentales et numériques sont résumées comme suit (Tableau 17).

Tableau 17 : Paramètres du modèle utilisé

Propriétés	Valeurs
Dimensions de la colonne	Diamètre interne = 0,10 m Hauteur = 0,50 m
Masse volumique du sol (kg/m^3)	2650
Porosité du sol	0,36
Viscosité dynamique fluide 1 (Pa.s)	$18,8 \cdot 10^{-3}$
Viscosité dynamique fluide 2 (Pa.s)	$1,5 \cdot 10^{-5}$
Perméabilité relative fluide 1	$2,5 \cdot 10^{-8}$
Perméabilité relative fluide 2	$6,4 \cdot 10^{-8}$
Saturation fluide 1	1
Saturation fluide 2	0

La figure 90 montre l'évolution de la pression interstitielle tout au long de la colonne et ceci suite à l'injection de la mousse au niveau inférieur de la colonne. L'évolution au cours du temps de cette pression interstitielle en différents positions de la colonne a été comparée aux résultats expérimentaux de la partie 2, chapitre 3, paragraphe II.2.1.

Les résultats montrent clairement l'effet de l'écoulement de la mousse dans le sol sableux sur la surpression créée dans la colonne au cours de l'avancement de la mousse liquide (Figure 89, Figure 90). Dans ce modèle la dégradation des bulles de la mousse au cours du temps n'a pas été prise en compte. La mousse a été considérée comme un fluide homogène non miscible dans l'eau et concevrait ses propriétés.

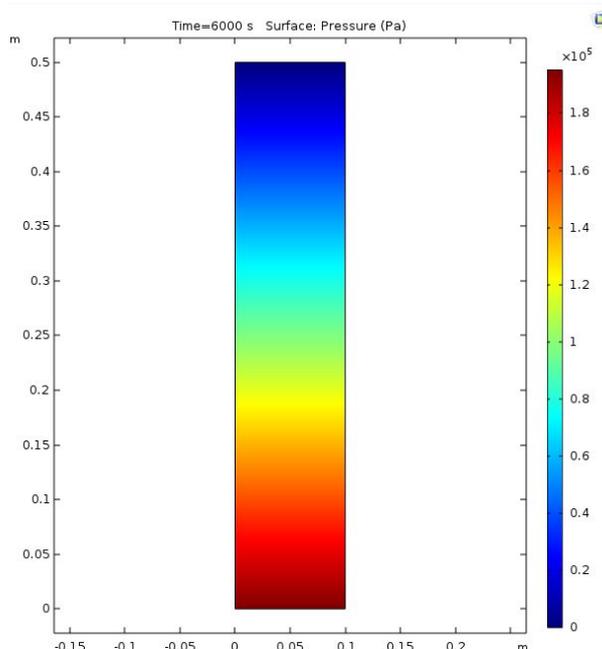


Figure 89 : Evolution de la pression interstitielle tout au long de la colonne du sol sableux après injection de la mousse à $t=1s$

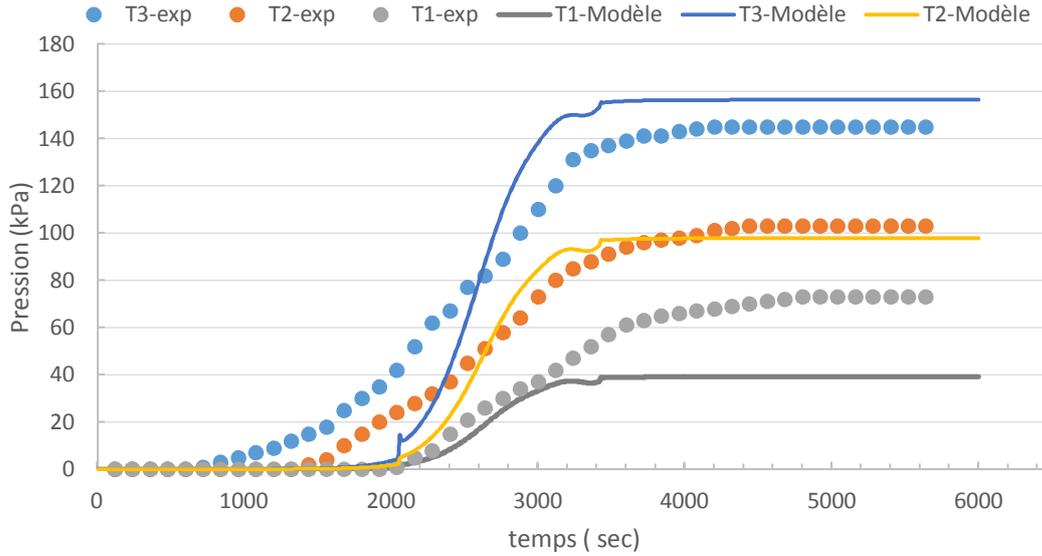


Figure 90 : Modélisation de la pression interstitielle mesurée par le tensiomètre T1 , T2 et T3 au cours de l'injection de la mousse

Une diminution du degré de saturation en eau au cours du temps est observée au cours de l'injection de la mousse (fluide 2), ce qui signifie que l'eau est remplacée par la mousse au fur et à mesure du temps. Cependant, l'évolution du terme degré de saturation au cours du temps est beaucoup plus rapide que celle de la pression interstitielle. Les mesures expérimentales de l'évolution de la teneur en eau volumique pour déduire le degré de saturation n'ont malheureusement pas été réalisées. Nous présentons donc que des simulations du degré de saturation (Figure 91).

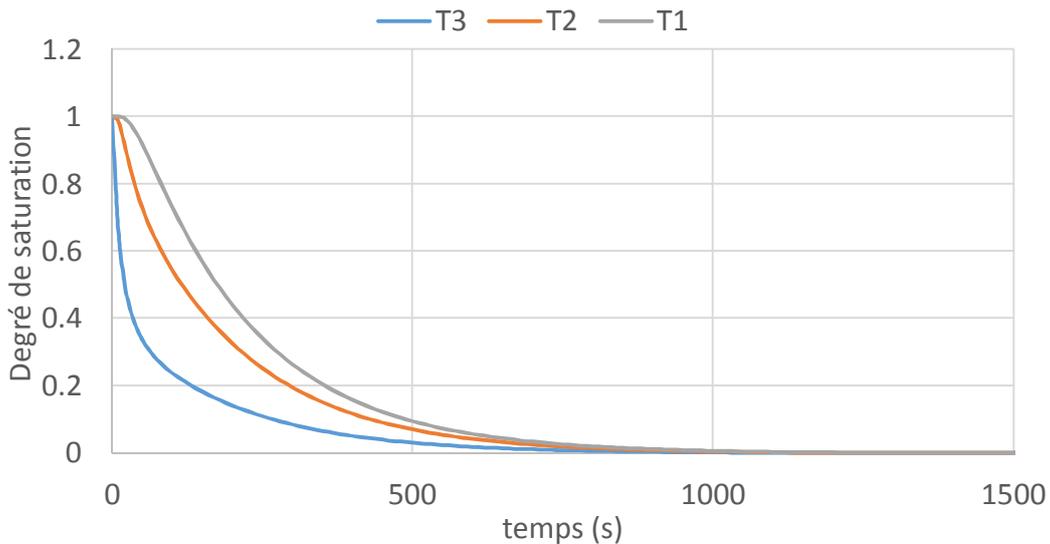


Figure 91 : Modélisation du degré de saturation au cours de l'injection de la mousse (T1 : Z= 10 cm ; T2 : Z=25 cm ; T3 : Z= 40 cm)

VI. Conclusion

La modélisation de l'effet de la mousse sur le sol traité a été conduite dans le but d'évaluer l'effet de la mousse sur le comportement hydromécanique et sur l'hydrodynamique. Dans ce cas, deux approches ont été utilisées, basées à la fois sur les observations microscopiques et les travaux de la littérature.

L'étude théorique de la contrainte effective dans le mélange sol-mousse a permis de prendre en considération la déformation des bulles de la mousse au cours de l'essai qui a été traduite par la modification du coefficient de Biot afin de prendre en compte la compressibilité des bulles de la mousse. Cette modélisation a permis d'analyser un tel mélange et l'effet du surfactant sur les paramètres hydromécaniques. La modélisation numérique de l'essai triaxial à partir du logiciel COMSOL a montré que le comportement mécanique du sol sableux et argileux traités par la mousse est affecté principalement par la présence des bulles et de leur écrasement progressif.

La diminution du déviateur de contraintes en fonction du pourcentage des bulles de la mousse introduit dans le mélange qui a été obtenue expérimentalement a été bien retrouvée par les simulations numériques.

Ainsi, ces modèles simples semblent bien prédire le comportement mécanique du sol traité en fonction de la quantité de la mousse injectée dans le sol.

L'écoulement de la mousse dans le milieu poreux peut être assuré sans nécessité d'une grande montée en pression à l'amont que dans le cas du sol sableux. La présence d'argile nécessite un dispositif expérimental qui résiste à l'augmentation de la pression dans la colonne. L'écoulement de la mousse dans la colonne de sable a été approché par un modèle d'écoulement diphasique permanent. L'avancement de la mousse tout au long de la colonne génère un excès de pression interstitielle qui évolue au cours de l'avancement de la mousse.

Conclusion générale et perspectives

Cette thèse est consacrée à l'étude du comportement du sol excavé par les tunneliers à pression de terre (EPB) et qui est à traiter par un produit tensioactif. Le but était d'étudier l'apport du tensioactif pour influencer les propriétés hydromécaniques du sol à traiter ainsi que ces caractéristiques hydrodynamiques. Vu le caractère évolutif du tensioactif qui se présente dans notre cas sous forme d'une mousse, il s'agissait de focaliser notre étude sur la corrélation qui peut exister entre l'évolution dans le temps de la mousse et les propriétés hydromécaniques et hydrodynamiques du sol. Lors de la préparation de la mousse ou de son malaxage avec le sol, elle se transforme en bulles qui vont-elles mêmes évoluer dans le temps en passant, généralement par trois phénomènes successifs, dits murissement, coalescence et drainage.

Le drainage se manifeste par la production du liquide qui formait au préalable le film protecteur de ces bulles, qui vont-elles disparaître ou s'écrasent sous des effets physiques ou mécaniques. Ainsi, le liquide produit est mélangé avec l'eau saturant le sol.

La quantification du volume de ce liquide est un indicateur important de la transformation de ces bulles, principalement par écrasement. Dans notre étude, nous avons pu proposer une nouvelle méthode basée sur la mesure des volumes des échantillons non traités et traités à des taux différents de mousse, qui nous a permis de quantifier le volume du liquide supposé produit entièrement par écrasement des bulles.

Par ailleurs, nous avons effectué une large campagne d'essais œdométriques non drainés et au triaxial en conditions consolidées non drainées pour quantifier les effets du surfactant sur la compressibilité, la rigidité et le frottement du sol traité. Le choix a été fixé sur un sol particulier (sol n°4) qui a le plus de potentiel de colmatage parmi l'ensemble de sols testés, et qui est selon les recommandations associées à l'excavation par des tunneliers devrait être traité par un additif (comme le cas dans notre étude, de l'agent moussant CLB F5TM fourni par l'entreprise CONDAT).

Par conséquent, la méthodologie adaptée pour cette étude est de travailler avec un sol-modèle du terrain meuble qui peut faire l'objet de creusement par des tunneliers EPB. Le sol choisi est composé de 60% de sable d'Hostun et 40% de Kaolin. Les autres sols testés sont reconstitués de mélanges variant en pourcentage d'argile et de sable.

Une caractérisation physique, hydraulique et mécanique de ces sols reconstitués au laboratoire a été réalisée avec des conditions initiales fixes (teneur en eau et densité).

Dans une première partie de notre étude, une série d'essais de laboratoire a été réalisée afin d'étudier l'évolution du comportement du sol traité sous l'effet de la mousse. Ce comportement reste différent de celui du sol classique non traité en lien avec les propriétés des bulles de la mousse intégrées dans le mélange et surtout de leur évolution dans le temps sous des actions physiques ou mécaniques. Ainsi, les propriétés de dégradation et l'évolution physique de la structure de la mousse sous l'effet de plusieurs conditions conduisent à un comportement évolutif du mélange sol-mousse, lié généralement aux phénomènes de drainage de murissement et de coalescence de la mousse. Quand la mousse est intégrée dans le sol, la cinétique de ces trois phénomènes est influencée principalement par la perméabilité du sol.

Les expériences mécaniques ont montré une nette augmentation de la compressibilité du sol en fonction du pourcentage de la mousse injectée dans le sol et une diminution significative de l'angle de frottement manifestée par une nette diminution du déviateur de contraintes du sol traité. Des surpressions interstitielles dans le mélange sont créées sous l'effet de l'écoulement des bulles de gaz. Ce qui laisse comprendre que les contraintes effectives sont à leur tour bien affectées par la présence de la mousse et sont aussi fonction des trois phénomènes rappelés ci-dessus de l'évolution des bulles.

Deux types de dégradation de la mousse dans le sol ont été identifiés. La première constitue une dégradation appelée « mécanique » qui est due à l'effet des contraintes totales transmises à tout échantillon mélange de sol-mousse. Cette dégradation a été analysée à partir de traitement des essais mécaniques réalisés (œdométrie et triaxial). Ces essais ont montré que cette dégradation se traduit par une déformation rapide de la mousse sous l'effet du chargement (déformation instantanée).

Une deuxième dégradation appelée « physique » a été analysée à partir de suivi de l'évolution de la mousse dans le sol à travers le Turbiscan. Cette dégradation est dû aux phénomènes de dégradation de la mousse (drainage, coalescence et murissement). Les résultats trouvés montraient que cette dégradation est plus lente pour la mousse dans le sol que pour la mousse seule. L'évolution de la mousse dans le sol dépend de la quantité de mousse présente, mesurée par le paramètre FIR, et bien évidemment aussi du type du sol. La dégradation obtenue est bien plus rapide dans un sol sableux que dans un sol argileux et elle est aussi, pour le même sol, plus rapide pour les FIR les plus élevés.

Le suivi des caractéristiques mécaniques et hydrique (perméabilité et courbe de rétention d'eau) du sol traité au cours du temps a montré une récupération de ces caractéristiques avant traitement au bout d'une durée qui ne dépassait pas les 20 jours.

Ces résultats ont montré que le fait que les sols traités retrouvaient leurs propres caractéristiques mécaniques initiales, leur réutilisation en cas de besoin, dans des ouvrages géotechniques est totalement justifiée au cas où ils répondent aux critères de conception et de dimensionnement_.

Par ailleurs, l'écoulement de la mousse dans le sol a été analysé à partir de plusieurs expériences réalisées principalement sur le sol plutôt sableux (sol 1, sol 2 et sol1 bis). Les résultats montrent que l'écoulement de la mousse dans ces sols se traduisait par une augmentation de la pression interstitielle. L'importance d'une telle augmentation dépendait du type du sol.

L'écoulement ou la création de la mousse dans le sol se traduisaient nécessairement par la transformation de la mousse en termes de taille et de nombre de bulles créées dans le mélange.

Concernant l'écoulement de la mousse dans le sol plutôt argileux, malheureusement nous n'avons pas réussi à le traiter faute de limitation du dispositif expérimental conçu en colonne.

Le transport de la mousse et ses effets sur les propriétés hydromécaniques restent encore non identifiés à cause de la complexité et la nécessité d'exploiter plus d'expériences et de modèles pour interpréter l'évolution de la mousse au cours de son écoulement. C'est pour ces raisons que nous nous sommes limités aux expériences en conditions non drainées.

D'un autre côté, il est utile de signaler que notre étude a été engagée entièrement que sur des sols reconstitués, et que l'extension de ces résultats en conditions réelles du terrain pour l'excavation n'est pas encore défendable. A titre d'exemple, la méthode d'injection de la mousse par les tunneliers à pression de terre (EPB) diffère complètement du malaxage du sol avec la mousse tel que c'était pratiqué au laboratoire. En conséquence, l'extension de notre étude aux sols provenant du site d'excavation et les études sur des prototypes de tunneliers au laboratoire seraient d'un grand intérêt pour trouver d'éventuelles corrélations.

Abréviations, Nomenclatures et Indices

VII. Abréviations

EPB	Earth Pressure Balance
FER	Foam Expansion Ratio
FIR	Foam Expansion Ratio
TBM	Tunnel boring Machine

VIII. Nomenclatures

A	Section d'écoulement	[L ²]
BS	Rétrodiffusion	[-]
C	Concentration en sel NaCl au cours de l'écoulement	[M.L ⁻¹]
C_0	Concentration initiale en sel NaCl	[M.L ⁻¹]
C_f	Concentration de l'agent tensioactif	[-]
C_c	Indice de compressibilité	[-]
d	Diamètre moyen des particules	[L]
D	Coefficient de dispersion	[L ² .T ⁻¹]
E	Module d'Young	[M.L ⁻¹ .T ⁻²]
E_{oed}	Module œdométrique	[M.L ⁻²]
e	Indice des vides	[-]
e_0	Indice des vides initial	[-]
e_{max}	Indice des vides maximum	[-]
g	Accélération de pesanteur	[L.T ⁻¹]
$g Q_s$	Paramètres optiques données par la théorie de Mie	[-]
h_1 et h_2	Charges hydrauliques au différents temps t_1 et t_2	[L]
K	Conductivité hydraulique	[L.T ⁻¹]
\bar{K}	Perméabilité intrinsèque	[L ²]
k_1	Facteur de génération de mousse	[-]
k_{-1}	Facteur de coalescence	[-]

k_a	Coefficient cinétique d'attachement de premier ordre	$[T^{-1}]$
K_{rw}	Perméabilité relative à la phase eau	$[L^2]$
K_{rg}	Perméabilité relative à la phase gaz	$[L^2]$
l^*	Longueur de transport du photon	$[-]$
n_c	Porosité continue	$[-]$
n_f	Concentration des bulles	$[M.L^{-3}]$
$n_{f,0}$	Porosité discontinue initial après le traitement	$[-]$
P	Pression appliquée	$[M.L^{-2}]$
∇P	Gradient de la pression de la phase fluide	$[M.L^{-2}]$
$P_{c gw}$	Pression capillaire	$[M.L^{-2}]$
P_g	Pression gaz	$[M.L^{-2}]$
P_w	Pression d'eau	$[M.L^{-2}]$
q	Déviateur de contrainte	$[M.L^{-2}]$
Q	Débit du fluide	$[L^3.T^{-1}]$
Q_b	Terme source	$[-]$
R	Rayon moyen des bulles de la mousse	$[L]$
r_i	Rayon interne de la cellule de mesure	$[L]$
r_g	Taux de génération des lamelles	$[-]$
r_c	Taux de destruction des lamelles	$[-]$
Rr	Facteur de retard pour un équilibre local de sorption	$[-]$
R_c	Rayon de courbure moyenne	$[L]$
S	Section de l'échantillon	$[L^3]$
\bar{S}_w	Saturation effective en phase aqueuse	$[-]$
\bar{S}_{wr}	Saturation résiduelle en phase α	$[-]$
T	Tension de surface	$[M.T^{-2}]$
Tr	Transmission	$[\%]$
T_0	Transmittance de la phase continue de la mousse	$[\%]$

Δt	Intervalle du temps entre t_1 et t_2	[T]
U	Vitesse de Darcy	[L.T ⁻¹]
Δu	Excès de pression interstitielle	[M.L ⁻²]
V_{ap}	Volume théorique d'air dans le sol	[L ³]
$V_{a,0}$	Volume d'air généré par la mousse dans l'échantillon à la pression atmosphérique	[L ³]
$V_{v,max}$	Volume des vide de l'échantillon à l'état lâche	[L ³]
V_f	Volume de la mousse	[L ³]
V_s	Volume du solide	[L ³]
$V_{g,p}$	Volume théorique de la mousse sous effet de P	[L ³]
$V_{a,sv}$	Volume de mousse dans le sol traité sous la contrainte verticale appliquée	[L ³]
W_s	Masse de l'échantillon sec	[M]
W_w	Masse de d'eau dans l'échantillon	[M]

IX. Lettres Grecques

ε	Déformation volumique de la mousse	[-]
σ'	Contrainte effective	[M.L ⁻¹ .T ⁻²]
ρ	Masse volumique du fluide	[M.L ⁻³]
μ	viscosité dynamique du fluide	[M.L ⁻¹ .T ⁻¹]
$n_{vg}, m_{vg}[-]$ et $\alpha_{vg}[-]$	Paramètres du modèle de van Genuchten	[-]
\emptyset	Porosité	[-]
ϑ	Vitesse moyenne	[L.T ⁻¹]
α_L	Dispersivité longitudinale	[-]
ϑ_t	Volume totale de l'échantillon	[L ³]
γ_s	Masse volumique des grains solides	[M.L ⁻³]
γ_w	Masse volumique des grains de l'eau	[M.L ⁻³]
Φ	Fraction volumique des particules	[-]
ψ	Succion dans le sol	[M.L ⁻²]

θ_w	Teneur en eau volumique	[-]
θ_r	Teneur en eau résiduelle	[-]
θ_s	Teneur en eau à saturation	[-]
$\Delta\sigma'$	Variation de la contrainte effective	[M.L ⁻²]
$n_{f,0}$	Porosité discontinue initial après le traitement	[-]
δ_{exp}	Tassement dans le sol traité	[L]
δ_{sol}	Tassement dans la partie sol	[L]
δ_f	Tassement dans la partie mousse	[L]
$\delta_{soil+foam}$	Tassement théorique du mélange sol mousse	[L]
φ'	Angle de frottement effective	[°]
α	Coefficient de Biot	[-]

Liste des figures

Figure 1 : Description des deux méthodes de creusement Slurry et EPB (Maidl et al. 2012)..	16
Figure 2 : Schéma descriptif d'un tunnelier (Acaroglu Ergun et al. 2016)	17
Figure 3 : Schéma de la production et de l'injection de la mousse dans EPB-TBM ((Tarigh Azali et al. 2019)	18
Figure 4 : Domaine d'utilisation des EBP et Slurry (Maidl et al. 2012)	19
Figure 5 : Effet du polymère sur la structure du sol (Langmaack 2002).....	20
Figure 6 : Usage typique des polymères pour les EPB (EFNARC 2005)	21
Figure 7 : Structure de la mousse à différentes échelles (Psomas 2001).....	22
Figure 8 : Effets de la mousse sur les particules de sols à l'échelle microscopique(Milligan 2000).....	23
Figure 9 : Domaines de comportement mécanique liquide et solide d'une mousse (Costa, 2012).....	28
Figure 10 : (a) La forme de la bulle, (b) Géométrie de 4 bords de plateaux attachés par un nœud, (c) section transversale d'une frontière du Plateau, avec les trois films attachés à elle au point C (c) (Saint-Jalmes, 2006)	29
Figure 11 : Vieillessement de la mousse sous l'effet des phénomènes de drainage, de coalescence et de murissement (Lazidis et al. 2018).....	31
Figure 12 : Vieillessement de la mousse soumise à différentes pressions P (Wu et al. 2018)..	33
Figure 13 : Choix de la fluidité appropriée pour le traitement du sol dans les EPB (Vinai et al. 2007).....	34
Figure 14 : Effets des polymères et des agents moussants sur la plasticité du sol (Duarte, 2007).....	35
Figure 15 : Schéma du dispositif de perméabilité utilisé pour un sol traité (Borio and Peila 2010).....	36
Figure 16 : Effet du traitement du sol sur la perméabilité (Borio et al. 2010).....	37
Figure 17 : Courbe de consolidation du sable fin mélangé avec de la mousse (Peila ,2006) ...	38
Figure 18 : Essai de compression non drainée sur un échantillon sableux traité avec différentes pourcentage de FIR (Mori et al. 2018b).....	40
Figure 19 : Essai à la boîte de cisaillement sur un sable fin à faible contrainte (28.3 KPa) (Psomas S. , 2001).....	41
Figure 20 : Microstructure de mélanges billes de verre solides / mousses liquides capturés après 2 min et 57 min (Ozarmut and Steed (2015))	42

Figure 21 : Evolution de la concentration du tensioactif dans le sol au cours du temps (sol 1 : argile limoneuse, sol 2 argile sablonneuse).	43
Figure 22: Biodégradation de la mousse au cours du temps dans un échantillon de sol (pourcentage massique 60 % sable +40% argile (Pedraza et al, 2015)	44
Figure 23 : Montage de génération de la mousse avant son injection dans un échantillon de sol (Portois, 2018).....	47
Figure 24 : Méthodologie expérimentale d'injection de la mousse dans un milieu poreux (Estefanía and Estrada, 2014)	47
Figure 25 : Perte de pression entre l'entrée et la sortie de la colonne et le volume du liquide récupéré en fonction du volume des pores V_P (Del Campo Estrada, 2014)	48
Figure 26 : Mécanisme d'écoulement de la mousse dans le milieu poreux (Ransohoff et Radke, 1988).....	50
Figure 27 : Courbe de pression capillaire en fonction de la saturation de la phase mouillante et courbe de débit fractionnaire pour des écoulements de la mousse (Del Campo Estrada, 2014, adapté de Khatib et al., 1988).....	53
Figure 28 (a) Variation de la pression capillaire d'entrée d'air et la pression capillaire limite P_c en fonction de la perméabilité k du milieu et (b) Variation de la mobilité du gaz λ_g en fonction de la perméabilité k du milieu poreux (Khatib et al., 1988).	54
Figure 29 : Méthodologie de travail adaptée dans cette étude.....	57
Figure 30 . Courbes granulométriques des différents mélanges de sols (GSD)	63
Figure 31 : Observation au microscope électronique	64
Figure 32 : Observations au microscope optique (a) Sable sec (zoom X5), (b) Mélange sable-Kaolin: 40% Kaolin+ 60% sable (Zoom X10).....	64
Figure 33 : Teneur en eau optimale en fonction du pourcentage du Kaolin.....	65
Figure 34 : Préparation de la mousse au laboratoire	67
Figure 35 : Essai au mini- conne pour des différents pourcentages de FIR, FER et C_f	68
Figure 36 : Affaissement du sol4 en fonction du paramètre LIR.....	69
Figure 37 : Effet de la mousse sur la structure du sol (D: Diamètre des bulles de gaz). (a) Sable traité (FIR = 150%, 5× agrandissement). (b) Kaolin traité (FIR = 150%, 5× agrandissement). (c) Mélange sol 4 traité (FIR = 150%, 10× agrandissement).....	71
Figure 38 : Effet de la mousse sur la porosité totale et le pourcentage de gaz généré dans le sol traité (%). (a) Effet de FIR sur la porosité totale. (b) Effet de FIR sur le volume de gaz généré dans le sol traité.....	74

Figure 39 : Effet de la mousse sur la fluidité du sol traité (Essai mini-cône d'Abrams)	75
Figure 40 : Principe de mesure par le Turbiscan (Mengual et al. 1999b)	76
Figure 41 : Exemple de réponse en termes de rétrodiffusion obtenue par le Turbiscan (Carn et al. 2009)	77
Figure 42 : Les résultats de l'analyse Turbiscan : stabilité de la mousse (Al-Ghamdi et al. 2009)	78
Figure 43 : Schéma de la cellule de Richards	83
Figure 44 : Dispositif expérimental de l'essai en colonne	84
Figure 45 : Exemple d'évolution de la mousse tout au long de la colonne	85
Figure 46 : Schéma du principe de la co-injection gaz-solution de tensio-actif	86
Figure 47 : Effet Du volume des bulles de la mousse dans le sol sur la perméabilité à saturation	89
Figure 48 : Effet de la consolidation : (a) évolution de n_f en fonction de la contrainte de consolidation (b) Evolution de la perméabilité sous effet de la consolidation	90
Figure 49 : Courbes de rétention d'eau entre un sol non traité et un sol traité à différents FIR	91
Figure 50 : Effet de la mousse sur l'évolution de la contrainte de compression-déformation en conditions œdométriques non drainées	93
Figure 51 : Effet de FIR sur la compressibilité du sol traité	94
Figure 52 : Effet de FIR sur (a) Module œdométrique (b) indice de compressibilité du sol traité	95
Figure 53 : Evolution du pourcentage de la mousse après consolidation (Sol 4)	96
Figure 54 : Visualisation par le MEB de la microstructure du sol situé Effet de la consolidation sur la structure du sol traité (Sol 4, FIR = 150%)	97
Figure 55 : Effet du FIR sur la consolidation du sol traité (Sol 4)	98
Figure 56 : Effet de la dégradation de la mousse sur le tassement du sol traité. (a) Effet de la compressibilité des bulles de la mousse sur le tassement du sol traité. b) Volume du liquide drainé de la mousse en fonction de la consolidation de la FIR	100
Figure 57 : Courbe contrainte-déformation dans le cas du sol traité avec différents FIR ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)	102
Figure 58 : Evolution de la pression interstitielle en fonction de la déformation axiale pour différents FIR ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)	102
Figure 59 : Evolution de l'angle de frottement en fonction du FIR	103

Figure 60 : Effet de la contrainte de confinement sur le déviateur de contraintes en cisaillement du sol non traité et traité avec un FIR = 150%.....	104
Figure 61 : Angle de frottement en fonction de la contrainte de confinement (FIR = 150%).	105
Figure 62 : Evolution de la compressibilité du sol au cours de la dégradation	106
Figure 63 : Évolution d'indice de vides initial du sol traité (FIR=150%).....	106
Figure 64 : Evolution des coefficients de compressibilité et gonflement du sol au cours du temps.....	107
Figure 65 : Tassement en conditions œdométriques sous une contrainte verticale de 52 KPa (0J : premier jour, XJ=X jours, A1P : Sol non traité)	107
Figure 66 : Tassement en conditions œdométriques sous une contrainte verticale de 200 kPa (0J : premier jour, XJ=X jours, A1P : Sol non traité)	108
Figure 67 : Evolution de la perméabilité du sol au cours de la dégradation physique de la mousse	108
Figure 68 : Variation de la pression interstitielle dans la colonne du sol + mousse en comparaison avec celle dans la colonne du sol non traité sous un drainage gravitaire.....	112
Figure 69 : Variation de la structure du sol dans la colonne (niveau entre 10 et 15 cm)	113
Figure 70 : Évolution de la pression interstitielle mesurée par les tensiomètres au cours de l'écoulement de la mousse dans le sable	113
Figure 71 : Test de traçage avec le NaCl et d'une injection de solution d'agent moussant ...	115
Figure 72 : Effet du pourcentage du Kaolin dans le sol sur les pressions générées tout au long de la colonne en injectant la mousse (Z (cm) : avancement de la mousse dans la colonne ...	116
Figure 73: Analyse de la mousse à la sortie de la colonne : (a) Evolution du FER, (b) diamètre des bulles de la mousse déterminée par Turbiscan	118
Figure 74 : Evolution du drainage de liquide dans la mousse au cours du temps	119
Figure 75 : Evolution de la structure de la mousse au cours du temps : (a) Photo après 5 min de la formation de la mousse (b) Photo après 10 min (c) photo après 15 min (d) photo après 25 min (Microscope Optique).....	120
Figure 76 : Résultats du Turbiscan sur la mousse seule.....	122
Figure 77 : Effet du FIR sur la réponse en rétrodiffusion du sol traité immédiat après le mélange.....	124
Figure 78 : Stabilité de la mousse selon le type de sol choisi.....	126
Figure 79 : Evolution de la porosité « fermée » a cours de la dégradation de la mousse	127

Figure 80 : Schéma de modélisation de la mousse dans le cas d'un sol argileux et un sol plutôt sableux	131
Figure 81 : Evolution du module de compressibilité tangent du mélange sol-mousse en fonction de FIR	135
Figure 82 : Evolution du coefficient de Biot en fonction de FIR au cours de L'essai triaxial pour le mélange sol mousse (essai triaxial $\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)	136
Figure 83 : Chemins de contrainte effective dans le sol traité en fonction de FIR ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)	136
Figure 84 : Exemple du maillage de la structure sol seul et mélange sol mousse	138
Figure 85 : Modélisation de l'évolution de la contrainte effective d'un sol non traité pour une pression de confinement de 50 kPa	139
Figure 86 : Modélisation de l'essai triaxial sur un sol non traité ($\sigma_3=50 \text{ kPa}$).....	139
Figure 87 : Simulations de l'effet de FIR sur la contrainte déviatorique dans le sol traité (contrainte de confinement = 50 kPa)	140
Figure 88 : Evolution de l'angle de frottement en fonction du pourcentage des bulles dans le mélange ; comparaison entre l'expérience et la modélisation	141
Figure 89 : Evolution de la pression interstitielle tout au long de la colonne du sol sableux après injection de la mousse à t=1s	143
Figure 90 : Modélisation de la pression interstitielle mesurée par le tensiomètre T1 , T2 et T3 au cours de l'injection de la mousse	144
Figure 91 : Modélisation du degré de saturation au cours de l'injection de la mousse (T1 : Z= 10 cm ; T2 : Z=25 cm ; T3 : Z= 40 cm).....	144

Liste des Tableaux

Tableau 1. Molécules de tensioactifs usuelles.	22
Tableau 2 : Caractéristiques de différentes classes d'agents moussants (Borio, 2010)	26
Tableau 3 : Caractérisation des types d'agents moussants utilisés dans le sol (Borio, 2010; EFNARC, 2001).....	26
Tableau 4. Description des agents moussants utilisés en EPB selon le sol	27
Tableau 5 : Caractéristiques physiques du sable d'Hostun (SEBELCO).....	61
Tableau 6 : Caractéristiques physiques de la Kaolinite Polwhite	61
Tableau 7: compositions des sols modèles reconstitués.....	62
Tableau 8: Caractéristiques physiques des différents sols utilisés	63
Tableau 9: Caractéristiques du produit tensioactif utilisé CLB F5TM /AC (d'après Condat) .66	

Tableau 10 : Essai Turbiscan, vieillissement de la mousse	79
Tableau 11 : campagne d'essais mécaniques ; effet de la mousse sur le comportement mécanique du sol traité	80
Tableau 12 : Campagne d'essais de perméabilité	81
Tableau 13 : Comparaison des paramètres van Genuchten pour un sol non-traité et sols traités	91
Tableau 14 : Etat de la mousse à la sortie de la colonne (état initial à 0 jrs)	117
Tableau 15 : Paramètres numériques du matériau utilisé pour modéliser un sol non conditionné.....	138
Tableau 16 : Paramètres des inclusions de bulles de la mousse utilisées dans les modèles numériques	140
Tableau 17 : Paramètres du modèle utilisé	143

Références bibliographiques

- Abdul Rahman. (2010). “Analysis of Comparison between Unconfined and Confined Condition of Foamed Concrete Under Uni-Axial Compressive Load.” *American Journal of Engineering and Applied Sciences*, 3(1), 68–72.
- Acaroglu Ergun, O., Erdoğan, C., and Ekinçi, E. (2016). “113.pdf.” *Proceedings of the 2nd World Congress on Mechanical, Chemical, and Material Engineering (MCM'16)*, 8.
- Ahmad Zaidi, A. M. (2010). “Physical Behaviour of Foamed Concrete Under Uni-Axial Compressive Load: Confined Compressive Test.” *Modern Applied Science*, 4(2), 126–132.
- Al-Ghamdi, A. M., Noik, C., Dalmazzone, C., and Kokal, S. (2009). “Experimental investigation of emulsion stability in gas/oil separation plants.” *SPE Journal*.
- Angelim, R. R., Cunha, R. P., and Sales, M. M. (2016). “Determining the Elastic Deformation Modulus From a Compacted Earth Embankment Via Laboratory and Menard Pressuremeter Tests.” *Soils and Rocks*, 39(3), 285–300.
- ASTM. (2006). “Standard Test Methods for Maximum Index Density and Unit Weight of Soils Using a.” 00(Reapproved), 1–15.
- Azimi, A. H. (2015). “Experimental investigations on the physical and rheological characteristics of sand-foam mixtures.” *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Elsevier B.V., 221, 28–39.
- Baderna, D., Lomazzi, E., Passoni, A., Pogliaghi, A., Petoumenou, M. I., Bagnati, R., Lodi, M., Viarengo, A., Sforzini, S., Benfenati, E., and Fanelli, R. (2015). “Chemical characterization and ecotoxicity of three soil foaming agents used in mechanized tunneling.” *Journal of Hazardous Materials*, Elsevier, 296, 210–220.
- Barra Caracciolo, A., Ademollo, N., Cardoni, M., Di Giulio, A., Grenni, P., Pescatore, T., Rauseo, J., and Patrolecco, L. (2019). “Assessment of biodegradation of the anionic surfactant sodium lauryl ether sulphate used in two foaming agents for mechanized tunnelling excavation.” *Journal of Hazardous Materials*, Elsevier B.V., 365, 538–545.
- Biot, M. A. (1956). “General solutions of the equation of elasticity and consolidation for a porous material.” *Journal of Applied Physics*, 78(2), 155–164.
- Borio, L., Chierigato, A., Picchio, A., and Peila, D. (2010). “Study of the permeability of foam conditioned soils | Studio della permeabilità di terreni condizionati con schiume.”

Geingegneria Ambientale e Mineraria.

- Borio, L., and Peila, D. (2010). "Study of the permeability of foam conditioned soils with laboratory tests." *American Journal of Environmental Sciences*, 6(4), 365–370.
- Borio, L., Peila, D., Oggeri, C., and Pelizza, S. (2007). "Characterization of soil conditioning for mechanized tunnelling." *International Society for Trenchless Technology - 25th No-Dig International Conference and Exhibition, Roma 07: Mediterranean No-Dig 2007*.
- Bouhlef, M., Jamei, M., and Geindreau, C. (2010). "Microstructural effects on the overall poroelastic properties of saturated porous media." *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*.
- Budach, C., and Thewes, M. (2015). "Application ranges of EPB shields in coarse ground based on laboratory research." *Tunnelling and Underground Space Technology*.
- CAMPO, E. DEL, and Estefanía. (2014). "DOCTEUR DE L ' UNIVERSITÉ DE BORDEAUX Écoulements de mousse pour la dépollution d ' aquifère s."
- Carn, F., Colin, A., Pitois, O., Vignes-Adler, M., and Backov, R. (2009). "Foam drainage in the presence of nanoparticle-surfactant mixtures." *Langmuir*, 25(14), 7847–7856.
- Carugo, D., Ankrett, D. N., Zhao, X., Zhang, X., Hill, M., O'Byrne, V., Hoad, J., Arif, M., Wright, D. D. I., and Lewis, A. L. (2016). "Benefits of polidocanol endovenous microfoam (Varithena®) compared with physician-compounded foams." *Phlebology*.
- Celia, C., Trapasso, E., Cosco, D., Paolino, D., and Fresta, M. (2009). "Turbiscan Lab® Expert analysis of the stability of ethosomes® and ultradeformable liposomes containing a bilayer fluidizing agent." *Colloids and Surfaces B: Biointerfaces*.
- CETU (Centre d'étude des tunnels). (2016). "Matériaux géologiques naturels excavés en travaux souterrains." *Document D'Information*.
- Cohen-Addad, S., Krzan, M., Höhler, R., and Herzhaft, B. (2007). "Rigidity percolation in particle-laden foams." *Physical Review Letters*, 99(16), 168001–168005.
- Copur, H., Aksu, F., Yasar Levent, K., and Cinar, M. (2013). "Studies by a mobile laboratory on soil conditioning for EPB tunneling." *Underground - The Way to the Future: Proceedings of the World Tunnel Congress, WTC 2013*.
- Djeran-Maigre, I., Dubujet, P., and Vogel, T. M. (2018). "Variation over time of excavated soil properties treated with surfactants." *Environmental Earth Sciences*, Springer Berlin Heidelberg, 77(3), 1–12.
- Du, D., Zhang, D., Li, Y., Dong, X., Sun, Z., and Chao, K. (2019). "Numerical investigations on the inlet and outlet behavior of foam flow process in porous media using stochastic

- bubble population balance model.” *Journal of Petroleum Science and Engineering*, Elsevier B.V., 537–553.
- EFNARC. (2005). *The European Guidelines for Self-Compacting Concrete: Specification, Production and Use. The European Guidelines for Self Compacting Concrete.*
- Estefanía, and ESTRADA, D. C. (2014). “DOCTEUR DE L ’ UNIVERSITÉ DE BORDEAUX Écoulements de mousse pour la dépollution d ’ aquifère s.”
- Galli, M., and Thewes, M. (2014). “Investigations for the application of EPB shields in difficult grounds / Untersuchungen für den Einsatz von Erddruckschilden in schwierigem Baugrund.” *Geomechanik und Tunnelbau.*
- van Genuchten, M. T. (1980). “A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils.” *Soil Science Society of America Journal*, 44(5), 892–898.
- Van Ginkel, C. G. (1996). “Complete degradation of xenobiotic surfactants by consortia of aerobic microorganisms.” *Biodegradation*, 7(2), 151–164.
- Goel, M. D., Matsagar, V. A., and Gupta, A. K. (2015). “Blast resistance of stiffened sandwich panels with aluminum cenosphere syntactic foam.” *International Journal of Impact Engineering.*
- Hajjalilue-Bonab, M., Hassan, S., and Adam, B. (2014). “Experimental study on foamed sandy soil for EPBM tunnelling.” *International Journal of Advances in Railway Engineering (IJARE)*, 2(1), 27–40.
- Hamidi, A., Yazdanjou, V., and Salimi, N. (2009). “Shear strength characteristics of sand-gravel mixtures.” *International Journal of Geotechnical Engineering.*
- Hematpur, H., Mahmood, S. M., Nasr, N. H., and Elraies, K. A. (2018). “Foam flow in porous media: Concepts, models and challenges.” *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 53(February), 163–180.
- Hilgenfeldt, S., Koehler, S. A., and Stone, H. A. (2001). “Dynamics of coarsening foams: Accelerated and self-limiting drainage.” *Physical Review Letters*, 86(20), 4704–4707.
- Houlsby, G. T., and Psomas, S. (2001). *Soil conditioning for pipejacking and tunnelling: properties of sand/foam mixtures. Proceedings Underground Construction.*
- Jancsecz, S., Krause, R., and Langmaack, L. (1999). “Advantages of soil conditioning in shield tunneling: Experiences of LRTS Izmir.” *Challenges for the 21st Century. Proceedings of the World Tunnel Congress ’99, Oslo, June 1999. (2 vols).*
- Kang, W., Xu, B., Wang, Y., Li, Y., Shan, X., An, F., and Liu, J. (2011). “Stability

- mechanism of W/O crude oil emulsion stabilized by polymer and surfactant.” *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*.
- Kermani, M., and Ebadi, T. (2012). “The Effect of Oil Contamination on the Geotechnical Properties of Fine-Grained Soils.” *Soil and Sediment Contamination*, 21(5), 655–671.
- Kett, I. (2009). “Slump of Hydraulic Cement Concrete (C 143).” *Engineered Concrete*, 99–101.
- Koehler, S. A., Hilgenfeldt, S., and Stone, H. A. (2000). “Generalized view of foam drainage: Experiment and theory.” *Langmuir*, 16(15), 6327–6341.
- Lacour, J. (2013). “Valorisation de la fraction organique de résidus agricoles et autres déchets assimilés à l’ aide de traitements biologiques anaérobies To cite this version : HAL Id : tel-00825479 Valorisation de résidus agricoles et autres déchets organiques par digesti.” 218.
- Langmaack, L. (2002). *Advanced Technology of Soil Conditioning in EPB Shield Tunnelling. MBT International, Underground Construction Group, Zurich.*
- Langmaack, L., Grothen, B., and Jakobsen, P. (2010). “Anti-wear and anti-dust solutions for hard rock TBMs 1 L. Langmaack 1 , B. Grothen 2 , P. D. Jakobsen 3.” *AITES ITA*.
- Lazidis, A., de Almeida Parizotto, L., Spyropoulos, F., and Norton, I. T. (2018). “Reprint of: Microstructural design of aerated food systems by soft-solid materials.” *Food Hydrocolloids*, The Author(s), 78(December), 26–35.
- Lioumbas, J. S., Georgiou, E., Kostoglou, M., and Karapantsios, T. D. (2015). “Foam free drainage and bubbles size for surfactant concentrations below the CMC.” *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*.
- Maidl, B., Herrenknecht, M., Maidl, U., and Wehrmeyer, G. (2012). *Mechanised Shield Tunnelling. Mechanised Shield Tunnelling*.
- Mengual, O., Meunier, G., and Cayre, I, Puech, K and Snabre, P. (1999a). “Talanta 50 (1999) 445–456.pdf.” 50(2), 445–456.
- Mengual, O., Meunier, G., Cayre, I., Puech, K., and Snabre, P. (1999b). “Characterisation of instability of concentrated dispersions by a new optical analyser: The TURBISCAN MA 1000.” *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*.
- Mori, L., Mooney, M., and Cha, M. (2018a). “Characterizing the influence of stress on foam conditioned sand for EPB tunneling.” *Tunnelling and Underground Space Technology*.
- Mori, L., Mooney, M., and Cha, M. (2018b). “Characterizing the influence of stress on foam conditioned sand for EPB tunneling.” *Tunnelling and Underground Space Technology*,

- Pergamon, 71, 454–465.
- Mori, L., Wu, Y., Cha, M., and Mooney, M. (2015). “Measuring the Compressibility and Shear Strength of Conditioned Sand under Pressure.” *Proc. Rapid Excavation and Tunneling, New Orleans, LA, June 7-10, 2015*.
- Mualem, Y. (1976). “A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media.” *Water Resources Research*.
- Nooshin Noshirvani. (2009). “Stability of various beverage emulsions.” *Application paper*.
- Oggeri, C., Fenoglio, T. M., and Vinai, R. (2014). “Tunnel spoil classification and applicability of lime addition in weak formations for muck reuse.” *Tunnelling and Underground Space Technology*, Elsevier Ltd, 44, 97–107.
- Özarmut, A., and Steeb, H. (2015). “Rheological properties of liquid and particle stabilized foam.” *Journal of Physics: Conference Series*, 602(1).
- Peila, D. (2014). “Soil conditioning for EPB shield tunnelling.” *KSCE Journal of Civil Engineering*, 18(3), 831–836.
- Peila, D., Oggeri, C., and Borio, L. (2009). “Using the slump test to assess the behavior of conditioned soil for EPB tunneling.” *Environmental and Engineering Geoscience*, 15(3), 167–174.
- Peila, D., Oggeri, C., and Vinai, R. (2007). “Screw Conveyor Device for Laboratory Tests on Conditioned Soil for EPB Tunneling Operations.” *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 133(12), 1622–1625.
- Psomas, S. (2001). “Properties of Foam / Sand Mixtures for Tunnelling Applications.” *University of Oxford*.
- Quebaud, S., Siba, M., and Henry, J. (1999). “Use of Chemical Foam for Improvements in Drilling by Earth-Pressure Balanced Shields in Granular Soils Abbreviation / Explanation of Terms.” *Science*, 13(2), 173–180.
- Safouane, M. (2003). “Drainage des Mousses Aqueuses : Rôle de La Rhéologie du Fluide Moussant .”
- Safouane, M., Saint-Jalmes, A., Bergeron, V., and Langevin, D. (2006). “Viscosity effects in foam drainage: Newtonian and non-newtonian foaming fluids.” *European Physical Journal E*, 19(2), 195–202.
- Saint-Jalmes, A. (2006). “Physical chemistry in foam drainage and coarsening.” *Soft Matter*, 836–849.
- SELMİ, M., KACEM, M., JAMEI, M., and Dubujet, P. (2016). “World Academy of Science,

- Engineering and Technology International Journal of Geological and Environmental Engineering.” 10(7), 805–809.
- Tarigh Azali, S., Ghafoori, M., Lashkaripour, G. R., and Hassanpour, J. (2016). “Engineering geological investigations of mechanized tunneling in soft ground: A case study, East-West lot of line 7, Tehran Metro, Iran.” *Engineering Geology*, 200, 31–46.
- Tarigh Azali, S., Khorasani, E., and Hassanpour, J. (2019). “Influence of consistency index on soil conditioning in EPB-TBM tunneling.” *Tunnels and Underground Cities: Engineering and Innovation meet Archaeology, Architecture and Art- Proceedings of the WTC 2019 ITA-AITES World Tunnel Congress*, (May), 3172–3180.
- Thewes, M., Budach, C., and Bezuijen, A. (2012). “Foam conditioning in EPB tunnelling.” *Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground - Proceedings of the 7th International Symposium on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*.
- Vinai, R., Oggeri, C., and Peila, D. (2008). “Soil conditioning of sand for EPB applications: A laboratory research.” *Tunnelling and Underground Space Technology*, Pergamon, 23(3), 308–317.
- Vinai, R., Peila, D., Oggeri, C., and Pelizza, S. (2007). “Laboratory tests for EPB tunnelling soil conditioning.” *Underground Space-the 4th Dimension of Metropolises*.
- Wu, H., Huo, J., Meng, Z., Xue, L., Xie, L., and Zhang, Z. (2019). “Load characteristics study with a multi-coupling dynamic model for TBM supporting system based on a field strain test.” *Tunnelling and Underground Space Technology*, Elsevier, 91(July), 103016.
- Wu, Y., Mooney, M. A., and Cha, M. (2018). “An experimental examination of foam stability under pressure for EPB TBM tunneling.” *Tunnelling and Underground Space Technology*, Pergamon, 77, 80–93.
- Yang, Y., Wang, G., Li, H., and Huang, X. (2013). “The new clay mud and its improvement effects of tunnels.” *Applied Clay Science*, Elsevier B.V., 79, 49–56.
- Ying, G. G. (2006). “Fate, behavior and effects of surfactants and their degradation products in the environment.” *Environment International*, 32(3), 417–431.
- Zumsteg, R., and Langmaack, L. (2017). “Mechanized Tunneling in Soft Soils: Choice of Excavation Mode and Application of Soil-Conditioning Additives in Glacial Deposits.” *Engineering*.